

ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

**Минск
БНТУ
2018**

УДК 621.941.1:621.835

А в т о р ы:

*С. С. Данильчик, С. А. Иващенко, И. А. Каштальян,
В. Г. Куптель, В. И. Молочко, В. К. Шелег*

Вибрационное точение конструкционных сталей / С. С. Данильчик [и др.]. – Минск: БНТУ, 2018. – 244 с. – ISBN 978-985-583-181-6.

В монографии представлены теоретические аспекты процесса создания и поддержания вибрационного движения режущей кромки инструмента при токарной обработке заготовок с целью обеспечения устойчивого дробления сливной стружки, выполнено математическое моделирование вибрационных процессов, рассмотрены конструкции устройств для реализации вибрационного точения, приведены результаты экспериментальных исследований.

Предназначена для научных и инженерно-технических работников, интересующихся вопросами стружкодробления. Может быть полезна преподавателям, аспирантам и студентам.

Табл. 13. Ил. 101. Библиогр. 129 назв.

Рекомендовано к изданию научно-техническим советом
Белорусского национального технического университета
(протокол №9 от 30.10.2017 г.)

Рецензенты:

академик НАН Беларуси, доктор технических наук,
профессор *В. В. Клубович*;
доктор технических наук, профессор *Л. М. Акулович*

ISBN 978-985-583-181-6

© Белорусский национальный
технический университет, 2018

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	6
1. АНАЛИЗ МЕТОДОВ СТРУЖКОДРОБЛЕНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ.....	9
1.1. Механизм образования и виды стружки, получаемые в процессе точения конструкционных сталей.....	9
1.2. Методы дробления стружки и обеспечение параметров качества обработанных поверхностей.....	12
1.2.1. Классификация методов дробления стружки.....	12
1.2.2. Методы дробления стружки в процессе точения с постоянными параметрами резания.....	16
1.2.3. Методы дробления стружки в процессе точения с переменными параметрами резания.....	19
1.3. Вибрационное точение и устройства для его реализации.....	23
1.3.1. Характеристика вибрационного точения.....	23
1.3.2. Вибрационные устройства и инструменты к токарным станкам.....	29
2. ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ С НАЛОЖЕНИЕМ НА ПОДАЧУ ИНСТРУМЕНТА АСИММЕТРИЧНЫХ КОЛЕБАНИЙ.....	36
2.1. Кинематика вибрационного точения с асимметричными колебаниями инструмента и математическое моделирование колебательного процесса.....	36
2.1.1. Перспективы применения точения с наложением на подачу инструмента асимметричных колебаний	36
2.1.2. Траектория и параметры колебательного движения инструмента при точении с асимметричными колебаниями...	39
2.1.3. Расчет оптимальных параметров колебательного движения инструмента.....	50
2.1.4. Изменение кинематических углов резца в процессе точения с асимметричными колебаниями.....	58
2.1.5. Устройство для стружкодробления при точении с асимметричными колебаниями инструмента	64
2.1.6. Математическое моделирование колебательного движения инструмента с асимметричным циклом колебаний	66

2.2. Экспериментальное исследование процесса точения с асимметричными колебаниями инструмента	88
2.2.1. Влияние режимов резания и коэффициента асимметрии цикла на амплитуду колебаний инструмента.....	88
2.2.2. Силы резания при точении с асимметричными колебаниями инструмента.....	97
2.2.3. Исследование шероховатости поверхностей деталей, обработанных точением с наложением асимметричных колебаний инструмента.....	103
2.2.4. Точность размеров и формы поверхностей, обработанных точением с асимметричными колебаниями инструмента.....	112
2.2.5. Исследование влияния асимметричных колебаний в процессе обработки деталей на износ режущего инструмента.....	118
2.3. Разработка технологической оснастки и операции точения с наложением на подачу инструмента асимметричных колебаний	123
2.3.1. Разработка технологической оснастки и подготовка ее к точению с асимметричными колебаниями режущего инструмента.....	123
2.3.2. Рекомендации по разработке операции точения с наложением асимметричных колебаний инструмента.....	130
3. ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ ПУТЕМ ВВЕДЕНИЯ В ЗОНУ РЕЗАНИЯ ОДИНОЧНЫХ АКУСТИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСОВ	136
3.1. Моделирование процесса вибрационного точения и устройств для введения в зону резания одиночных акустических импульсов.....	136
3.1.1. Устройство для введения в зону резания одиночных акустических импульсов	136
3.1.2. Математическая модель процесса точения с вибрациями в осевом направлении.....	141
3.1.3. Математическая модель процесса точения с вибрациями в радиальном направлении.....	153
3.1.4. Моделирование колебательной системы, снабженной присоединительной массой.....	163

3.1.5. Определение конструктивных параметров устройства для вибрационного точения.....	173
3.1.6. Влияние скважности подводимых одиночных акустических импульсов на процесс стружкодробления.....	180
3.2. Экспериментальное исследование вибрационного точения введением в зону резания одиночных акустических импульсов	183
3.2.1. Исследование влияния геометрических параметров инструмента, режимов резания и амплитуды возбуждаемых колебаний на процесс дробления стружки.....	183
3.2.2. Исследование влияния интенсивности колебаний на точность обработки.....	190
3.2.3. Влияние интенсивности колебаний на шероховатость обработанной поверхности.....	195
3.2.4. Влияние интенсивности колебаний на силу резания.....	204
3.2.5. Влияние интенсивности колебаний на температуру в зоне резания.....	207
3.2.6. Влияние интенсивности колебаний на стойкость режущего инструмента.....	208
3.3. Разработка технологической оснастки и операции вибрационного точения введением в зону резания одиночных акустических импульсов.....	214
3.3.1. Разработка устройств и режущих инструментов для вибрационного точения.....	214
3.3.2. Области применения разработанных устройств и инструментов для вибрационного точения.....	218
3.3.3. Подготовка и настройка технологического оборудования и оснастки для вибрационного точения.....	219
3.3.4. Разработка операции вибрационного точения.....	221
ЛИТЕРАТУРА.....	226
ПРИЛОЖЕНИЯ.....	240

ВВЕДЕНИЕ

Наиболее распространенным методом обработки деталей класса «тела вращения», к которому относится более 70% всех деталей машиностроительного производства, является токарная обработка. В современном производстве широко используются конструкционные углеродистые и легированные стали, имеющие высокую вязкость. Сливная стружка, образуемая в процессе их точения, считается неблагоприятной по ряду причин. Она наматывается на инструмент и обрабатываемую заготовку, что затрудняет ее удаление из зоны резания и контроль процесса обработки, является источником травматизма рабочих. При попадании стружки под режущую кромку инструмента возможно снижение качества обработанной поверхности. Сливная стружка имеет большой объем, что усложняет процесс уборки, складирования и транспортировки. В связи с этим к числу наиболее острых проблем, возникающих при организации процесса резания конструкционных углеродистых и легированных сталей на токарных станках с ручным управлением, автоматизированном оборудовании и станках с ЧПУ, относится проблема управления формообразованием стружки и получения элементов необходимых размеров, для чего применяются различные методы и способы стружкодробления.

Методы дробления стружки с постоянными параметрами процесса резания, к которым относятся дробление за счет регулирования режимов резания, подбора геометрических параметров инструмента, применения устройств для механического разделения стружки (стружколомы, упоры, лунки и т.д.), теплового дробления и другие методы, не являются универсальными и могут использоваться в определенных условиях обработки. Каждая переналадка оборудования для выполнения нового технологического процесса требует длительной предварительной работы по подбору оптимальных режимов резания, геометрии режущего инструмента, параметров устройства для дробления стружки. Расширяется номенклатура режущих инструментов, что усложняет организацию инструментального хозяйства.

Более универсальными считаются методы дробления с переменными параметрами процесса резания, и одним из наиболее эффек-

тивных методов борьбы со сливной стружкой является вибрационное резание. Исследования в области вибрационного резания начали проводиться с 60-х годов прошлого века. Проблемами вибрационного резания занимались Ахметшин Н.И., Борисенко А.В., Гарбузюк В.Т., Захаров Ю.Е., Коновалов Е.Г., Подураев В.Н. и другие ученые. Ими была обоснована теория вибрационного точения и спроектирован ряд устройств, обеспечивающих процесс дробления стружки. Проведенные ими экспериментальные исследования показали, что при вибрационном резании обеспечивается стабильное стружкодробление, достигается точность обработки, сопоставимая с точностью при обычном резании, снижается температура в зоне резания и износ режущего инструмента. Несмотря на высокую эффективность процесса стружкодробления вибрационное резание, тем не менее, не получило широкого практического применения из-за сложности конструкции устройств для создания вибраций, трудоемкости настройки параметров колебательного движения инструментов и, главным образом, из-за увеличения шероховатости обработанной поверхности. Это связано с периодически повторяющимся возрастанием осевых расстояний между траекториями движения резца на смежных оборотах заготовки, что приводит к увеличению высоты гребешков шероховатости. В связи со значительным увеличением шероховатости при вибрационном резании появилась необходимость в разработке и исследовании новых способов резания с образованием дробленой стружки. Поэтому разработка теоретических основ и технологических условий для создания и поддержания вибрационного движения режущей кромки инструмента в зоне его контакта с обрабатываемой поверхностью при токарной обработке заготовок из конструкционных углеродистых и легированных сталей представляет собой актуальные научно-практические задачи, решение которых имеет важное значение для машиностроительного производства.

В работе представлены два различных способа вибрационного точения. Первый способ точения основан на использовании негармонических (асимметричных) колебаний, сообщаемых инструменту дополнительно к подаче. Второй способ обеспечивает инструменту направленные вибрации, возбуждаемые одиночными акустическими импульсами. В работе выполнено математическое моделирование вибрационных процессов, обеспечивающих устойчивое струж-

кодробление, рассмотрены конструкции устройств для реализации вибрационного точения, приведены результаты экспериментальных исследований и рекомендации по использованию способов в производстве.

1 АНАЛИЗ МЕТОДОВ СТРУЖКОДРОБЛЕНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

1.1 Механизм образования и виды стружки, получаемые в процессе точения конструкционных сталей

Процесс резания металлов представляет собой две стадии деформации: упругую и пластическую [1–6]. Передней поверхностью режущий инструмент действует на срезаемый слой и деформирует его, вследствие чего возникают сначала упругие, а затем пластические деформации, которые увеличиваются до тех пор, пока не будет преодолена сила внутреннего сцепления частиц металла. В этот момент имеет место скалывание элементов стружки и дальнейший сдвиг в плоскости сдвига. Положение плоскости сдвига к направлению скорости резания зависит от угла резания, толщины стружки, скорости резания и физико-механических свойств обрабатываемых материалов. Плоскость сдвига представляет собой границу между сильно деформированным слоем и остальной массой металла. В действительности сдвиговые процессы происходят не в одной плоскости, а в определенной зоне [1, 3]. В этой зоне выполняется первичная деформация стружки. Кроме того в процессе движения стружки происходит трение контактной поверхности стружки по передней поверхности инструмента, в результате стружка продолжает деформироваться. Так возникает вторичная зона деформации. Степень деформации в зоне вторичной деформации может в 20 и более раз превышать среднюю деформацию стружки [7].

Толщина зоны стружкообразования в значительной степени предопределяется конечной степенью деформации металла стружки, которая в свою очередь зависит от скорости резания и свойств обрабатываемого материала [8]. Поскольку деформация имеет меньшие значения при обработке малопластичных металлов и уменьшается с ростом скорости резания, то и уменьшается зона стружкообразования, вплоть до превращения в узкую полосу вдоль плоскости сдвига (рисунок 1.1). При резании малопластичных материалов пластическая деформация в плоскости сдвига может привести к разделению материала по этой плоскости. Если срезае-

мые элементы слоя остаются не связанными между собой, то такую стружку называют элементной [1, 3]. Если элементы срезаемого слоя связаны между собой, образуя сплошную ленту с гладкой стороной, примыкающей к передней поверхности инструмента, и обратной стороной, имеющей ярко выраженные зазубрины, то такая стружка называется стружкой скалывания. При обработке материала, имеющего большую пластичность, разделение происходит только у режущей кромки. Такой процесс резания сопровождается образованием сливной стружки.

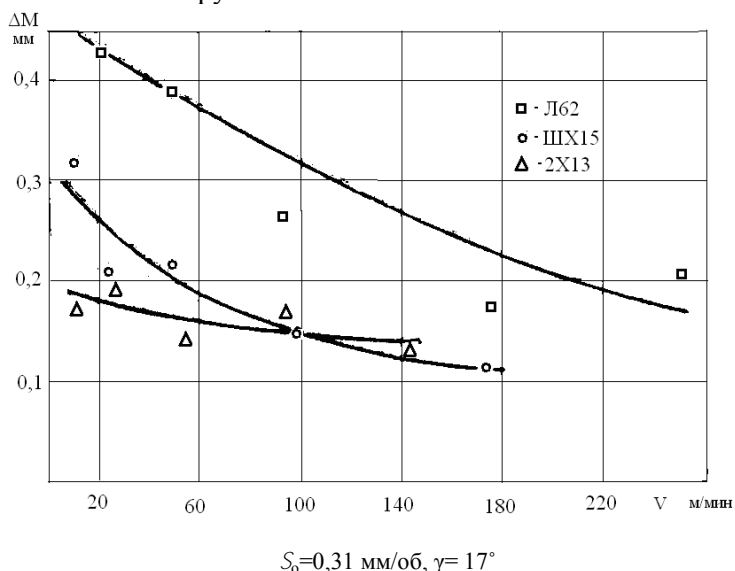


Рис. 1.1. – Графики зависимости толщины зоны стружкообразования от скорости резания для различных обрабатываемых материалов [1]

При скольжении материала по передней поверхности режущего инструмента в пограничных слоях возникают дополнительные пластические деформации и происходит процесс вязкого пластического течения материала с высокой степенью деформации, в результате которой стружка принимает определенную форму.

Процесс стружкообразования в спирали различной формы зависит от свойств обрабатываемого материала, режимов резания, геометрии и формы передней поверхности режущего инструмента [9, 10]. Типовые формы стружки приведены на рисунке 1.2 [7].

Благоприятность той или иной формы и размеров стружки оценивается по следующим критериям [11]:

- обеспечение безопасности работы станочника;
- удобство работы (по степени разбрасывания);
- влияние на износ инструмента;
- влияние на вибрации и усилия резания;
- влияние на качество и точность обработанной поверхности;
- транспортабельность и занимаемый объем;
- пригодность для вторичной переработки.



















Формы стружек							
1. Лента	2. Цилиндрическая спираль	3. Плоская спираль	4. Выпуклая открытая спираль	5. Выпуклая коническая спираль	6. Одновитковые	7. Элементная	8. Игольчатая
1.1. Длинная 	2.1. Длинная 	3.1. Плоская 	4.1. Длинная 	5.1. Длинная 	6.1. Связанные витки 		
1.2. Короткая 	2.2. Короткая 	3.2. Коническая 	4.2. Короткая 	5.2. Короткая 	6.2. Отдельные витки 		
1.3. Путаная 	2.3. Путаная 		4.3. Путаная 	5.3. Путаная 			

Рис. 1.2. – Типовые формы стружек [7]

Понятие о благоприятной форме стружки для разных типов производства не является одинаковым. Оптимальной считается стружка в виде элементов цилиндрической или конической спирали длиной 50 – 150 мм для единичного и серийного производства и 30–80 мм – для массового производства. Хорошей и удовлетворительной стружкой в зависимости от типа производства, сложности оборудования можно считать непрерывную спиральную и крупнодробленую в виде отдельных колец и полуколец [12, 13]. Но в любых

условиях производства следует избегать образования стружки в виде прямой ленты или путаной стружки. Она считается неблагоприятной по ряду причин. Путаная стружка может наматываться на вращающуюся заготовку и привести к снижению качества обработанных поверхностей или поломке режущего инструмента. Затрудняется контроль процесса обработки детали. Ленточная и путаная стружка имеет объемный коэффициент $\omega_{\text{стр}}=200-400$ [3]. Поэтому она быстро накапливается в рабочей зоне станка, что приводит к частым остановкам оборудования с целью удаления стружки и, следовательно, к снижению производительности обработки. Неблагоприятные размеры стружки затрудняют процесс удаления ее со станка автоматическими транспортными устройствами, так как они надежно работают со стружкой небольшой длины. Большой объем стружки требует дополнительных транспортных затрат и увеличения площади для складирования. Намотанная на быстровращающуюся заготовку или выходящая из зоны резания в виде длинной ленты стружка служит потенциальным источником травматизма рабочих. Поэтому в процессе обработки деталей из конструкционных углеродистых и легированных сталей с целью получения требуемых формы и размеров стружки ее необходимо дробить, для чего применяются различные методы стружкодробления.

1.2 Методы дробления стружки и обеспечение параметров качества обработанных поверхностей

1.2.1 Классификация методов дробления стружки

Известные в настоящее время методы стружкодробления основаны на использовании различных механических и физических воздействий на процесс стружкообразования, изменяющих свойства обрабатываемых материалов и создающих дополнительные напряжения в сечении стружки, на подборе режимов резания или изменении кинематики процесса резания. Множество разнообразных методов потребовало их систематизации.

Вопросами дробления стружки и разработкой классификации методов дробления занимались многие ученые. По одной из первых

классификаций все методы дробления стружки сгруппированы по трем направлениям [14]:

1. Применение специального режущего инструмента;
2. Изменение кинематики резания;
3. Предварительная подготовка обрабатываемых поверхностей заготовки.

В классификации, предложенной группой работников Пермского политехнического института, в качестве основного классификационного признака приняты первичные (исходные) условия дробления стружки, в соответствии с которыми все способы стружкодробления были разбиты на три группы: кинематические, динамические (силовые) и методы, связанные с предварительной подготовкой поверхности [15]. Главным недостатком вышеназванных классификаций мы считаем недостаточную их информативность. Многие известные методы дробления стружки, например, связанные с регулированием режимов резания и геометрией режущего инструмента, применением многолезвийных инструментов, тепловым воздействием, авторами не рассматривались. Не проводилось дальнейшего разделения и внутри групп.

Классификация методов дробления стружки, предложенная Матвеевым В.С. [16], охватывает практически все известные на тот период методы. Все рассматриваемые методы им были разделены на два класса в зависимости от соответствия или несоответствия методов классической схеме точения. Если рассматриваемые методы дробления сливной стружки сохраняют постоянство кинематических параметров обработки, непрерывность обрабатываемой поверхности и поверхности резания, постоянство контактирования привершинной части резца со стружкой, то их относят к основному классу. К таким методам относятся дробление при помощи экранов, мельниц, отсекателей, упоров, обработка резцами с лунками и порошками, электроискровой метод, метод отрыва стружки, щелевой отвод стружки с наматыванием на барабан, дроблением или расплавлением и другие методы. Если же такое постоянство нарушается хотя бы по одному из признаков, то соответствующие методы относятся к производному классу [16]. Данная классификация дает полное представление о методах стружкодробления, но деление методов на основные и производные, на наш взгляд, не является удач-

ным, так как некоторые методы, входящие в основную группу (к примеру, с использованием мельниц, отрывных валков, щелевых дробителей), применяются редко, а широко используемый метод дискретного резания считается производным.

По классификации Ахметшина Н.И. [17] дробление стружки может осуществляться путем предварительной подготовки обрабатываемого материала, непосредственно на станке и за пределами станка (рисунок 1.3). Данная классификация основана на таких признаках, как место и время проведения стружкодробления. Предварительная подготовка обрабатываемого материала проводится непосредственно над материалом в процессе плавки или над заготовкой. В процессе плавки металл получает химический состав, позволяющий при его обработке резанием давать дробленую стружку (к примеру, автоматные стали АС14, АС35Г2) [17]. Вторым методом предварительной подготовки материала является изменение физико-механических свойств материала локальным пластическим [18] или тепловым воздействием [19]. Для дробления стружки в процессе обработки также может использоваться метод предварительного локального криогенного воздействия на поверхность заготовки, в результате чего искажается кристаллическая решетка, образуются внутренние напряжения и изменяется твердость материала в зоне воздействия [20]. Особенность процесса точения заготовок, подвергнутых такому воздействию, заключается в периодическом изменении условий резания по сравнению с исходным материалом. Однако эти методы требуют введения в технологический процесс обработки деталей дополнительной операции по ее подготовке. Дробление стружки за пределами станка предполагает использование различных устройств, таких как ножницы, мельницы и других, обеспечивающих расчленение уже полученной стружки на мелкие части. Но при этом не решается вопрос образования сливной стружки в процессе резания.

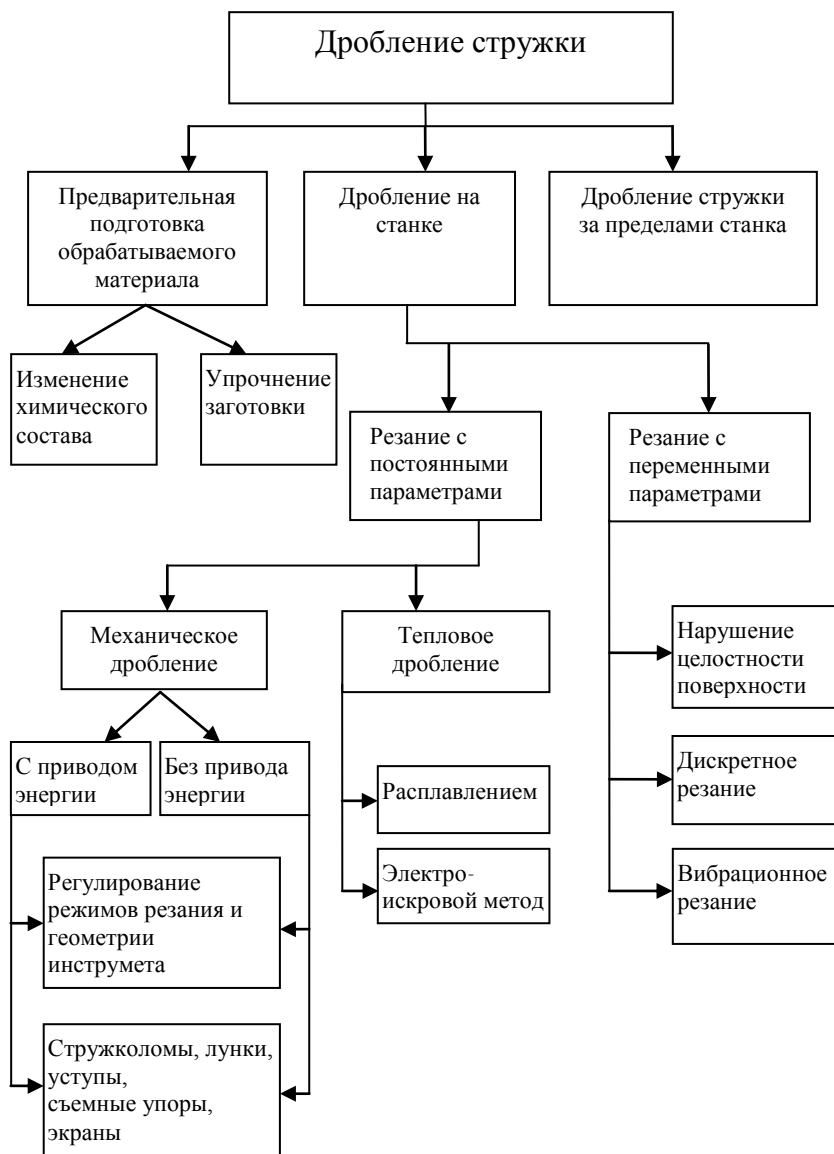


Рис.1.3.– Классификация методов дробления стружки по Ахметшину Н.И. [17]

Методы дробления стружки, реализуемые непосредственно на станке в процессе обработки деталей, автор делит на две подгруппы, связанные с постоянными параметрами и с переменными параметрами резания [17]. В процессе резания с постоянными параметрами обеспечивается неизменность скорости резания, подачи и глубины. Если одно или несколько из этих условий нарушено, то выполняется резание с переменными параметрами. Другие авторы, такие как Мансырев И.Г., Смирнов А.А., Козарь И.И., называют эти методы методами непрерывного резания и прерывистого резания [21]. Проведем анализ различных методов дробления стружки на станке, приняв за основу классификацию, предложенную Ахметшиным Н.И., так как она компактна и в тоже время содержит все основные методы дробления стружки.

1.2.2 Методы дробления стружки в процессе точения с постоянными параметрами резания

Точение с постоянными параметрами резания обеспечивает дробление сливной стружки за счет установки оптимальных режимов резания [22], подбора геометрических параметров режущего инструмента и использования специальных элементов инструмента [22–24] и устройств, осуществляющих механическое разделение полученной стружки (стружколомы, экраны, лунки, упоры и т.д.) [17, 24–27], тепловое [17] или другое воздействие на стружку или обрабатываемую поверхность.

При определенных сочетаниях режимов резания, геометрических параметров инструмента и формы передней поверхности в процессе обработки создаются условия [28], при которых сходит дробленая стружка. Наибольшее влияние из режимов резания на процесс образования стружки оказывает подача [22]. С ее увеличением стружка становится жесткой и ломкой в связи с увеличением толщины среза и уменьшением диаметра витка. Увеличение глубины резания в большинстве случаев приводит к отрицательным результатам стружкодробления, т.к. снижается жесткость в результате увеличения диаметра витков. Скорость резания в значительном диапазоне заметного влияния на дробление стружки не оказывает. Для боль-

шинства материалов обеспечиваются лучшие условия дробления стружки при точении со скоростью меньше 30–40 м/мин, при точении с которой растёт усадка стружки, а пластичность нижнего слоя стружки уменьшается [22]. Но на практике обработка производится на более высоких скоростях резания.

На процесс образования стружки влияют геометрические параметры режущего инструмента: угол в плане ϕ , передний угол γ и угол наклона режущей кромки λ [11, 22]. Наибольшая усадка стружки происходит при $\phi=90^\circ$. Благоприятно сказывается на процессе стружкодробления уменьшение переднего угла до $\gamma=-10^\circ$, но при этом увеличиваются силы резания. Рекомендуются положительные углы наклона главной режущей кромки до $+15^\circ$ [22]. Эффективное использование геометрии режущего инструмента возможно при больших подачах, т.е. соотношении глубины резания к подаче $t/S_o \leq 5$ [23]. Подбор режимов резания и геометрии режущего инструмента для дробления стружки имеет ограниченные возможности. Для обработки различных материалов с образованием дробленой стружки требуются определенные режимы резания и геометрические параметры инструмента. Возможность эффективного применения этих методов стружкодробления в конкретной производственной ситуации прорабатывается экспериментально.

Для дробления стружки в процессе точения на передней поверхности резца у самой режущей кромки изготавливают канавки, уступы и лунки. Негативной стороной их использования является снижение прочности режущей пластины, особенно при применении хрупких твердосплавных и керамических материалов режущей кромки [17, 24]. В режущей кромке из твердых сплавов при этом образуются дополнительные внутренние напряжения и микротрещины, приводящие к преждевременному выкрашиванию и снижению стойкости инструмента. Восстановление уступов и канавок сопровождается увеличенным съемом дорогостоящего твердого сплава. Заточка шлифованных лунок у передней грани требует точного соответствия размеров лунки и ее положения режимам резания, что можно обеспечить только централизованной заточкой резцов. Кроме того, силы резания при точении конструкционных материалов, нержавеющей и жаропрочных сплавов увеличиваются на 20–50%. Поэтому подачу и глубину резания рекомендуется умень-

шать на 10–20% [22]. При неудачном сочетании свойств обрабатываемого и инструментального материалов, при неправильном выборе режимов резания, формы стружколомающих канавок на пластине появляется нарост и резко снижается стабильность дробления стружки [25]. Испытания резцов с канавками, уступами и лунками показали, что дробление стружки происходит лишь в узком диапазоне режимов резания, что ограничивает применение этого способа дробления на универсальных станках [24]. На современном этапе развития науки и техники широко используются, особенно зарубежными предприятиями, многогранные неперетачиваемые пластины, обеспечивающие требуемое направление схода стружки, форму и размеры элементов стружки [10, 29]. Однако великое множество разнообразных форм пластин, используемых для обработки различных материалов в определенных диапазонах режимов резания, усложняет процесс подбора инструментов и увеличивает инструментальное хозяйство предприятий.

Изготовление резцов с механическими стружколомами усложнено по сравнению с изготовлением обычных резцов и трудоемкость их изготовления выше на 6–8% [11]. Они дороги, трудно перетачиваются, потребляемая мощность при точении возрастает до 40%, а число переточек сокращается [24, 26, 27]. При обработке материалов повышенной вязкости и при точении со скоростями резания ниже 50 м/мин и выше 300 м/мин накладные стружколомы не обеспечивают надежного стружкодробления, как и при точении обычных материалов с большими глубинами резания и малой подачей на оборот ($S_0=0,4$ мм/об) [24]. Для увеличения надежности дробления стружки применяются вращающиеся и подпружиненные стружколомы [25, 30, 31], но конструкция резцов с такими стружколомами еще более усложняется. Динамические стружколоматели (экраны, стружкозавивающие ролики) эффективны только при высоких скоростях резания [24].

Тепловое дробление сходящей с инструмента стружки заключается в создании температур, достаточных для ее пережигания, электроискровым способом или периодической подачей на стружку легковоспламеняющейся жидкости [32–35]. Криогенное воздействие на образующуюся стружку предназначено для обеспечения ее хрупкости и переламывания в местах этого воздействия [36]. При-

менение методов теплового и криогенного дробления ограничивается областью невысоких скоростей резания и небольших площадей сечений срезаемого слоя. Упрочняющее воздействие с целью стружкодробления можно осуществлять и на обрабатываемую поверхность. Для этого в процессе токарной обработки выполняется опережающее нанесение на обрабатываемую поверхность рисков техническим лазером [37]. Эти методы требуют специальных дорогостоящих устройств, дополнительных затрат энергии, загрязняют производственные помещения продуктами сгорания.

В последние годы проводятся исследования по использованию для дробления стружки подачи к стружкозавивателю смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) под давлением [38]. Увеличение статического давления СОЖ в барокамере до 2 МПа уменьшает радиус завивания стружки и облегчает процесс ее дробления. Импульсное давление СОЖ высоких значений (до 12 МПа) позволяет дробить стружку на элементы, длина которых соответствует частоте создания импульсов давления жидкости. Метод требует использования специального ударного устройства для скоростного изменения давления в системе подачи СОЖ.

Таким образом, методы дробления стружки с постоянными параметрами процесса резания в своем большинстве не требуют сложных устройств для их реализации. Однако все эти методы малоуниверсальны и могут использоваться в узких диапазонах режимов резания, они снижают стойкость резцов и повышают расход энергии.

1.2.3 Методы дробления стружки в процессе точения с переменными параметрами резания

Дробление стружки в процессе резания с переменными параметрами осуществляется за счет мгновенного прекращения процесса резания [17]. Одним из методов такого мгновенного прекращения резания является нарушение целостности обрабатываемой поверхности детали на станке. С этой целью на поверхности детали выполняют синусоидальные или продольные канавки, при выходе резца в которые происходит отрыв стружки. Глубина канавки со-

ставляет около 75% глубины резания [22, 39, 40]. Этот метод требует введения в технологический процесс дополнительной операции либо использования специального режущего инструмента, который позволяет одновременно наносить синусоидальную канавку и снимать припуск с обрабатываемой поверхности. Данный метод неприемлем для чистового точения, так как на обработанной поверхности могут оставаться риски.

К этой же группе методов относятся дискретное и релаксационное резание [21, 24, 41–43]. Дискретное резание заключается в периодической остановке движения подачи. За один оборот заготовки, в течение которого отсутствует подача, толщина среза уменьшается до нулевого значения, процесс резания прекращается и происходит отделение элемента стружки. На базе дискретного метода предложен метод, в котором вместо остановок инструмента ему пружинами сообщается отвод, что не требует периодического выключения привода подач [44].

При релаксационной обработке резание осуществляется с подачей [21]:

$$S = S_0 + \Delta S,$$

где S_0 – подача на оборот (мм/об),

ΔS – дополнительная подача инструмента в течение нескольких оборотов, число которых на единицу меньше числа оборотов в цикле колебательного движения резца.

На последнем обороте заготовки в цикле колебательного движения резца подача ΔS меняет свое направление и величину. При этом она значительно больше подачи на оборот S_0 . Дискретное и релаксационное резание обеспечивают надежное стружкодробление при применении режущего инструмента обычной геометрии для разнообразных обрабатываемых материалов в широком диапазоне режимов резания. Исследования, проведенные Богословским Н.В. и Иващенко Т.И. [41], позволили установить, что шероховатость поверхности, обработанной при помощи дискретного и релаксационного методов, достигает Ra 5–10 мкм, а при обработке резцом с зачистной кромкой – Ra 2,7–3,2 мкм. Но методы дискретного и релаксационного резания применимы для обработки заготовок

диаметром не более 170 мм [21]. Кроме того, периодический разгон и торможение в процессе обработки осуществляются суппортом станка, имеющим большую массу и силы инерции, что может привести к преждевременному выходу станка из строя [24].

Дробление сливной стружки в процессе обработки на токарных станках можно обеспечить, если инструменту, перемещающемуся с заданной подачей, или вращающейся заготовке сообщать периодические кратковременные импульсы движения [17, 45–49]. Импульсы, подводимые к резцу, могут иметь различное направление. На рисунке 1.4 изображены развертки обработанных поверхностей, на которых прямыми сплошными линиями показаны следы движения инструмента с заданной подачей S_o в течение пяти оборотов детали, а штриховыми линиями – следы дополнительных импульсов движения [17]. На рисунке 1.4,а представлена схема с положительными импульсами движения инструмента (импульс направлен в сторону подачи), величина которых равна подаче. Каждый импульс создает условия для гарантированного дробления стружки на следующем обороте заготовки.

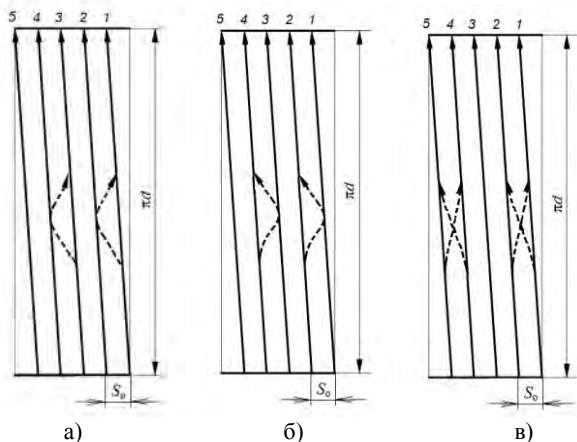


Рис. 1.4. – Схемы следов вершины резца на развертке поверхности детали при негармонических колебаниях [17]

На рисунке 1.4,б штриховыми линиями изображены отрицательные импульсы, во время действия которых толщина стружки уменьшается до нуля. Однако в момент создания положительных

импульсов или через один оборот заготовки после создания отрицательных импульсов происходит удвоение толщины среза, что увеличивает нагрузки на резец и шероховатость обработанных поверхностей. С целью уменьшения периодически возрастающей толщины среза инструменту сообщают положительный импульс величиной $S_0/2$, а на следующем обороте заготовки – отрицательный импульс такой же величины (рисунок 1.4,в). Толщина среза при этом периодически увеличивается в 1,5 раза. Шероховатость поверхностей, обработанных по схеме согласно рисунку 1.4,в, может быть уменьшена до $Ra\ 2,5-4$ мкм [45]. Данные методы позволяют варьировать длиной стружки в широком диапазоне. Однако они не приемлемы для обработки заготовок большого диаметра, так как каждый элемент стружки формируется в течение двух или более оборотов заготовки. Длину элемента стружки, полученную за два оборота заготовки, можно определить по формуле

$$l_{\text{стр}} = \frac{2\pi d}{K_j}$$

где d – диаметр заготовки, мм;

K_j – коэффициент продольной усадки стружки.

Так, к примеру, для получения элементов стружки длиной не более 150 мм при обработке стали 40Х, имеющей коэффициент усадки стружки 2.267 [1], максимальный диаметр обрабатываемых заготовок не должен превышать 54 мм. С целью уменьшения длины стружки предлагается увеличить частоту таких импульсов [50]. Но, тем не менее, элемент дробленной стружки образуется более чем за один оборот заготовки, что накладывает ограничения на максимальный диаметр обрабатываемых заготовок.

Получение дробленной стружки при обработке деталей различных диаметральных размеров на любых режимах обработки обеспечивает вибрационное резание. Сущность его заключается в том, что режущему инструменту или обрабатываемой заготовке задаются, помимо основной рабочей подачи S_0 , дополнительные гармонические колебания с определенными амплитудой и частотой. Данный метод обработки будет рассмотрен более подробно ниже.

Таким образом, методы дробления стружки с переменными параметрами резания обеспечивают надежное дробление стружки, что связано с периодическим прекращением процесса резания. Эти методы требуют либо дополнительной операции для подготовки заготовки к обработке, либо специальных устройств, обеспечивающих отключение подачи инструмента или сообщающих инструменту дополнительные движения, направленные на прекращение процесса резания. Способы реализации данных методов могут потребовать внесения изменений в конструкцию станка. Кроме того, к основным недостаткам методов дробления с переменными параметрами резания следует отнести увеличение шероховатости обработанных поверхностей и нерациональность их использования для обработки заготовок большого диаметра.

1.3 Вибрационное точение и устройства для его реализации

1.3.1 Характеристика вибрационного точения

Как было отмечено выше, вибрационное точение характеризуется тем, что на принятую для традиционного метода обработки кинематическую схему резания накладываются дополнительные колебания инструмента или заготовки. В области вибрационного резания проведены многочисленные исследования [17, 24, 41, 51–55]. Ахметшиным Н.И. [17] предлагается следующая классификация способов вибрационного резания и виброприводов (рисунок 1.5).

К низкочастотным вибрациям Ахметшин Н.И. относит колебания с частотой до 200 Гц. Эти вибрации приводят к количественному изменению условий стружкообразования и применяются для дробления стружки. Высокочастотные (от 200 до 15000 Гц) и ультразвуковые (15000 Гц и выше) вибрации оказывают качественное влияние на процесс образования стружки и используются для улучшения обрабатываемости материалов [17, 56, 57]. Вибрации могут быть линейными и угловыми. В зависимости от направления движения линейные вибрации подразделяют на осевые, радиальные и тангенциальные. Угловые вибрации представляют собой угловые

колебания вокруг осей параллельных осям координат и близки по своему воздействию на процесс резания к линейным [17].

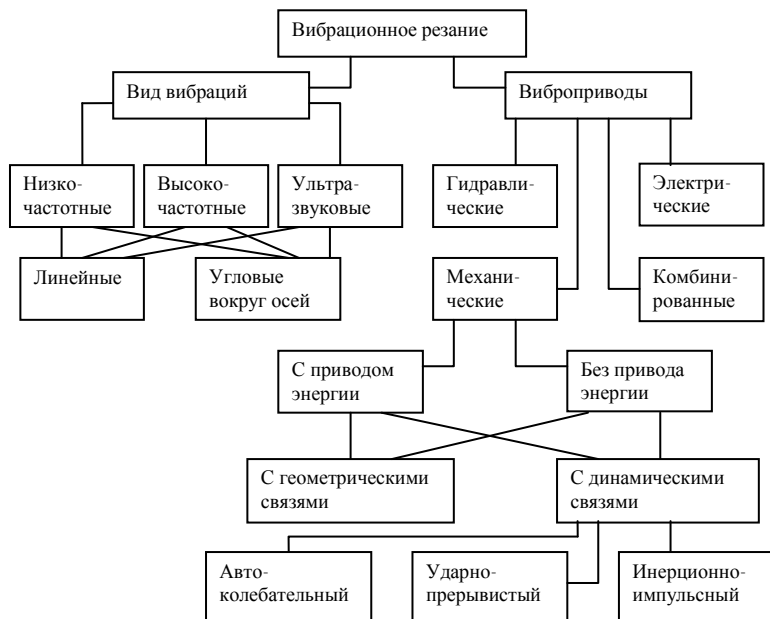


Рис. 1.5. – Классификация способов вибрационного резания и виброприводов [17]

Вибрации в зависимости от источника возникновения бывают вынужденными и автоколебательными [27]. Вынужденные колебания создаются специальными устройствами, которые позволяют регулировать частоту и амплитуду колебаний при переходе на новые режимы резания. Автоколебания возникают в ходе обработки деталей и вызываются различными факторами: трением между стружкой и передней поверхностью инструмента, между обрабатываемой деталью и задней поверхностью, трением в подвижных соединениях системы станок-приспособление-инструмент-заготовка (СПИД), упругими свойствами системы СПИД, переменным сече-

нием среза при движении инструмента по следу от предыдущего прохода и другими [27, 58].

Автоколебания являются негативным фактором, сопровождающим процесс резания. Для устранения автоколебаний используют оптимальные режимы резания и геометрию режущего инструмента, повышают жесткость технологической системы СПИД, применяют различные виброгасители [58]. Вместе с тем, управление автоколебаниями позволяет использовать их для улучшения обрабатываемости материалов и дробления стружки в процессе обработки [56, 59].

Регулируемыми параметрами колебаний являются амплитуда и частота, управление которыми в процессе обработки обеспечивает эффект стружкодробления. При правильном выборе направления ввода колебаний, их частоты и амплитуды использование вибрационного точения обеспечивает стабильное стружкодробление, повышение производительности обработки и улучшение условий труда, создает благоприятные возможности для автоматизации производства, а также возможность управления параметрами точности и качества обработанной поверхности [17,43,51,52,60–62]. При правильном подборе частоты и амплитуды колебания инструмента при вибрационном точении может быть обеспечена шероховатость Ra 12,5–6,3 мкм [24].

Исследованиями вибрационного точения с низкочастотными колебаниями было установлено [24, 51], что для обеспечения процесса дробления стружки частота задаваемых колебаний не должна быть кратной частоте вращения детали. При любых других значениях отношений частоты задаваемых вибраций f к частоте вращения заготовки n дробление стружки будет обеспечено. Но эксперименты показали, что наилучшее дробление стружки достигается при соотношении $\frac{f}{n}$ в виде [24, 51]:

$$\frac{f}{n} = 0,5; 1,5; 2,5 \dots = \frac{2k+1}{2}, \quad (1.1)$$

где k – любое натуральное число.

Амплитуда A колебаний режущего инструмента при этом определяется из условия [51]

$$A = \frac{S_0}{2 \left| \sin \pi \frac{f}{n} \right|}, \text{ мм.}$$

Следовательно, расчетная амплитуда зависит от подачи S_0 и отношения $\frac{f}{n}$. При отношении $\frac{f}{n}$, соответствующем равенству (1.1), дробление стружки будет происходить при минимальной амплитуде, равной $A = \frac{S_0}{2}$. Так, на рисунке 1.6 представлена развертка траектории движения инструмента относительно заготовки диаметром d в процессе вибрационного точения с отношением $\frac{f}{n} = 1,5$.

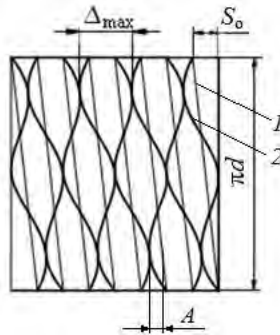


Рис. 1.6. – Развертка траектории движения резца при вибрационном точении

Тонкими прямыми линиями 1 показана траектория движения при обычном точении с подачей S_0 , жирными линиями 2 – траектория, полученная сложением названной траектории и траектории вибрационного движения с амплитудой A . Как видно из рисунка, при соблюдении условия (1.1) траектории движения инструмента за два

смежных оборота заготовки находятся в противофазе и соприкасаются по точкам, при этом амплитуда, достаточная для стружкодробления, $A = \frac{S_0}{2}$.

Практически, как показали эксперименты Коновалова Е.Г. и Борисенко А.В. [51], амплитуда зависит также от обрабатываемого материала, смазочно-охлаждающей жидкости, угла φ , глубины резания и превышает расчетную. Кроме того отношение $\frac{f}{n}$ оказывает влияние на длину элементов стружки. С увеличением этого отношения растет число колебаний инструмента за один оборот заготовки, следовательно, уменьшается длина элементов стружки.

Зона высокочастотных колебаний охватывает область автоколебаний. В диапазоне частот 500–3000 Гц оптимальными являются колебания с амплитудой 8–20 мкм (рисунок 1.7), при поддержании которых значительно повышается стойкость инструмента и качество обработанной поверхности [59]. Улучшение обрабатываемости в этом диапазоне достигается за счет облегчения пластической деформации, снижения сил резания и трения, уменьшения адгезионных явлений на площадке контакта инструмента с заготовкой и сходящей стружкой. Ультразвуковые колебания с частотами 15000–35000 Гц и амплитудой 1–6 мкм оказывают существенное влияние не только на обрабатываемость материалов, но и на высоту микронеровностей, микротвердость поверхностного слоя, остаточные напряжения.

Исследования в области вибрационного резания, проводимые в Московском высшем техническом училище им. Баумана, в Физико-техническом институте Академии наук БССР [24, 51], говорят о том, что точность размеров и формы обработанных поверхностей, полученных вибрационным точением, такая же, как при обычном точении. Т.е. вибрационное точение не влияет на точность обработки. Максимальные значения составляющих сил резания превышают величины соответствующих составляющих при обычном точении на 30–60%, но при этом средние составляющие сил резания такие же или меньше, а суммарная мощность, потребляемая при вибрационном точении, по сравнению с обычным точением снижается до

40%. Среднее значение температуры в зоне резания примерно на 30% ниже, чем при обычном точении, а стойкость инструмента сохраняется на уровне стойкости при обычной обработке.

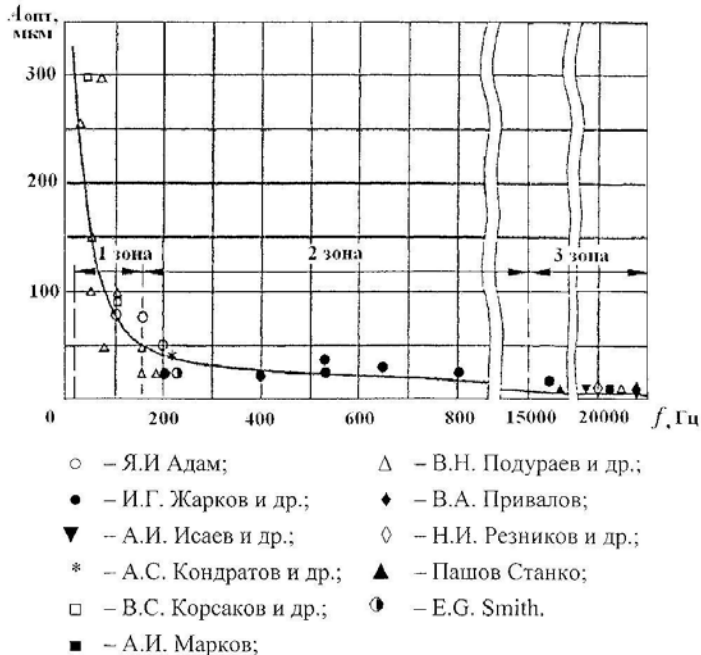


Рис. 1.7. – Зависимость оптимального значения амплитуд колебаний от их частоты

Но при вибрационном точении увеличивается шероховатость обработанной поверхности, несмотря на то, что средняя высота микронеровностей остается неизменной и равна высоте гребешков при обычном резании [24]. При обычном точении высоту гребешков H микронеровности можно определить из выражения [2]

$$H = S_0 \frac{\operatorname{tg}\varphi_{и} \cdot \operatorname{tg}\varphi_{и1}}{\operatorname{tg}\varphi_{и} + \operatorname{tg}\varphi_{и1}}, \quad (1.2)$$

где $\varphi_{и}$ и $\varphi_{и1}$ – углы резца в плане.

Как видно из этого выражения, влияние на величину шероховатости оказывает подача. В отличие от обычного резания, где осевое расстояние между траекториями движения резца относительно детали на последовательных витках одинаково и равно подаче на оборот S_0 , при вибрационном точении оно изменяется от нуля до максимального значения Δ_{\max} (рисунок 1.6), в результате чего происходит увеличение высоты гребешков, остающихся после обработки, а значит, и шероховатости обработанных поверхностей.

1.3.2 Вибрационные устройства и инструменты к токарным станкам

Первыми устройствами для вибрационного точения были вибросуппорты с независимым приводом, которые представляют гидравлический или гидромеханический вибратор, соединенный с резцедержателем [24, 27, 63]. Но вибросуппорты широкого применения не нашли по ряду причин. Так, при установке вибросуппорта на станок необходимо изменять конструкцию верхних салазок или производить замену поворотной плиты на специальную, что затрудняет процесс чередования обычного и вибрационного точения. К недостаткам следует отнести и некоторую громоздкость гидравлических узлов вибраторов. Но главным недостатком вибросуппортов, как и ряда других устройств для вибрационного точения [64, 65], является трудоемкость установки оптимальных режимов колебаний по частоте и амплитуде при изменении скорости резания и подачи. Поэтому более эффективными оказались устройства, в которых привод колебательных движений связан с приводом главного движения токарного станка. В этом случае переход на другую частоту вращения шпинделя автоматически приводит к изменению частоты колебательных движений. Колебательные движения инструменту от вращающегося шпинделя передаются при помощи различных механических или гидравлических устройств. Рассмотрим конструкцию некоторых таких устройств.

При проектировании устройства для вибрационного точения следует стремиться к простоте конструкции резцедержателя, надежности работы, легкости регулирования амплитуды колебаний,

к возможности осуществления как продольного, так и поперечного точения. Так, в конструкции, предложенной в [66], задающий кулачок непосредственно связан со шпинделем станка и передает колебательные движения резцедержателю с инструментом через гидравлическую систему. Однако резцедержатель позволяет производить точение с вибрациями только в продольном направлении. Нет возможности переключаться с вибрационного точения на обычное и наоборот.

В конструкции устройства, приведенного на рисунке 1.8 [67], корпус 1 устройства устанавливается на направляющие 3 станка и фиксируется планкой 4 с винтом 5. Рукояткой 7 диск 6 поворачивается в рабочее положение и вводит в зацепление со шпинделем 2 станка управляющий кулачок 9, установленный на качающемся рычаге 8. Рычаг, шарнирно связанный с диском 6, получает качательные движения от кулачка и действует на плунжер 10 насоса 11, нагнетая масло в рукав высокого давления 13. Колебательные движения резцедержателю обеспечиваются гидроцилиндром 14, жестко закрепленным на плите 15, прижимаемой к верхней плоскости неподвижного основания 16 верхних салазок 20. Шток гидроцилиндра упирается в качающийся рычаг 17. Противоположный конец рычага воздействует на специальную гайку 18, установленную с некоторым зазором в неподвижное основание салазок. Гайка вместе с ввернутым в нее винтом 19 и жестко связанными с ним подвижными салазками 20 постоянно поджимается в крайнее правое положение пружиной 21. Перемещение поршня через рычаг передается гайке и через нее винту, а, следовательно, и салазкам.

Амплитуда колебаний салазок 20 регулируется гайкой 22. Излишнее масло поступает через предохранительный клапанный блок 12 в бачок. Данное устройство позволяет легко переключаться с вибрационного резания на обычное путем поворота диска 6. Однако необходимость регулирования потоков жидкости в связи с периодически возникающими ее излишками в гидросистеме, направляемыми из гидросистемы в масляный бачок и из бачка в гидросистему соответственно при рабочем и холостом ходах плунжера гидронасоса, требует частого срабатывания клапанного блока. Частота срабатываний клапанов в минуту всегда больше установленной частоты вращения шпинделя, т.е. является числом, исчисляемым в сотнях

и даже тысячах. За рабочую смену число срабатываний клапанов составит сотни тысяч. При такой высокой частоте срабатываний происходит быстрое истощение работоспособности регулирующих клапанов, что приводит к необходимости их частой замены и снижению в целом надежности устройства.

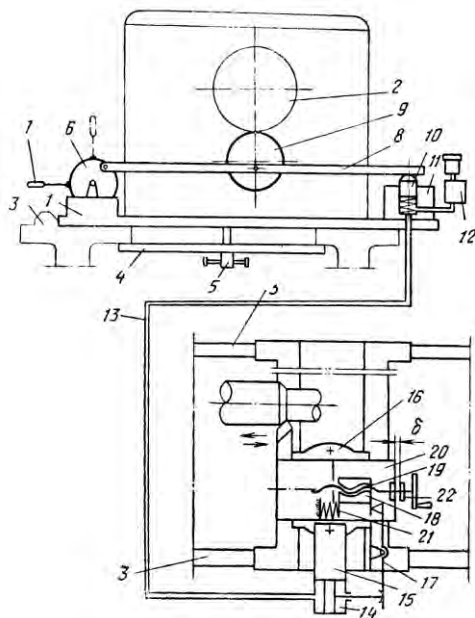
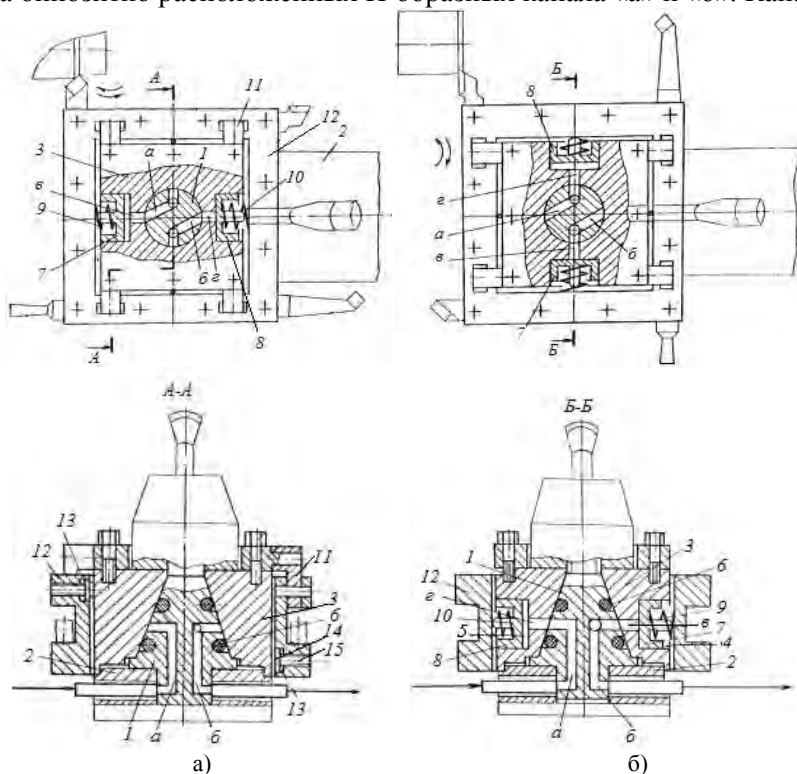


Рис. 1.8. – Схема устройства для вибрационного дробления стружки [67]

Резцедержатель для вибрационного точения, предложенный в [68], может использоваться как для продольного, так и поперечного точения. Недостатком этого устройства является сложность действий при повороте резцедержателя для изменения направления подачи. Кроме того, устройство требует двух гидроцилиндров, обеспечивающих подачу в различных направлениях. Устройство для вибрационного точения, рассмотренное в [69], имеет сложную рычажную систему, в которой присутствуют люфты. Они приводят к ухудшению качества обрабатываемых поверхностей.

В конструкции исполнительного механизма (рисунок 1.9) силовые гидроцилиндры встроены в сам резцедержатель [70]. Резцедер-

жатель содержит неподвижную ось 1, закрепленную на верхних салазках 2 суппорта токарного станка. В неподвижной оси выполнены два opposитно расположенных П-образных канала «а» и «б». Канал



а) точение с продольной подачей б) точение с поперечной подачей
Рис. 1.9. – Схема резцедержателя для вибрационного точения [70]

«а» сообщается с гидроприводом, а канал «б» – со сливом. На оси 1 находится основание 3 с механизмами ручного поворота и фиксации. В нем выполнены две opposитно расположенные расточки 4 и 5, в которых установлены силовые гидроцилиндры 7 и 8. При продольном точении (рисунок 1.9, а) рабочая жидкость от гидропривода поступает в канал «а» и далее через канал «в» попадает в расточку 4 основания 3, вызывая движение гидроцилиндра 7. Державка 12 поворачивается на кривошипах 11 в плоскости, параллельной оси обрабатываемой заготовки. Второй гидроцилиндр 8 в это время по-

средством каналов «г» и «б» связан со сливом и не препятствует качанию державки. При падении давления в системе гидроцилиндр 7 возвращается в исходное положение пружиной возврата 9, а державка – под действием сил резания и пружиной 10 гидроцилиндра 8. Для предотвращения утечек рабочей жидкости между осью 1 и основанием 3 установлено уплотнение 6. Для выполнения точения с поперечной подачей (рисунок 1.9, б) основание 3 поворачивается на оси 1 на 90° в ту или другую сторону. В пазах 13 установлены опоры качения 14, которые могут регулироваться винтами 15. Резцедержатель может быть установлен вместо штатного резцедержателя станка, однако требуется доработка оси и верхних салазок суппорта. Кроме того резцедержатель имеет сложную конструкцию, большое количество вращательных пар (по две на каждый из четырех кривошипов), что повышает требования к точности изготовления шарнирных соединений с целью недопущения пространственного перекоса кривошипов друг относительно друга при сборке механизма.

Использование верхнего способа подвеса неподвижных шарниров инструментальной державки к основанию приводит к тому, что вершина резца при его качании поднимается выше линии центров станка. При этом периодически уменьшается задний угол резца, что способствует повышенному износу инструмента по задней грани. Одновременное функционирование обоих силовых гидроцилиндров при работе устройства требует введения в гидросистему устройства для связи с задающим гидродвигателем двух симметричных гидролиний – напорной и сливной, наличие которых в зоне обслуживания станка создает неудобства в работе станочника.

Принцип действия автоколебательного механического вибросуппорта [52, с. 279] основан на снижении жёсткости технологической системы токарного станка в направлении движения подачи. Амплитуда колебаний регулируется изменением жёсткости пружины (заменой), а частота – сменой пластинчатой пружины или изменением массы качающейся части и регулировкой положения ползуна. Для предварительного вывода вибратора из положения равновесия предусмотрен механизм начального импульса. Вибросуппорт обеспечивает при резании следующие диапазоны изменения параметров вибраций: амплитуды 0,1–1,5 мм, частоты 20–100 Гц. Испытания проводились на станке модели 161AM при обтачивании вали-

ков из стали 45 диаметром 30–35 мм проходными резцами с режимами резания: скорость резания $v = 50\text{--}180$ м/мин, подача $S_0 = 0,1\text{--}0,42$ мм/об, глубина резания $t = 0,5\text{--}2,5$ мм. Эксперименты показали, что энергия автоколебаний, обусловленных процессом резания, достаточна для дробления стружки при точении в заданном диапазоне режимов резания. Однако схема возвратно-поступательных колебаний вибросуппорта достаточно сложна, требует начального импульса и соответствующего устройства для возбуждения автоколебаний.

Устройство для возбуждения направленных автоколебаний [60] состоит из автоосциллирующего держателя, внутри которого помещена цилиндрическая спиральная пружина, подпирающая с определенной силой головку с резцом, которая может покачиваться на перемычке как на гибком элементе так, что вершина резца описывает дугу, касательную к обрабатываемой поверхности заготовки. При автоколебаниях это движение является осциллирующим по направлению оси X токарного станка, посредством которого и дробится стружка. Параметры автоколебаний регулируются путем изменения числа работающих витков пружины и ее жесткости. Испытания проводились на токарно-винторезном станке 1562 при наружном точении заготовок из стали 40 диаметром 110–115 мм и длиной 800 мм подрезными резцами с режимами резания: $v = 120\text{--}140$ м/мин, $S_0 = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм. Эксперименты показали, что автоколебания возникали на частотах 300–600 Гц, а дробление стружки достигалось при амплитудах колебаний головки с резцом 0,24–0,4 мм. Недостатками данного устройства являются необходимость резонансной поднастройки при изменении любого из параметров режимов резания и износе или замене режущего инструмента.

Известна конструкция автоколебательного отрезного резца [71], содержащего корпус, на ∇ -образных шариковых направляющих которого с возможностью возвратно-поступательного перемещения установлен ползун с режущим элементом, который взаимодействует с упругим элементом, выполненным в виде цилиндрической пружины сжатия. Недостатком конструкции является ограниченный диапазон режимов обработки, в котором достигается стабильное стружкодробление из-за недостаточной жесткости упругого элемента (особенно при большой ширине резания).

Инерционно-импульсный привод резца с регулируемой амплитудой [17] обеспечивает резцу угловые колебания, близкие к осевым. Привод крепится на раме, которую устанавливают на поперечном суппорте взамен штатного резцедержателя. Амплитуду колебаний можно плавно регулировать как предварительно, так и в процессе резания от нуля до величины, при которой стружка начинает дробиться. Тем самым опытным путем в процессе настройки станка на режим устанавливают минимальную амплитуду, необходимую для дробления стружки. Выявление возможностей дробления стружки проводилось при продольном точении стали марок 40Х, 18ХГТ, Х18Н9Т резцом с МНП твердого сплава ВК8 на режимах: $t = 2-6$ мм; $S_0 = 0,17-0,7$ мм/об. В результате было установлено, что фактическая амплитуда колебаний, обеспечивающая дробление стружки, меньше амплитуды, обеспечивающей прерывистое резание, на всех исследуемых режимах обработки. С увеличением глубины резания и подачи амплитуда, обеспечивающая дробление стружки, увеличивается, поскольку увеличивается площадь сечения срезаемого слоя. К недостаткам данного устройства следует отнести наличие дополнительного привода со сложной кинематической цепью, работающего от отдельного электродвигателя, а также необходимости внесения изменений в конструкцию станка.

Анализ устройств для вибрационного точения показал, что они имеют достаточно сложную конструкцию, затрудняющую процесс их изготовления, наладки и эксплуатации. Поэтому создание простых и надежных конструкций устройств для дробления стружки остается важной задачей, решение которой будет способствовать внедрению вибрационного точения в производство.

В настоящее время интерес к вибрационному резанию не ослабевает вследствие весьма заманчивых перспектив его использования, а также по причине целого ряда вопросов, оставшихся не исследованными. Анализ публикаций в периодических изданиях [72-76] и патентов последних лет опубликования [77-85] показал, что данному вопросу уделяется пристальное внимание в таких странах, как Россия, Украина, Япония, США и др., что подтверждает актуальность и перспективность применения методов и устройств вибрационного резания в различных отраслях машиностроения.

2 ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ С НАЛОЖЕНИЕМ НА ПОДАЧУ ИНСТРУМЕНТА АСИММЕТРИЧНЫХ КОЛЕБАНИЙ

2.1 Кинематика вибрационного точения с асимметричными колебаниями инструмента и математическое моделирование колебательного процесса

2.1.1 Перспективы применения точения с наложением на подачу инструмента асимметричных колебаний

Выше было отмечено, что обработанные вибрационным резанием поверхности имеют большую шероховатость (Ra 6.3–12.5 мкм), одной из причин которой является увеличение максимального расстояния между соседними траекториями движения резца по поверхности заготовки в процессе его колебания. Уменьшить это расстояние в традиционном симметричном вибрационном резании, где время врезания и время отвода инструмента в цикле колебаний одинаковы, невозможно. Иначе будет нарушен процесс стружкодробления. Для выхода из данной ситуации мы предлагаем перейти от симметричного вибрационного резания к асимметричному [86].

Точение с наложением асимметричных колебаний характеризуется различными временными промежутками движения резца в течение цикла в направлении подачи и обратном направлении. Оценивать асимметрию цикла колебаний нами предлагается коэффициентом асимметрии, который можно представить в виде:

$$\xi = \frac{T_{\text{вр}}}{T_{\text{отв}}},$$

где $T_{\text{вр}}$ и $T_{\text{отв}}$ – время, используемое на врезание инструмента в заготовку в направлении подачи и отвод, соответственно, в процессе его колебательного движения. Коэффициент асимметрии может быть представлен также в виде:

$$\xi = \frac{a}{b}, \quad (2.1)$$

где a и b – части оборота заготовки, соответствующие прямому (врезание) и обратному (отвод) ходу инструмента. Их сумма составляет часть оборота заготовки c , приходящуюся на двойной ход (цикл колебаний) инструмента.

Рассмотрим процесс получения траектории движения инструмента при точении с асимметричными колебаниями. На рисунке 2.1,а представлена траектория lmn движения инструмента с подачей S_o за один оборот заготовки диаметром d . Здесь же показана развернутая длина окружности πd , на которой след подачи изобразится в виде прямой ln' . Ломаная линия 0–5 (рисунок 2.1,б) показывает траекторию колебательного движения с амплитудой A и длиной цикла колебаний c . Рассмотрен случай точения с коэффициентом асимметрии $\xi > 1$. На рисунке 2.1,в приведена траектория резца 0–5', полученная в результате сложения двух рассмотренных выше траекторий. Заштрихованный участок отражает поверхность детали, срезанную в результате сложного движения инструмента за один оборот заготовки.

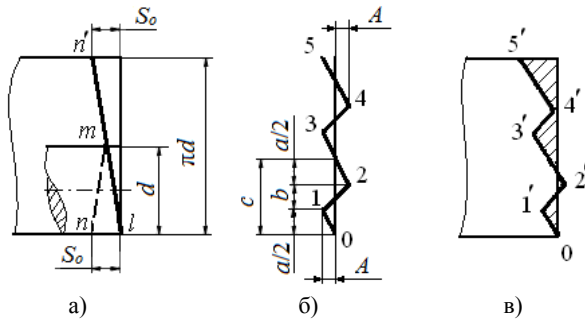


Рис. 2.1. – Схема суммирования движений инструмента

Как видно из рисунка 2.1, форма траектории движения инструмента относительно заготовки зависит от коэффициента асимметрии цикла ξ колебаний. Если коэффициент асимметрии цикла $\xi > 1$, то такое резание выполняется с медленным врезанием и быстрым отво-

дом инструмента ($a > b$). Резание с $\xi < 1$ выполняется, наоборот, с быстрым врезанием и медленным отводом ($a < b$). Построим развертки траектории движения резца с подачей S_0 при точении заготовки диаметром d для различных коэффициентов асимметрии цикла (рисунок 2.2).

Из рисунка 2.2,а видно, что при точении с колебаниями, коэффициент асимметрии цикла которых $\xi = 1$ ($a = b$), точки контакта траекторий движения инструмента на двух последовательных витках располагаются на одной линии, параллельной оси заготовки. При этом максимальная величина расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки $\Delta_{\max} = 2S_0$. При точении с асимметричными колебаниями (рисунки 2.2,б и 2.2,в) точки контакта траекторий движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки смещаются друг относительно друга. И чем больше коэффициент асимметрии отличается от единицы, тем больше будет смещение точек контакта. Это позволяет уменьшить максимальное расстояние Δ_{\max} между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки, следовательно, и высоту гребешков.

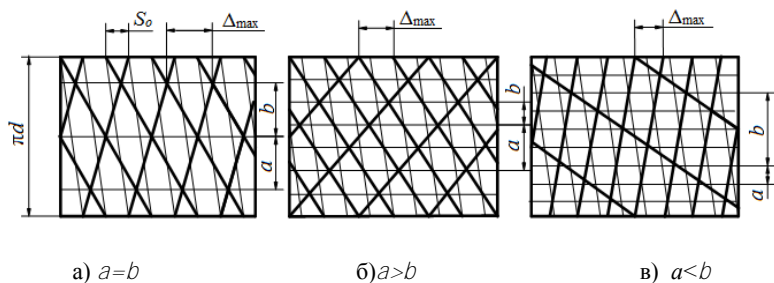


Рис. 2.2. – Развертки траектории движения инструмента при точении с колебаниями инструмента

Таким образом, точение с асимметричными колебаниями инструмента можно рассматривать как метод асимметричного вибрационного точения. Поэтому следует предполагать, что точение с асимметричными колебаниями инструмента обладает всеми достоинствами, которые присущи вибрационному точению, и удовлетво-

ряет ряду требований, предъявляемых к методу стружкодробления [87]. К таким достоинствам следует отнести:

- гарантированное стружкодробление при обработке конструкционных углеродистых и легированных материалов в широком диапазоне режимов резания;
- возможность регулирования длины элементов стружки в зависимости от диаметра обрабатываемых заготовок, изменяя число полных циклов колебаний в течение одного оборота заготовки;
- производительность обработки не ниже производительности обычного точения;
- обеспечение необходимой точности обработки.

Но в отличие от вибрационного точения, при котором максимальное расстояние между траекториями инструмента на двух последовательных оборотах заготовки составляет $2S_0$, при точении с асимметричными колебаниями это расстояние можно уменьшить, увеличив асимметрию цикла колебаний. Значит можно предполагать, что с увеличением асимметрии цикла колебаний высота гребешков микронеровности, следовательно, и шероховатость обработанных поверхностей будет снижаться. Это позволит применять точение с наложением асимметричных колебаний режущего инструмента для полустойковой и чистовой обработки. С этим связана целесообразность проведения теоретических и экспериментальных исследований метода точения с асимметричными колебаниями инструмента с целью разработки технологического обеспечения стружкодробления и параметров качества обработанных поверхностей при точении конструкционных углеродистых и легированных сталей.

2.1.2 Траектория и параметры колебательного движения инструмента при точении с асимметричными колебаниями

Стружкодробление при точении с асимметричными колебаниями инструмента будет выполняться в том случае, если на подачу инструмента S_0 наложить колебания с амплитудой и частотой, которые приведут к периодическому прекращению процесса резания. Для оценки влияния параметров колебаний на процесс стружко-

дробления и подбора их оптимальных значений, необходимых для выполнения операции точения с асимметричными колебаниями, рассмотрим траекторию движения инструмента. Траектория движения инструмента получается путем суммирования траектории движения с постоянной подачей и траектории, обусловленной колебаниями. Поэтому путь, пройденный инструментом вдоль оси заготовки X , можно представить как сумму величины перемещения с продольной подачей S_0 и дополнительной величины перемещения резца, вызванной его колебаниями:

$$X = \frac{\omega_3}{2\pi} S_0 + f(x), \quad (2.2)$$

где ω_3 – угол поворота заготовки,

$f(x)$ – дополнительное перемещение резца в результате его колебательных движений.

Первое слагаемое суммы описывает движение с постоянной продольной подачей, а второе – колебательное движение инструмента. В связи с тем, что в асимметричном цикле колебаний инструмента, как было отмечено выше, промежутки времени для выполнения периодов врезания и отвода различны, движение инструмента в сторону подачи и обратную сторону задается разными функциями. При этом функции, описывающие траекторию движения, как в сторону подачи, так и в обратную сторону, могут быть различными: линейная, синусоидальная, параболическая или другая. Однако с целью упрощения способа реализации этих движений и выполняемых расчетов принимаем линейную траекторию перемещения в цикле колебаний. Эти колебания можно обеспечить кулачком, профиль которого выполнен по спирали Архимеда. Такие колебания с помощью ряда Фурье могут быть записаны одним уравнением, для чего цикл движения инструмента следует рассматривать как периодическую функцию $f(x)$ с периодом 2π (рисунок 2.3), которую можно определить в пределах периода следующим образом:

$$\begin{aligned}
 f(x) &= -\left(\frac{2\pi A}{x_2} + \frac{2Ax}{x_2}\right) \quad \text{при} \quad -\pi \leq x \leq -\frac{x_1}{2}; \\
 f(x) &= \frac{2Ax}{x_1} \quad \text{при} \quad -\frac{x_1}{2} \leq x \leq \frac{x_1}{2}; \\
 f(x) &= -\frac{2Ax}{x_2} + \frac{2\pi A}{x_2} \quad \text{при} \quad \frac{x_1}{2} \leq x \leq \pi,
 \end{aligned} \tag{2.3}$$

где x_1 и x_2 – части периода, приходящиеся на врезание инструмента в заготовку и отвод, соответственно, т.е. $x_1 + x_2 = 2\pi$.

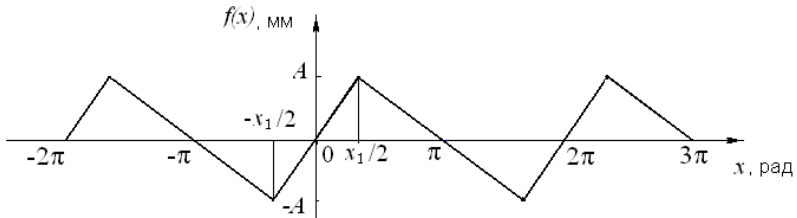


Рис. 2.3. – График периодической функции колебательного движения инструмента

В связи с тем, что рассматриваемая функция является нечетной [88, с. 329], то при преобразовании ее в ряд Фурье она примет вид:

$$f(x) = b_1 \sin x + b_2 \sin 2x + b_3 \sin 3x + \dots, \tag{2.4}$$

где b_1, b_2, b_3, \dots – коэффициенты Фурье.

Для вычисления коэффициентов Фурье используем формулу [88, с. 330]

$$b_k = \frac{2}{\pi} \int_0^{\pi} f(x) \sin kx \, dx,$$

где $k=1, 2, 3, \dots$

Подставив в данную формулу значения функции $f(x)$ из (2.3), получим коэффициенты Фурье

$$b_k = \frac{2}{\pi} \left(\int_0^{\frac{x_1}{2}} \frac{2A}{x_1} x \sin kx \, dx + \int_{\frac{x_1}{2}}^{\pi} \left(-\frac{2A}{x_2} x + \frac{2\pi A}{x_2} \right) \sin kx \, dx \right) = \frac{8A}{k^2 x_1 x_2} \sin \frac{kx_1}{2}.$$

С рассчитанными коэффициентами b_k выражение (2.4) примет вид:

$$f(x) = \frac{8A}{x_1 x_2} \sin \frac{x_1}{2} \sin x + \frac{8A}{2^2 x_1 x_2} \sin \frac{2x_1}{2} \sin 2x + \frac{8A}{3^2 x_1 x_2} \sin \frac{3x_1}{2} \sin 3x + \dots + \frac{8A}{k^2 x_1 x_2} \sin \frac{kx_1}{2} \sin kx = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{8A}{k^2 x_1 x_2} \sin \frac{kx_1}{2} \sin kx \quad (2.5)$$

На рисунке 2.4 представлен, к примеру, график функции $f(x)$, построенный по выражению (2.5) с помощью пакета программ Mathcad для следующих исходных данных: $A=0,1$ мм, $x_1 = \frac{8}{5} \pi$,

$$x_2 = \frac{2}{5} \pi.$$

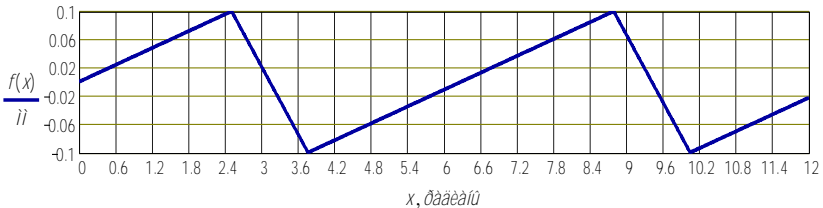


Рис. 2.4. – График функции $f(x)$

В связи с тем, что x_1 и x_2 – части периода, приходящиеся на врезание инструмента в заготовку и отвод, соответственно, то отношение x_1 к x_2 есть коэффициент асимметрии ξ . Для принятых в примере значений x_1 и x_2 коэффициент асимметрии $\xi=4$. Из рисунка 2.4 вид-

но, что отношение протяженности восходящей линии, соответствующей части периода, приходящейся на врезание инструмента в заготовку, к протяженности нисходящей линии, соответствующей части периода, приходящейся на отвод инструмента, измеренных вдоль оси x , также равно четырем, что подтверждает правильность формулы (2.5).

Для того, чтобы подставить значение функции $f(x)$ в (2.2), целесообразно значение аргумента x в формуле (2.5) выразить через угол поворота заготовки ω_3 следующим образом:

$$x = \omega_3 \frac{f}{n},$$

где f – частота колебательных движений инструмента,
 n – частота вращения заготовки.

Тогда траекторию движения инструмента относительно заготовки в процессе точения с асимметричными колебаниями можно описать выражением

$$X = \frac{\omega_3}{2\pi} S_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{8A}{k^2 x_1 x_2} \sin \frac{kx_1}{2} \sin \left(k\omega_3 \frac{f}{n} \right). \quad (2.6)$$

Если положение инструмента в момент совершения заготовкой ω_3 оборотов определяется выражением (2.6), то его положение в момент, когда заготовка совершила на один оборот меньше, определится как

$$X' = \frac{\omega_3 - 2\pi}{2\pi} S_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{8A}{k^2 x_1 x_2} \sin \frac{kx_1}{2} \sin \left(k(\omega_3 - 2\pi) \frac{f}{n} \right),$$

а расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки Δ рассчитывается как разность X и X' :

$$\Delta = X - X' = S_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{16A}{k^2 x_1 x_2} \cdot \sin \frac{kx_1}{2} \cdot \cos \left(k(\omega_3 - \pi) \frac{f}{n} \right) \times \right. \\ \left. \times \sin \left(k\pi \frac{f}{n} \right) \right\}. \quad (2.7)$$

Расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки Δ периодически изменяет свою величину от минимального до максимального значения и наоборот. Для определения экстремальных значений величины Δ продифференцируем выражение (2.7) по углу поворота заготовки ω_3 :

$$\frac{d\Delta}{d\omega_3} = \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{16A}{k^2 x_1 x_2} \cdot \sin \frac{kx_1}{2} \cdot \left(-\sin \left(k(\omega_3 - \pi) \frac{f}{n} \right) \cdot k \frac{f}{n} \right) \cdot \sin \left(k\pi \frac{f}{n} \right) \right\}.$$

Приравняем производную к нулю и получим:

$$\sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{16A}{k^2 x_1 x_2} \cdot \sin \frac{kx_1}{2} \cdot \left(-\sin \left(k(\omega_3 - \pi) \frac{f}{n} \right) \cdot k \frac{f}{n} \right) \cdot \sin \left(k\pi \frac{f}{n} \right) \right\} = 0.$$

Выполнение данного равенства возможно в случаях, когда:

$$1. \sin \frac{kx_1}{2} = 0, \text{ что выполняется при } \frac{x_1}{2} = m\pi,$$

где $m=0, 1, 2, 3, \dots$. Отсюда следует, что $x_1=2m\pi$, а это противоречит условию $x_1 + x_2 = 2\pi$.

$$2. \sin \left(k\pi \frac{f}{n} \right) = 0, \text{ что выполняется при } \pi \frac{f}{n} = m\pi,$$

где $m=0, 1, 2, 3, \dots$. Из этого требования следует, что $\frac{f}{n} = m$, то есть

отношение частоты колебаний инструмента к частоте вращения заготовки будет равно нулю, что говорит об отсутствии колебаний инструмента, или целому числу. При этом траектории движения

инструмента на всех оборотах заготовки параллельны и дробление стружки происходить не будет, так как образуется стружка постоянной толщины.

3. $\sin\left(k(\omega_3 - \pi)\frac{f}{n}\right) = 0$. Из этого случая следует, что

$$(\omega_3 - \pi)\frac{f}{n} = m\pi \quad (2.8)$$

Подставив значение (2.8) в уравнение (2.7), получим формулу для расчета экстремальных значений расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки Δ в виде:

$$\Delta = S_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{16A}{k^2 x_1 x_2} \cdot \sin \frac{kx_1}{2} \cdot \cos km\pi \cdot \sin\left(k\pi \frac{f}{n}\right) \right\}. \quad (2.9)$$

Если в формуле (2.9) второе слагаемое имеет положительное значение, то расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки будет максимальным Δ_{\max} , если отрицательное – то минимальным Δ_{\min} .

Таким образом, экстремальные значения расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки Δ зависят от подачи S_0 , амплитуды A , величин периодов, приходящихся на врезание инструмента в заготовку x_1 и отвод x_2 , и отношения частоты колебаний инструмента к частоте вращения заготовки $\frac{f}{n}$. Как ранее нами отмечено, отношение $\frac{x_1}{x_2}$

есть ξ . Значит величина Δ зависит от коэффициента асимметрии.

Влияние различных факторов на экстремальные значения расстояния Δ различно. Из формулы (2.9), видно, что при увеличении подачи S_0 минимальное Δ_{\min} и максимальное Δ_{\max} значения растут. С увеличением амплитуды колебаний A максимальное значение Δ_{\max} увеличивается, а минимальное Δ_{\min} – уменьшается. Изменение экстремальных значений Δ от значений x_1 и x_2 рассмотрим на примере

графиков (рисунок 2.5), построенных с использованием формулы (2.9) для исходных данных: $S_0=0,4$ мм/об, $A=0,2$ мм. Значения x_1 и x_2 взаимосвязаны, так как $x_1 + x_2 = 2\pi$. Поэтому на графиках представлена зависимость экстремальных значений Δ от x_1 . Из графиков видно, что зависимости Δ_{\max} и Δ_{\min} от x_1 и x_2 имеют различный характер при разных отношениях $\frac{f}{n}$. Так, например, для $x_1=2$ величины Δ_{\max} и Δ_{\min} будут иметь меньшие значения при $\frac{f}{n}=1,6$, чем при $\frac{f}{n}=1,4$, а при $x_1=4$ – наоборот большие.

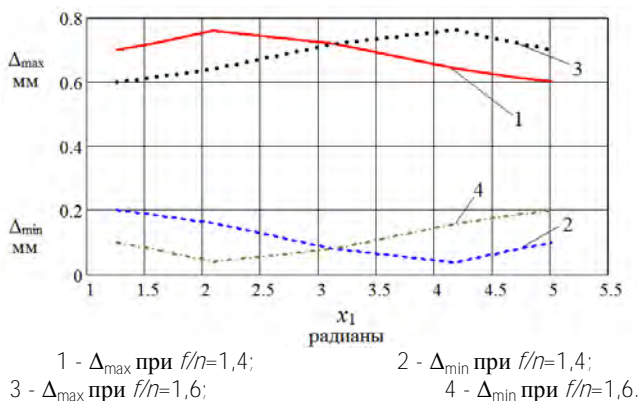


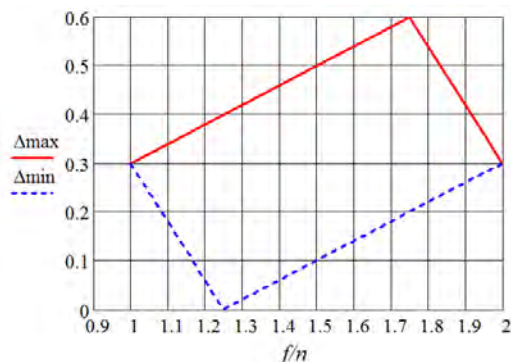
Рис. 2.5. – Графики зависимостей экстремальных значений расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки от x_1

Это означает, что для определенных значений x_1 и x_2 цикла колебаний, а значит, и для соответствующего им коэффициента асимметрии, необходимо подбирать оптимальное отношение частоты колебаний инструмента к частоте вращения заготовки $\frac{f}{n}$. Оптимальным отношением $\frac{f}{n}$ для стружкодробления будет то, при ко-

тором минимальное значение расстояния Δ_{\min} между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки будет иметь нулевое значение, как показано на рисунке 2.6.

Оптимальным в данном случае является отношение $\frac{f}{n} = 1,25$. При

других отношениях $\frac{f}{n}$ значение Δ_{\min} увеличивается.



$$S_0 = 0,3 \text{ мм/об}, A = 0,15 \text{ мм}, x_1 = 6\pi/4 \text{ и } x_2 = 2\pi/4$$

Рис. 2.6. – Графики зависимостей экстремальных значений расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки от отношения f/n

На рисунке 2.7 изображена развертка траектории движения реза с теми же параметрами, но с соотношением $\frac{f}{n} = 1,5$. Между элементами стружки образуются перемычки Δ_{\min} , которые затрудняют процесс стружкодробления. В этом случае для дробления стружки необходимо увеличивать амплитуду A до величины, при которой Δ (2.9) периодически будет принимать нулевые значения, т.е.

$$S_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{16A}{k^2 x_1 x_2} \cdot \sin \frac{kx_1}{2} \cdot \cos k\pi \cdot \sin \left(k\pi \frac{f}{n} \right) \right\} = 0. \quad (2.10)$$

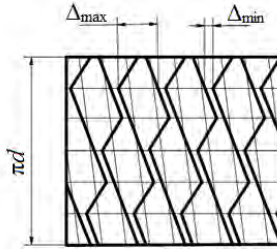


Рис. 2.7. – Развертка траектории движения инструмента при $f/n = 1,5$

Из уравнения (2.10) можно рассчитать необходимую амплитуду колебаний инструмента:

$$A = - \frac{S_0 x_1 x_2}{16 \sum_{k=1}^{\infty} \left(\frac{1}{k^2} \sin \frac{kx_1}{2} \cdot \cos k\pi \cdot \sin \left(k\pi \frac{f}{n} \right) \right)}$$

В этом уравнении $\cos k\pi$ может иметь два значения: +1 и -1. Амплитуда A может также получаться с положительным и отрицательным знаком, что означает направления колебательного движения инструмента – в сторону подачи или в противоположную сторону. Поэтому для расчета величины амплитуды можно использовать формулу в виде:

$$A = \left| \frac{S_0 x_1 x_2}{16 \sum_{k=1}^{\infty} \left(\frac{1}{k^2} \sin \frac{kx_1}{2} \cdot \sin \left(k\pi \frac{f}{n} \right) \right) \right|. \quad (2.11)$$

Как видно из (2.11) величина амплитуды зависит от подачи, составляющих цикла колебаний x_1 и x_2 , а также отношения частоты колебаний к частоте вращения заготовки $\frac{f}{n}$. На рисунке 2.8, к примеру, представлена зависимость амплитуды от отношения ча-

стоты колебаний к частоте вращения заготовки $\frac{f}{n}$ при $S_0=0,2$ мм/об, $x_1=8\pi/5$ и $x_2=2\pi/5$.

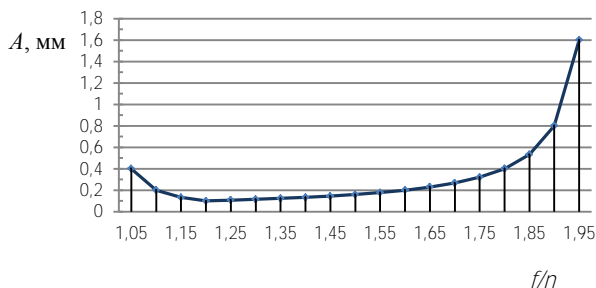


Рис. 2.8. – График зависимости амплитуды колебаний инструмента от отношения частоты его колебаний к частоте вращения заготовки

Из рисунка следует, что в данном случае отношение $\frac{f}{n}$, при котором амплитуда колебаний будет минимальной, равно 1,2. Величина амплитуды составляет 0,1 мм, что равно половине подачи на оборот S_0 . При других отношениях $\frac{f}{n}$ амплитуда колебаний, необходимая для стружкодробления, увеличивается. Точение с частотой колебаний инструмента f , при которой отношение $\frac{f}{n}$ равно целому числу, не позволяет выполнять дробление стружки при любой амплитуде, так как траектории движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки параллельны, и толщина срезаемого слоя остается неизменной. Поэтому с целью дробления стружки при точении на минимальной амплитуде колебаний необходимо обеспечить соответствующее отношение частоты колебаний к частоте вращения заготовки.

Таким образом, для обеспечения стружкодробления при точении с асимметричными колебаниями инструмента необходимо увязать между собой величину коэффициента асимметрии цикла и частоту колебаний. Каждому коэффициенту асимметрии цикла колебаний соответствует отношение частоты колебаний инструмента к частоте

вращения заготовки $\frac{f}{n}$, при котором осевое расстояние Δ между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки периодически принимает нулевое значение и минимальная амплитуда равна половине подачи на оборот S_0 . В этом случае траектории движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки соприкасаются своими вершинами и обеспечивается гарантированное дробление стружки.

2.1.3 Расчет оптимальных параметров колебательного движения инструмента

Для определения условий, обеспечивающих стружкодробление при точении с минимальной теоретической амплитудой колебаний инструмента, равной $\frac{S_0}{2}$, рассмотрим рисунок 2.9, на котором представлена развертка поверхности диаметром d .

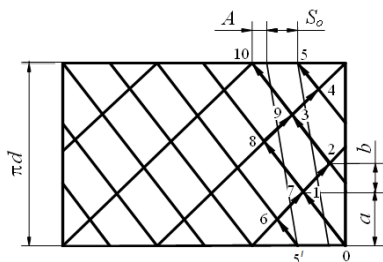


Рис. 2.9. – Развертка траектории движения инструмента при точении с асимметричными колебаниями

На рисунке ломаными линиями 0–5 и 5'–10 показаны траектории движения резца на двух последовательных оборотах заготовки с подачей S_0 , амплитудой колебаний A и коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi = \frac{a}{b}$, где a и b – части оборота заготовки, соответствующие прямому (врезание) и обратному (отвод) ходу ин-

50

струмента. Как видно из рисунка, касание траекторий происходит по вершинам 1 и 7, 3 и 9 и т.д.

Для обеспечения минимальной амплитуды колебаний инструмента A необходимо, чтобы инструмент за один оборот заготовки выполнил Z полных циклов колебания, а при выполнении $Z+1$ -го цикла, переходящего на следующий оборот, траектории движения инструмента соприкасались (точки 1 и 7). При этом на следующий оборот переходит часть цикла колебаний, равная величине a , на первом же обороте остается часть цикла, равная b . В этом случае можно записать равенство в виде:

$$Z(a+b)+b=1. \quad (2.12)$$

Таким образом, за один оборот заготовки инструмент совершит Z полных циклов колебания и часть цикла, соответствующую периоду отвода инструмента. Из выражения (2.12) с учетом (2.1) можно определить необходимые значения a и b цикла колебаний, которые будут равны:

$$a = \frac{\xi}{Z(\xi+1)+1}, \quad b = \frac{1}{Z(\xi+1)+1}. \quad (2.13)$$

Причем колебания инструмента с параметрами цикла колебаний a и b согласно (2.13) будут обеспечены в том случае, если будет выполняться отношение частоты колебаний инструмента к частоте вращения заготовки в виде:

$$\frac{f}{n} = \frac{1}{a+b}. \quad (2.14)$$

Подставив в выражение (2.14) значения a и b из (2.13), получим зависимость отношения $\frac{f}{n}$ от коэффициента асимметрии цикла колебаний инструмента в виде:

$$\frac{f}{n} = z + \frac{1}{\xi + 1}. \quad (2.15)$$

При значениях отношения $\frac{f}{n}$, не подчиняющихся равенству (2.15), для обеспечения дробления стружки необходимо увеличивать амплитуду колебаний.

Поскольку отделяемый элемент стружки формируется и отрезается за один цикл колебательного движения инструмента, то его длину $l_{\text{стр}}$ при обработке заготовки диаметром d можно рассчитать по формуле

$$l_{\text{стр}} = \frac{c\pi d}{K_f},$$

где c – часть оборота заготовки, приходящаяся на цикл колебаний инструмента,

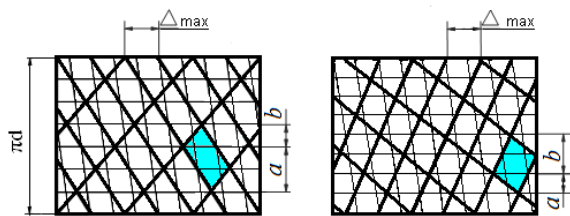
d – диаметр заготовки, мм,

K_f – коэффициент продольной усадки стружки, который можно определить весовым методом [1].

Подставив в приведенное выражение вместо c сумму значений a и b из (2.13), получим зависимость длины элементов стружки от коэффициента асимметрии ξ и числа циклов колебаний инструмента за один оборот заготовки Z в виде:

$$l_{\text{стр}} = \frac{(\xi + 1)\pi d}{(Z(\xi + 1) + 1)K_f}. \quad (2.16)$$

Как видно, отделяемые при точении с различными коэффициентами асимметрии элементы стружки имеют различные размеры. На рисунке 2.10 представлены развертки траектории движения инструмента, в результате которого с заготовки срезаются элементы в форме параллелограмма (выделен затемнением). Длина срезаемых элементов, измеренная в направлении скорости резания, равна сумме $a+b$.



$$a) \xi=2 \quad a+b=\frac{3}{7}\pi d$$

$$б) \xi=1/2 \quad a+b=\frac{3}{8}\pi d$$

Рис. 2.10. – Форма и размеры срезаемых элементов

Длина элементов, срезаемых при точении с коэффициентом асимметрии $\xi > 1$, больше, чем при точении с $\xi < 1$, что связано с более длительным циклом колебаний при $\xi > 1$. При этом с увеличением коэффициента асимметрии цикла колебаний длина срезаемых элементов, соответственно, и элементов стружки, увеличивается. Известно [12], что наилучшие условия эксплуатации токарного оборудования обеспечиваются, когда стружечные элементы с учетом их возможного завивания в спираль не превышают 150 мм. Поэтому, в зависимости от принятой длины элементов стружки нужно определить число циклов колебательных движений инструмента, приходящихся на один оборот заготовки из выражения

$$Z = \frac{\pi d}{l_{\text{стр}} K_l} - \frac{1}{\xi + 1},$$

выведенного из (2.16), и округлить Z до целых значений.

Влияние коэффициента асимметрии цикла и амплитуды колебаний инструмента на толщину стружки заключается в изменении максимальной толщины среза, которую можно определить произведением максимального расстояния между соседними траекториями реза относительно заготовки Δ_{max} на синус главного угла в плане ϕ . Максимальное расстояние Δ_{max} одинаково при точении с определенным значением коэффициента асимметрии цикла ξ и обратным ему по величине коэффициентом асимметрии. Следовательно, и толщина стружки будет одинакова. Однако процесс резания отли-

чается тем, что срезаемые элементы имеют различное расположение на развертке обрабатываемой поверхности (рисунок 2.10). При обработке с коэффициентом $\xi > 1$ срезаемые элементы направлены вверх и влево и срезание элемента стружки с ее максимальной толщиной выполняется при движении инструмента в направлении основной подачи S_o . При обработке с коэффициентом $\xi < 1$ срезаемые элементы направлены вверх и вправо и срезание элемента стружки с ее максимальной толщиной выполняется при движении инструмента в направлении, обратном основной подаче. Значит, углы резания в одном и другом случаях будут различны, а в процессе резания будут возникать различные силы резания.

Выше было сказано, что при амплитуде колебаний, равной половине подачи на оборот, минимальное расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки $\Delta_{\min} = 0$. Для определения максимального расстояния Δ_{\max} при точении с $\xi > 1$ выведем формулу, используя схему, изображенную на рисунке 2.11.

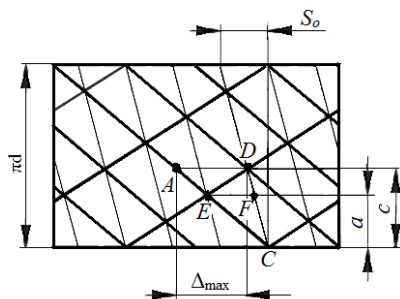


Рис. 2.11. – Схема для расчета максимального расстояния между траекториями движения инструмента для $\xi > 1$

Из рисунка можно определить, что

$$\Delta_{\max} = AD,$$

а расстояние AD , в свою очередь, можно определить из треугольника ADC :

$$AD = \frac{EF \cdot c}{a},$$

где a и c – части оборота заготовки, соответствующие прямому ходу (врезание) и полному циклу колебаний инструмента.

Величина отрезка EF равна подаче S_0 и, таким образом, формула для расчета Δ_{\max} примет вид:

$$\Delta_{\max} = S_0 \frac{c}{a} = S_0 \frac{a+b}{a}.$$

Разделив числитель и знаменатель на b , получим

$$\Delta_{\max} = S_0 \frac{\xi+1}{\xi} = S_0 \left(1 + \frac{1}{\xi}\right). \quad (2.17)$$

Аналогичные расчеты для определения максимального расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки Δ_{\max} проведем и для точения с $\xi < 1$ (рисунки 2.12).

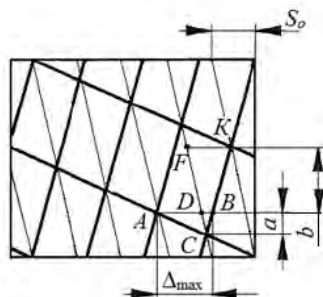


Рис. 2.12. – Схема для расчета максимального расстояния между траекториями движения инструмента для $\xi < 1$

Из рисунка 2.12 видно, что максимальное расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки

$$\Delta_{\max} = AB = AD + DB.$$

Расстояние AD по величине равно подаче инструмента S_0 .

Величину DB определим из треугольника CFK :

$$DB = \frac{FK \cdot a}{b} = S_0 \cdot \frac{a}{b} = S_0 \cdot \xi.$$

В результате суммирования AD и DB получим

$$\Delta_{\max} = S_0 + S_0 \cdot \xi = S_0 \cdot (1 + \xi). \quad (2.18)$$

Из выражений (2.17) и (2.18) следует, что максимальное расстояние Δ_{\max} зависит от величины подачи S_0 и коэффициента асимметрии ξ . На рисунке 2.13 представлен графики такой зависимости при точении с гармоническими колебаниями ($\xi=1$) и при точении с коэффициентами асимметрии цикла $\xi=2, 3, 4$ и 5 .

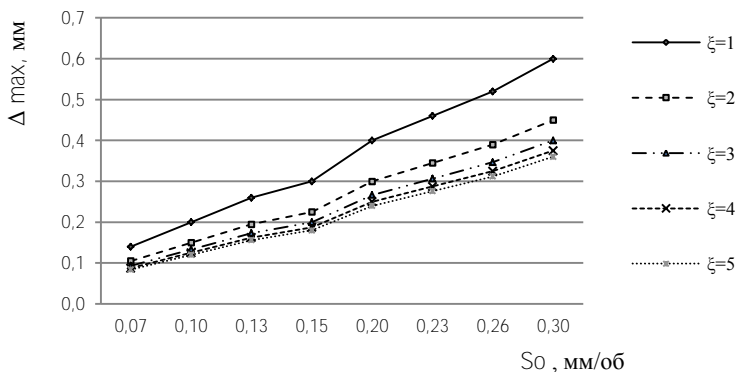


Рис. 2.13. – Графики зависимости максимального расстояния Δ_{\max} от подачи и коэффициента асимметрии.

Из графиков видно, что при точении с гармоническими колебаниями ($\xi=1$) максимальное расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки Δ_{\max} для определенной подачи будет наибольшим и составляет $2S_0$. Чем больше асимметрия цикла, тем меньше значение Δ_{\max} . Расчеты Δ_{\max} для точения с коэффициентами $\xi=1/2,$

1/3, 1/4, 1/5, обратными приведенным выше, дают аналогичные результаты.

С величиной максимального расстояния Δ_{\max} можно связать и высоту микронеровностей. Согласно формуле (1.2) высота гребешков микронеровности зависит от подачи инструмента за один оборот заготовки S_0 . При обычном точении подача, равная расстоянию между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки, является постоянной величиной. При точении с колебаниями инструмента расстояние между траекториями движения резца на двух последовательных оборотах заготовки изменяется и его максимальное значение – Δ_{\max} . Поэтому максимальную высоту гребешков h_{\max} можно рассчитать по формуле

$$h_{\max} = \Delta_{\max} \frac{\operatorname{tg}\varphi_{\text{и}} \cdot \operatorname{tg}\varphi_{\text{и1}}}{\operatorname{tg}\varphi_{\text{и}} + \operatorname{tg}\varphi_{\text{и1}}}.$$

Подставив Δ_{\max} из формул (2.17 и 2.18), получим формулы для расчета h_{\max} в виде:

$$h_{\max} = S_0 \left(1 + \frac{1}{\xi}\right) \frac{\operatorname{tg}\varphi_{\text{и}} \cdot \operatorname{tg}\varphi_{\text{и1}}}{\operatorname{tg}\varphi_{\text{и}} + \operatorname{tg}\varphi_{\text{и1}}} \quad \text{при } \xi > 1,$$

$$h_{\max} = S_0 (1 + \xi) \frac{\operatorname{tg}\varphi_{\text{и}} \cdot \operatorname{tg}\varphi_{\text{и1}}}{\operatorname{tg}\varphi_{\text{и}} + \operatorname{tg}\varphi_{\text{и1}}} \quad \text{при } \xi < 1.$$

Из формул видно, что максимальная высота микронеровностей зависит от коэффициента асимметрии цикла колебаний. С увеличением коэффициента асимметрии цикла колебаний при точении с $\xi > 1$ или с его уменьшением при точении с $\xi < 1$, т.е. с увеличением асимметрии цикла колебаний, максимальная высота микронеровностей снижается. По сравнению с вибрационным точением ($\xi=1$) при точении с асимметричными колебаниями максимальная высота микронеровностей уменьшается в 1,3–1,6 раза.

Таким образом, для стружкодробления при точении с минимальной амплитудой колебаний инструменту необходимо сообщить за один оборот заготовки некоторое число полных циклов колебаний и часть цикла, равную периоду отвода. Отношение частоты колеба-

ний инструмента к частоте вращения заготовки в этом случае зависит от коэффициента асимметрии цикла колебаний и числа полных циклов колебаний за один оборот заготовки, которое определяется исходя из необходимой длины элементов стружки $l_{стр}$. Как мы отмечали ранее, толщина стружки зависит от подачи и коэффициента асимметрии цикла колебаний. Увеличение подачи приводит к росту максимального расстояния между соседними траекториями движения резца по обрабатываемой заготовке и, соответственно, к увеличению толщины среза. Характер влияния асимметрии цикла на процесс резания заключается в том, что чем больше коэффициент асимметрии отличается от единицы, тем меньше расстояние между соседними траекториями движения резца по заготовке, следовательно, толщина среза. Кроме того, величина коэффициента асимметрии цикла колебаний влияет на максимальную высоту микронеровностей. С увеличением асимметрии цикла эта высота уменьшается. Из всего сказанного следует, что изменяя величину коэффициента асимметрии цикла колебаний и число полных циклов колебаний инструмента за один оборот заготовки, можно добиться оптимальных размеров элементов стружки. Увеличивая асимметрию цикла колебаний инструмента, мы полагаем, можно получить поверхности с более низкими значениями шероховатости.

2.1.4 Изменение кинематических углов резца в процессе точения с асимметричными колебаниями

В результате относительного перемещения инструмента и заготовки в процессе токарной обработки происходит изменение углов резца по отношению к углам в статике [2]. Углы, образующиеся в процессе резания, называются кинематическими. Рассмотрим кинематические углы резца, образующиеся при точении с асимметричными колебаниями, которые накладываются на подачу инструмента S_0 и периодически изменяют направление движения резца: в сторону подачи S_0 и в противоположную сторону. При этом инструмент перемещается с подачей, представляющей собой сумму подачи на оборот S_0 и подачи, вызванной колебаниями инструмента. Назовем эту подачу результирующей. Результирующие подачи инструмента

в сторону подачи S_0 и обратную сторону обозначим, соответственно, $S_{вр}$ и $S_{отв}$ и назовем подачами врезания и отвода.

На рисунке 2.14 приведена схема для расчета кинематических углов при движении инструмента с результирующей подачей $S_{вр}$.

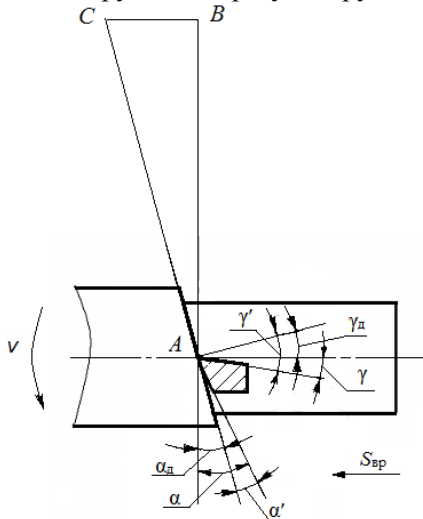


Рис. 2.14. – Схема изменения углов при движении реза с результирующей подачей $S_{вр}$

Из рисунка видно, что кинематический задний угол α' будет равен:

$$\alpha' = \alpha - \alpha_d,$$

где α – главный задний угол, измеренный в статическом положении инструмента,

α_d – угол движения, образованный в результате изменения положения плоскости резания.

Выполнив развертку траектории движения инструмента за один оборот заготовки, получим прямоугольный треугольник, гипотенузой которого AC является винтовая траектория, катетом BC – подача $S_{вр}$, а вторым катетом AB – окружность заготовки диаметром d . Угол движения α_d образуется гипотенузой и катетом AB и его величину можно рассчитать по формуле

$$\alpha_d = \operatorname{arctg} \frac{S_{\text{вр}}}{\pi d}.$$

Однако такая формула пригодна для расчета угла движения при обработке резцом с главным углом в плане $\varphi_n=90^\circ$. В этом случае направление подачи и секущая плоскость для определения угла α совпадают. В других случаях необходимо учитывать угол φ_n и угол движения α_d можно рассчитать по формуле

$$\alpha_d = \operatorname{arctg} \left(\frac{S_{\text{вр}}}{\pi d} \sin \varphi_n \right).$$

С увеличением подачи увеличивается угол движения α_d и, соответственно, уменьшается кинематический задний угол α' . При этом передний угол наоборот увеличивается на величину γ_d , а кинематический передний угол резца можно определить из выражения

$$\gamma' = \gamma + \gamma_d,$$

где γ – передний угол, определенный в статическом положении, γ_d – угол движения, причем $\gamma_d = \alpha_d$.

При движении инструмента с результирующей подачей $S_{\text{отв}}$ (рисунки 2.15) кинематические задний и передний углы резца можно определить, соответственно, по формулам:

$$\alpha' = \alpha + \alpha_d;$$

$$\gamma' = \gamma - \gamma_d.$$

В данном случае угол движения $\alpha_d = \gamma_d$ зависит от скорости подачи $S_{\text{отв}}$ и его можно определить из выражения

$$\alpha_d = \text{arctg} \left(\frac{S_{\text{отв}}}{\pi d} \cdot \sin \varphi_{\text{н}} \right).$$

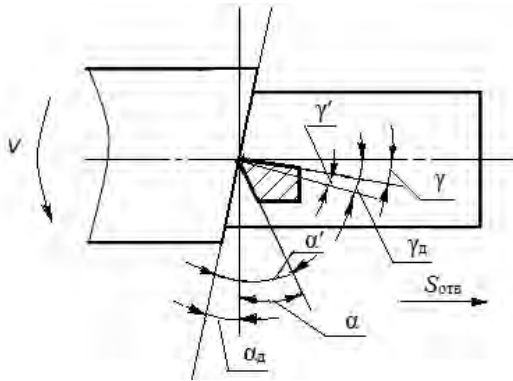


Рис. 2.15. – Схема изменения углов при движении резца с результирующей подачей $S_{\text{отв}}$

Таким образом, на величину кинематических углов оказывает влияние не только направление движения инструмента, но и величина результирующей подачи, для определения которой воспользуемся рисунком 2.16. Из рисунка 2.16,а следует, что для расчета величины результирующей подачи можно воспользоваться формулами:

$$S_{\text{вр}} = S_0 + \Delta S_{\text{вр}},$$

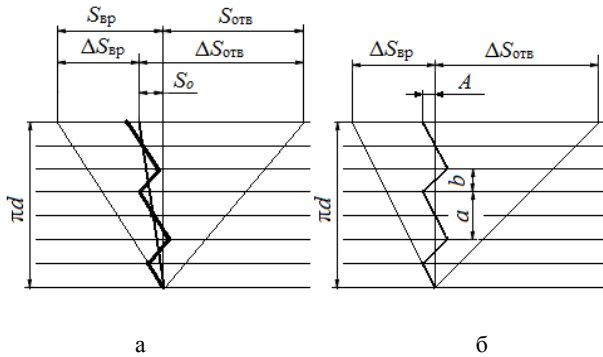
$$S_{\text{отв}} = S_0 - \Delta S_{\text{отв}},$$

где $\Delta S_{\text{вр}}$ и $\Delta S_{\text{отв}}$ – подачи, вызванные колебанием инструмента и соответствующие периодам врезания инструмента в заготовку и отвода в течение цикла колебаний.

Для определения подач $\Delta S_{\text{вр}}$ и $\Delta S_{\text{отв}}$ рассмотрим траекторию колебательного движения инструмента, представленную на рисунке 2.16,б. Как видно из рисунка, величины этих подач зависят от длительности периодов врезания a и отвода b , амплитуды колебания A и могут быть рассчитаны по формулам:

$$\Delta S_{\text{вр}} = \frac{2A}{a},$$

$$\Delta S_{\text{отв}} = \frac{2A}{b}.$$



а – траектория движения инструмента при точении с асимметричными колебаниями,
б – траектория колебательного движения инструмента

Рис. 2.16. – Развертка траекторий движения инструмента

При условии, что амплитуда колебаний равна $0,5S_о$, результирующие подачи движения инструмента в процессе точения с асимметричными колебаниями можно рассчитать по формулам:

$$S_{\text{вр}} = S_о + \frac{S_о}{a},$$

$$S_{\text{отв}} = S_о - \frac{S_о}{b}.$$

Подставив вместо a и b выражения из (2.12), получим формулы для расчета результирующих подач в виде:

$$S_{\text{вр}} = S_0 + S_0 \frac{z(\xi+1)+1}{\xi}, \quad (2.19)$$

$$S_{\text{отв}} = S_0 - S_0 (z(\xi+1)+1).$$

Из формул (2.19) следует, что величина результирующей подачи зависит от коэффициента асимметрии цикла колебаний. Так, для точения с $\xi < 1$ подача врезания $S_{\text{вр}}$ больше, чем для $\xi > 1$, и с уменьшением коэффициента асимметрии цикла она увеличивается. Следовательно, будет больше и кинематический передний угол. Задний же кинематический угол уменьшается. При обратном движении подача отвода $S_{\text{отв}}$ уменьшается по мере уменьшения коэффициента асимметрии. Это означает, что передний кинематический угол на этапе отвода резца при точении с $\xi < 1$ так же будет больше, чем при точении с $\xi > 1$.

На основании вышеизложенного можно сделать заключение, что изменение геометрических параметров инструмента в процессе точения с асимметричными колебаниями связано с изменением направления и величины результирующей подачи, которая зависит от величины подачи на оборот S_0 и коэффициента асимметрии цикла колебаний. Увеличение переднего кинематического угла γ' , что имеет место при уменьшении коэффициента асимметрии цикла колебаний, положительно сказывается на процессе резания, так как приводит к уменьшению угла резания, а значит к снижению сил резания и величины упругой и пластической деформации поверхностного слоя металла. При соответствующем уменьшении заднего кинематического угла α' увеличивается трение главной задней поверхности резца о заготовку. Увеличение коэффициента асимметрии цикла колебаний сопровождается изменением кинематических углов, имеющих обратный характер. Поэтому процесс резания при точении с разными коэффициентами асимметрии цикла колебаний имеет особенности, заключающиеся в отличии сил трения и резания, величины упругой и пластической деформации поверхностного слоя металла, что может оказывать различное влияние на точность и качество обработанных поверхностей.

2.1.5 Устройство для стружкодробления при точении с асимметричными колебаниями инструмента

Для проведения исследований процесса точения с наложением на подачу инструмента асимметричных колебаний разработана конструкция устройства к токарно-винторезному станку 16К20. Задающий узел устройства выполнен по рекомендациям, изложенным в [67]. Принципиальная схема устройства представлена на рисунке 2.17.

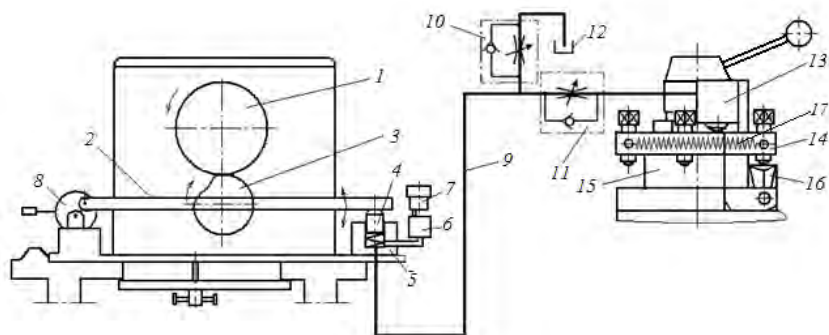


Рис. 2.17. – Принципиальная схема устройства для стружкодробления

Устройство сообщает инструменту угловые колебания вокруг оси, расположенной в горизонтальной плоскости ниже опорной поверхности резца перпендикулярно оси вращения заготовки. Кинематика процесса резания с такими колебаниями не отличается от кинематики резания с осевыми колебаниями даже при малых значениях диаметра обрабатываемых деталей и радиуса колебаний [17]. Задатчиком колебательных движений резца является кулачок 3, который получает вращение от фланца шпинделя станка 1 и сообщает качательное движение рычагу 2. Кулачок является сменным и проектируется исходя из коэффициента асимметрии ξ цикла колебаний, максимальной расчетной амплитуды и числа полных циклов колебаний инструмента за один оборот заготовки. Средний рабочий диаметр кулачка d_k определяется исходя из передаточного отношения $i = \frac{d_{шп}}{d_k}$ фрикционной пары, которую образуют шейка шпинде-

ля 1 с диаметром $d_{\text{шп}}$ и кулачок со средним рабочим диаметром d_k . Поскольку i определяет отношение частоты f колебаний инструмента к частоте вращения заготовки n , то можно записать, что

$$d_k = \frac{d_{\text{шп}} n}{f}.$$

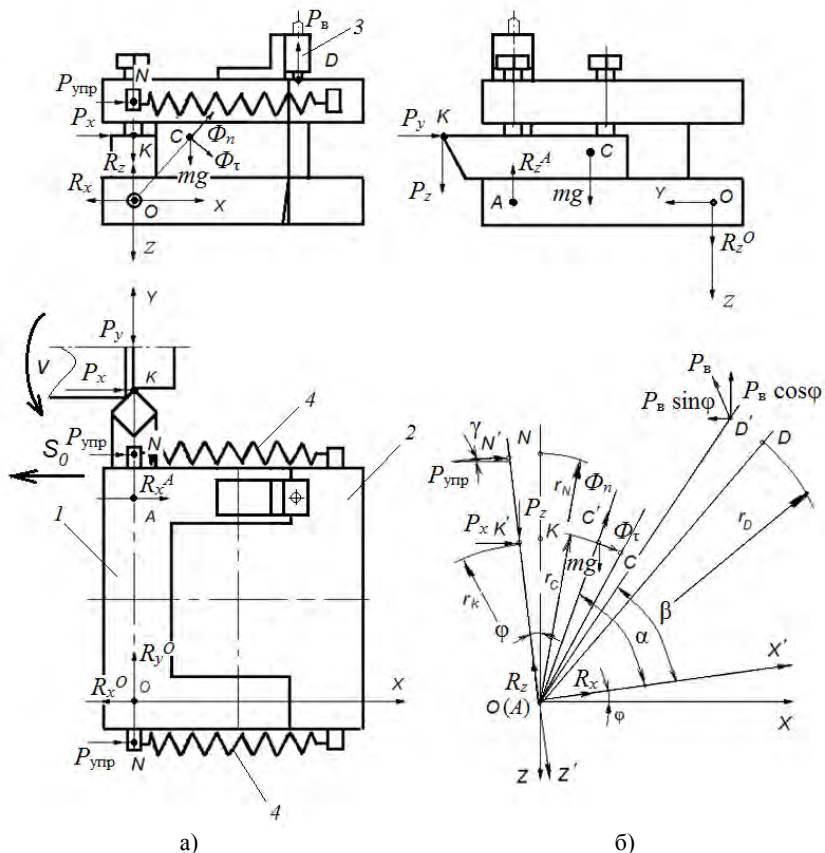
Опорный конец рычага 2 шарнирно связан со звеном включения механизма, выполненного в виде двухпозиционного диска 8. Качающийся рычаг 2 действует на подпружиненный плунжер 4 гидронасоса 5. Насос периодически нагнетает масло через рукав высокого давления 9 в гидроцилиндр 13 исполнительного механизма. Корпус гидроцилиндра 13 жестко установлен на подвижной резцедержавке 14 станочного резцедержателя 15. При движении штока гидроцилиндра он упирается в неподвижную часть резцедержателя 15. Корпус гидроцилиндра приводится в движение и поворачивает жестко связанную с ним подвижную резцедержавку 14, которая таким образом сообщает инструменту 16 угловые колебания вокруг оси, расположенной в горизонтальной плоскости и перпендикулярной оси заготовки. Как было отмечено ранее, при повороте резцедержавки на малый угол движение резца по дуге можно представить как движение по прямой линии. Профилем кулачка 3 задается максимальная расчетная амплитуда колебания инструмента. Регулирование амплитуды выполняется дросселями, встроенными в рукав высокого давления. Используется два дросселя, свободно пропускающих масло в одну сторону, а в обратную сторону выполняющих дросселирование. Дроссель 10 устанавливается на сливной линии. Им регулируется объем масла, подаваемый в течение цикла на слив в бак 12. Тем самым дозируется масло, свободно проходящее через дроссель 11 и обеспечивающее процесс врезания инструмента в заготовку в направлении основной подачи с необходимой амплитудой. В связи с тем, что при уменьшении амплитуды колебаний инструмента объем масла, нагнетаемый в гидросистему насосом 5, больше объема, поступающего в цилиндр 13, для обеспечения требуемой траектории обратного движения резца необходимо регулирование скорости обратного хода масла в гидросистеме. Обратное движение резцедержавки обеспечивается возвратными пружинами 17. Регулирование скорости обратного хода выполняется дросселем 11. Для предохранения системы от перегрузки применяется клапан

ный блок 6 с масляным бачком 7. При повороте двухпозиционного диска 8 рукояткой кулачок 3 может быть выведен из контакта со шпинделем, и устройство автоматически отключается, после чего на станке можно выполнять обычное точение.

Предложенный резцедержатель имеет конструкцию, которая не требует никаких изменений суппорта станка. Его посадочные поверхности унифицированы с поверхностями штатного резцедержателя станка, что упрощает процесс смены резцедержателей. Для поворота и закрепления резцедержателя используются те же детали, что и штатного резцедержателя станка.

2.1.6 Математическое моделирование колебательного движения инструмента с асимметричным циклом колебаний

С целью определения оптимальных размеров и профиля кулачка для сообщения колебаний, жесткости возвратных пружин устройства для стружкодробления целесообразно разработать математическую модель колебательного движения инструмента. Для разработки математической модели колебательного движения инструмента вначале определим основные силы, оказывающие влияние на процесс движения вершины резца с угловыми колебаниями, для чего рассмотрим схему предлагаемого исполнительного механизма, изображенную на рисунке 2.18,а. Исполнительный механизм представляет собой специальный резцедержатель к токарному станку и является составной частью устройства для стружкодробления. На рисунке изображены три его проекции. Подвижная резцедержавка 1 механизма, смонтированная на опорах (точки O и A), поворачивается относительно неподвижного корпуса 2 под действием внешней возмущающей силы P_v , создаваемой гидроцилиндром 3, жестко закрепленным на резцедержавке 1. Шток гидроцилиндра упирается в неподвижный корпус 2 в точке D и приводит в движение гидроцилиндр вместе с резцедержавкой, возврат которой в начальное положение осуществляется пружинами 4.



а) б)
 φ – угол поворота резцедержавки, P_x, P_y, P_z – составляющие силы резания, P_B – возмущающая сила, $P_{упр}$ – сила упругости пружин, Φ_n – нормальная сила инерции, Φ_τ – касательная сила инерции, R_x, R_y, R_z – реакции опор, mg – сила тяжести, r_K – расстояние от оси поворота до вершины резца K , r_N – расстояние от оси поворота до точек N приложения сил упругости пружин, r_C – расстояние от оси поворота до центра тяжести системы C , r_D – расстояние от оси поворота до точки D приложения возмущающей силы, α и β – углы между осью X и перпендикулярами к оси Y , проходящими через точками C и D .

Рис. 2.18. – Схемы исполнительного механизма (а) и приложения сил к подвижной резцедержавке (б)

Изменение силы P_B приводит к изменению сил резания P_x, P_y и P_z . Кроме того на резцедержавку действуют силы инерции Φ_n и Φ_τ ,

силы упругости пружин $P_{\text{упр}}$ и тяжести mg . Приложение всех этих сил к резцедержавке показано на рисунке 2.18,б. Для определения наиболее значимых сил, влияющих на движение резцедержавки с инструментом, по схеме приложения к ней сил, используя принцип Даламбера, составим систему уравнений [89]:

$$\left\{ \begin{array}{l} P_x - P_B \sin \varphi + P_{\text{упр}} \cos \gamma + m \frac{v_c^2}{r_c} \cos(\alpha + \varphi) + m \frac{dv_c}{dt} \sin(\alpha + \varphi) + \\ + R_x \cos \varphi - R_z \sin \varphi = 0 \\ P_z - P_B \cos \varphi + P_{\text{упр}} \sin \gamma - m \frac{v_c^2}{r_c} \sin(\alpha + \varphi) + m \frac{dv_c}{dt} \cos(\alpha + \varphi) - \\ - R_x \sin \varphi - R_z \cos \varphi + mg = 0, \end{array} \right. \quad (2.20)$$

где P_x – осевая составляющая силы резания,

P_y – радиальная составляющая силы резания,

P_z – тангенциальная составляющая силы резания,

P_B – возмущающая сила,

$P_{\text{упр}}$ – сила упругости пружин,

$\Phi_n = m \frac{v_c^2}{r_c}$ – нормальная сила инерции,

$\Phi_\tau = m \frac{dv_c}{dt}$ – касательная сила инерции,

R_x и R_z – реакции опор,

mg – сила тяжести, приложенная к центру масс.

Дифференциальное уравнение вращательного движения резцедержавки с резцом относительно оси Y , записанное на основании схемы приложения сил (рисунок 2.18,б) имеет вид:

$$J_y \ddot{\varphi} = -P_x r_K \cos \varphi + P_z r_K \sin \varphi + P_B \cdot r_D \cos \beta - P_{\text{упр}} \cos \gamma \cdot r_N \cos \varphi - \\ - P_{\text{упр}} \sin \gamma \cdot r_N \sin \varphi - mg r_c \cos(\alpha + \varphi) - M_{\text{тр}}. \quad (2.21)$$

Для уменьшения в уравнении (2.21) числа слагаемых из системы уравнений (2.20) можно определить, что

$$P_{ynp} \cos \gamma = -P_x + P_B \sin \varphi - m \frac{v_c^2}{r_c} \cos(\alpha + \varphi) - m \frac{dv_c}{dt} \sin(\alpha + \varphi) - R_x \cos \varphi + R_z \sin \varphi,$$

$$P_{ynp} \sin \gamma = P_z - P_B \cos \varphi - m \frac{v_c^2}{r_c} \sin(\alpha + \varphi) + m \frac{dv_c}{dt} \cos(\alpha + \varphi) - R_x \sin \varphi - R_z \cos \varphi + mg.$$

Подставив выведенные значения в дифференциальное уравнение (2.21) и решив его, получим, что

$$J_y \ddot{\varphi} = P_x \cos \varphi (r_N - r_K) + P_z \sin \varphi (r_K - r_N) + P_B \cdot r_D \cos \beta + m \frac{v_c^2}{r_c} r_N (\cos(\alpha + \varphi) \cos \varphi + \sin(\alpha + \varphi) \sin \varphi) + m \frac{dv_c}{dt} r_N \times (2.22) \\ \times (\sin(\alpha + \varphi) \cos \varphi - \cos(\alpha + \varphi) \sin \varphi) + R_x r_N (\cos \varphi \cos \varphi + \sin \varphi \sin \varphi) - mg(r_N \sin \varphi + r_c \cos(\alpha + \varphi)) - M_{тр}.$$

В связи с тем, что угол поворота резцедержавки мал ($\varphi = 3-4^\circ$), принимаем следующие допущения:

- $\sin \varphi = 0$,
- $\cos(\alpha + \varphi) = \cos \alpha$.

Окружную скорость v_c центра масс подвижной резцедержавки 1 с резцом выразим через угол поворота резцедержавки φ :

$$v_c = \frac{d\varphi}{dt} r_c = \dot{\varphi} r_c.$$

С учетом этой замены и принятых выше допущений уравнение (2.22) примет вид:

$$J_y \ddot{\varphi} = P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos \beta + m r_C r_N \cos \alpha \dot{\varphi}^2 + \\ + m r_C r_N \sin \alpha \ddot{\varphi} + R_x r_N - m g r_C \cos \alpha - M_{\text{тр}}$$

или

$$(J_y - m r_C r_N \sin \alpha) \ddot{\varphi} - m r_C r_N \cos \alpha \dot{\varphi}^2 = P_x(r_N - r_K) + \\ + P_B \cdot r_D \cos \beta + R_x r_N - m g r_C \cos \alpha - M_{\text{тр}}.$$

Для упрощения записи уравнения выполним замены:

$$J_y - m r_C r_N \sin \alpha = a,$$

$$m r_C r_N \cos \alpha = b.$$

В итоге получим уравнение вращательного движения резцедержавки с резцом в виде:

$$a \ddot{\varphi} - b \dot{\varphi}^2 = P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos \beta + R_x r_N - m g r_C \cos \alpha - M_{\text{тр}}. \quad (2.23)$$

Данное уравнение представляет собой дифференциальное неоднородное уравнение второго порядка, решение которого состоит из суммы общего решения $\bar{\varphi}$ соответствующего однородного уравнения и частного решения φ^* неоднородного уравнения:

$$\varphi = \bar{\varphi} + \varphi^*.$$

Соответствующее однородное уравнение имеет вид:

$$a \ddot{\varphi} - b \dot{\varphi}^2 = 0 \quad (2.24)$$

Для решения однородного уравнения примем, что $\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt} = \rho$,

$$\text{тогда } \ddot{\varphi} = \frac{d^2\varphi}{dt^2} = \frac{d\rho}{dt}.$$

Подставляя эти выражения производных в дифференциальное уравнение (2.24) получим уравнение первого порядка

$$a \frac{d\rho}{dt} - b\rho^2 = 0.$$

Решив данное уравнение, найдем общее решение уравнения (2.24) в виде:

$$\bar{\varphi} = -\frac{a}{b} (\ln|t + C_1| + C_2),$$

где C_1 и C_2 – произвольные постоянные.

Частное решение уравнения (2.23) будем искать в виде:

$$\varphi^* = At + B.$$

Найдем первую и вторую производные от φ^* :

$$\dot{\varphi} = A, \quad \ddot{\varphi} = 0.$$

Подставим полученные производные в уравнение (2.23):

$$-bA^2 = P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos\beta + R_x r_N - mgr_C \cos\alpha - M_{\text{тр}}.$$

Из этого выражения находим, что

$$A = \sqrt{-\frac{P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos\beta + R_x r_N - mgr_C \cos\alpha - M_{\text{тр}}}{b}}.$$

Тогда частное решение уравнения (2.23) будет иметь вид:

$$\varphi^* = \sqrt{-\frac{P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos\beta + R_x r_N - mgr_C \cos\alpha - M_{\text{тр}}}{b}} t.$$

Общее решение неоднородного уравнения (2.23) примет вид:

$$\varphi = \bar{\varphi} + \varphi^* = -\frac{a}{b}(\ln|t + C_1| + C_2) + \sqrt{-\frac{P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos\beta + R_x r_N - mgr_C \cos\alpha - M_{\text{тр}}}{b}} \cdot t \quad (2.25)$$

Для определения неизвестных C_1 и C_2 найдем производную от φ :

$$\dot{\varphi} = -\frac{a}{b(t + C_1)} + \sqrt{-\frac{P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos\beta + R_x r_N - mgr_C \cos\alpha - M_{\text{тр}}}{b}}.$$

За начальные условия принимаем

$$\begin{cases} \varphi(0) = 0 \\ \dot{\varphi}(0) = 0 \end{cases}$$

и, подставив их в предыдущие два уравнения, получим систему уравнений:

$$\begin{cases} 0 = -\frac{a}{b}(\ln|C_1| + C_2); \\ 0 = -\frac{a}{bC_1} + \sqrt{-\frac{P_x(r_N - r_K) + P_B \cdot r_D \cos\beta + R_x r_N - mgr_C \cos\alpha - M_{\text{тр}}}{b}}. \end{cases}$$

Решив систему уравнений, получим значения неизвестных постоянных:

$$C_1 = \frac{a}{\sqrt{b(-P_x(r_N - r_K) - P_B \cdot r_D \cos \beta - R_x r_N + mg_C \cos \alpha + M_{TP})}},$$

$$C_2 = -\ln \left| \frac{a}{\sqrt{b(-P_x(r_N - r_K) - P_B \cdot r_D \cos \beta - R_x r_N + mg_C \cos \alpha + M_{TP})}} \right|.$$

Подставив значения постоянных C_1 и C_2 в (2.24), получим решение уравнения (2.23) в виде:

$$\varphi = -\frac{a}{b} \left(\ln \left| t + \frac{a}{\sqrt{b(-P_x(r_N - r_K) - P_B r_D \cos \beta - R_x r_N + mg_C \cos \alpha + M_{TP})}} \right| - \ln \left| \frac{a}{\sqrt{b(-P_x(r_N - r_K) - P_B r_D \cos \beta - R_x r_N + mg_C \cos \alpha + M_{TP})}} \right| \right) + \sqrt{\frac{-P_x(r_N - r_K) - P_B \cdot r_D \cos \beta - R_x r_N + mg_C \cos \alpha + M_{TP}}{b}} \cdot t.$$

Выполним обратно замены, произведенные ранее для упрощения уравнения:

$$a = J\gamma - m r_C r_N \sin \alpha,$$

$$b = m r_C r_N \cos \alpha,$$

и получим окончательное решение уравнения для определения угла поворота резцедержавки в виде:

$$\varphi = -\frac{J_y - m r_c r_N \sin \alpha}{m r_c r_N \cos \alpha} \times$$

$$\times \ln \left| \frac{t \sqrt{m r_c r_N \cos \alpha (-P_x (r_N - r_K) - P_B r_D \cos \beta - R_x r_N + m g r_c \cos \alpha + M_{\text{тр}})}}{J_y - m r_c r_N \sin \alpha} + 1 \right| +$$

$$+ \sqrt{\frac{-P_x (r_N - r_K) - P_B \cdot r_D \cos \beta - R_x r_N + m g r_c \cos \alpha + M_{\text{тр}}}{m r_c r_N \cos \alpha}} \cdot t$$

Из уравнения следует, что на величину угла поворота φ инструмента, следовательно, на условия стружкодробления, оказывают влияние возмущающая сила P_B , сила резания P_x , процесс трения, масса и габариты подвижной резцедержавки устройства.

На основании выше проведенных расчетов для моделирования колебательного движения инструмента в процессе точения с асимметричными колебаниями примем упрощенную схему колебательной системы, которая содержит лишь силы, оказывающие наиболее значимое влияние на условия дробления стружки (рисунок 2.19).

Колебательное движение инструмента вокруг оси Y можно описать уравнением

$$J_y \ddot{\varphi} + M_{\text{тр}} + M_{\text{упр}} + M_x = M_B,$$

где J_y – момент инерции относительно оси Y ,

$M_{\text{тр}}$ – момент сил трения,

$M_{\text{упр}}$ – момент сил упругости,

M_x – момент силы резания P_x ,

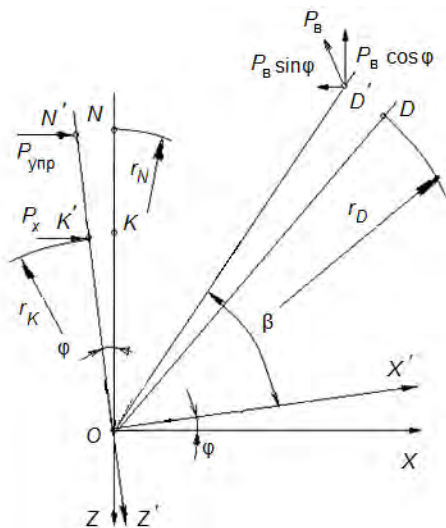
M_B – момент возмущающей силы P_B .

Как известно [90], сила трения в воздушной среде пропорциональна скорости движения. Следовательно, момент сил трения можно определить по формуле

$$M_{\text{тр}} = \alpha \dot{\varphi} r_{\text{тр}},$$

где α – коэффициент пропорциональности,

$r_{\text{тр}}$ – плечо приложения сил трения.



O – точка, лежащая на оси Y поворота резцедержавки, φ – угол поворота резцедержавки, K и K' – положение вершины резца до и после поворота резцедержавки на угол φ , N и N' – положение точек приложения силы упругости пружин до и после поворота резцедержавки на угол φ , D и D' – положение точки приложения возмущающей силы до и после поворота резцедержавки на угол φ , P_x – составляющая силы резания, P_B – возмущающая сила, $P_{упр}$ – сила упругости пружин, r_K – расстояние от оси Y до вершины резца K , r_N – расстояние от оси Y до точек N приложения сил упругости пружин, r_D – расстояние от оси Y до точки D приложения возмущающей силы, β – угол между осью X и перпендикуляром к оси Y , проведенным через точку D .

Рис. 2.19. – Расчетная схема колебательной системы

Момент сил упругости можно определить по формуле

$$M_{упр} = j\varphi r_N^2,$$

где j – коэффициент упругости пружины,

r_N – плечо приложения сил упругости.

Таким образом, дифференциальное уравнение колебательного движения инструмента примет вид:

$$J_y \ddot{\varphi} + \alpha \dot{\varphi} r_{\text{тр}} + j \varphi r_N^2 = M_B - M_x. \quad (2.26)$$

Рассмотрим силы P_B и P_x , создающие моменты M_B и M_x . Зависимость силы резания P_x от режимов обработки задается уравнением [91]

$$P_x = C_{\rho_x} t^{x_{\rho_x}} S_0^{y_{\rho_x}} v^{z_{\rho_x}} K_{\rho_x},$$

где t , S_0 , v – глубина резания, подача и скорость резания соответственно,

C_{ρ_x} , x_{ρ_x} , y_{ρ_x} , z_{ρ_x} – постоянная и показатели степени, характеризующие определенные условия резания для конкретной марки обрабатываемого материала,

K_{ρ_x} – поправочный коэффициент.

За величину подачи при точении с колебаниями инструмента следует принимать расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки Δ , которое, как было ранее показано, изменяется в течение цикла колебаний. Исходя из траектории движения инструмента (рисунок 2.10) на этапе врезания a величина Δ , изменяется от нулевого до максимального значения Δ_{max} , после чего его значение сохраняется в течение некоторой части цикла колебаний, равной $|a-b|$. На этапе отвода инструмента b значение этого расстояния вновь уменьшается до нуля. Изменение расстояния Δ приведет к соответствующему изменению силы резания P_x . Поэтому силу резания P_x можно рассматривать как периодическую функцию с периодом 2π , аналогично тому, как ранее (рисунок 2.3) была рассмотрена периодическая функция колебательного движения инструмента. При этом 2π также примем равным сумме частей периода x_1 и x_2 , приходящихся на врезание инструмента в заготовку и отвод в течение цикла колебаний, а отношение $\frac{x_1}{x_2}$ – равным ξ . Рассмотрим изменение силы резания P_x

при точении с коэффициентом асимметрии колебаний $\xi > 1$ (рисунки 2.20).

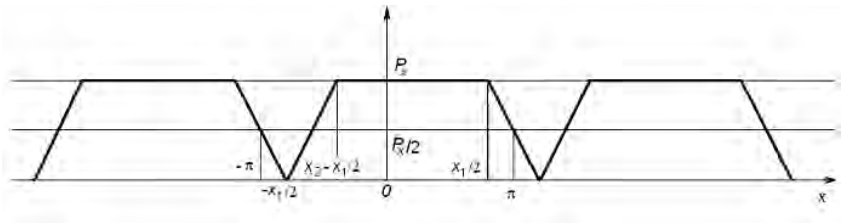


Рис. 2.20. – График силы резания P_x

Задать функцию $P_x(x)$ можно одним выражением, разложив ее в ряд Фурье [88], для чего необходимо определить ее в периоде 2π следующим образом:

$$P_x(x) = -\frac{P_x(x+\pi)}{x_2} + \frac{P_x}{2} \quad \text{при} \quad -\pi \leq x \leq -\frac{x_1}{2},$$

$$P_x(x) = P_x \frac{x_1 + 2x}{2x_2} \quad \text{при} \quad -\frac{x_1}{2} \leq x \leq x_2 - \frac{x_1}{2},$$

$$P_x(x) = P_x \quad \text{при} \quad x_2 - \frac{x_1}{2} \leq x \leq \frac{x_1}{2},$$

$$P_x(x) = \frac{P_x(\pi-x)}{x_2} + \frac{P_x}{2} \quad \text{при} \quad \frac{x_1}{2} \leq x \leq \pi.$$

Представив функцию $P_x(x)$ в виде ряда Фурье, получим уравнение для определения силы P_x в виде:

$$P_x(x) = \frac{P_x x_1}{2\pi} + \frac{P_x}{\pi x_2} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{k^2} \left(\left(\cos k \left(x_2 - \frac{x_1}{2} \right) - \cos \left(-k \frac{x_1}{2} \right) \right) \cos kx + \left(3 \sin k \frac{x_1}{2} + \sin k \left(x_2 - \frac{x_1}{2} \right) \right) \sin kx \right). \quad (2.27)$$

Колебательные движения инструмента генерируются возмущающей силой P_B , величина которой также периодически изменяется. График функции $P_B(x)$ обусловлен характером изменения сил упругости пружин $P_{упр}$ и резания P_x . Сила упругости на этапе врезания изменяется линейно в зависимости от величины удлинения пружин. Сила резания P_x , как показано на рисунке 2.20, возрастает до максимальной величины и остается постоянной до начала отвода инструмента. Поэтому и возмущающую силу P_B можно рассматривать как периодическую функцию $P_B(x)$ с периодом 2π . Предварительными исследованиями установлено, что для обеспечения асимметричных колебаний сила P_B должна изменяться согласно графику, представленному на рисунке 2.21. Таким образом сила P_B изменяется от нулевого значения до P_B^I , далее до максимального значения P_B и снова до нуля. Сила P_B^I соответствует моменту, когда инструмент начинает резание с максимальной толщиной среза, и сила резания P_x получает максимальное значение. После этого сила P_x остается неизменной, а сила упругости возрастает до своего максимального значения. Этому моменту соответствует максимальное значение возмущающей силы P_B .

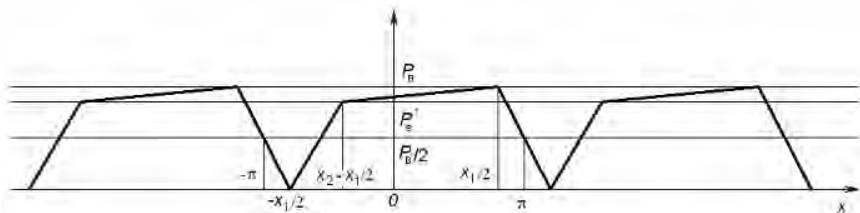


Рис. 2.21. – График возмущающей силы P_B

Функция $P_B(x)$ в соответствии с рисунком 2.21 может быть определена в периоде 2π следующим образом:

$$\begin{aligned}
 P_B(x) &= -\frac{P_B(x+\pi)}{x_2} + \frac{P_B}{2} && \text{при} && -\pi \leq x \leq -\frac{x_1}{2}, \\
 P_B(x) &= P_B' \frac{x_1 + 2x}{2x_2} && \text{при} && -\frac{x_1}{2} \leq x \leq x_2 - \frac{x_1}{2}, \\
 P_B(x) &= P_B - (P_B - P_B') \frac{x_1 - 2x}{2(x_1 - x_2)} && \text{при} && x_2 - \frac{x_1}{2} \leq x \leq \frac{x_1}{2}, \\
 P_B(x) &= P_B \frac{\pi - x}{x_2} + \frac{P_B}{2} && \text{при} && \frac{x_1}{2} \leq x \leq \pi.
 \end{aligned}$$

В результате разложения функции $P_B(x)$ в ряд Фурье она примет вид:

$$\begin{aligned}
 P_B(x) &= \frac{(P_B + P_B')x_1}{4\pi} + \frac{1}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{P_B'x_1 - P_Bx_2}{k^2x_2(x_1 - x_2)} \left[\cos\left(k\left(x_2 - \frac{x_1}{2}\right)\right) - \cos\frac{kx_1}{2} \right] \times \right. \\
 &\quad \times \cos(kx) + \left[\frac{P_B}{k^2(x_1 - x_2)} \left[\frac{2x_1 - x_2}{x_2} \sin\frac{kx_1}{2} - \sin\left(k\left(x_2 - \frac{x_1}{2}\right)\right) \right] + \right. \\
 &\quad \left. \left. + \frac{P_B'}{k^2x_2(x_1 - x_2)} \left(x_1 \sin\left(k\left(x_2 - \frac{x_1}{2}\right)\right) + (x_1 - 2x_2) \sin\frac{kx_1}{2} \right) \right] \sin kx \right\}. \quad (2.28)
 \end{aligned}$$

Подставив выражения (2.27) и (2.28) в уравнение (2.26), получим уравнение колебательного движения инструмента с коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi > 1$ в виде:

$$\begin{aligned}
J_y \varphi'' + \alpha r_{\text{TP}} \varphi' + j r_N^2 \varphi = & \frac{(P_B + P'_B) \chi_1 r_D \cos \beta}{4\pi} + \frac{1}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{(P'_B \chi_1 - P_B \chi_2) r_D \cos \beta}{k^2 \chi_2 (\chi_1 - \chi_2)} \times \right. \\
& \times \left(\cos k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) - \cos \frac{k \chi_1}{2} \right) \cos kx + \left[\frac{P_B r_D \cos \beta}{k^2 (\chi_1 - \chi_2)} \left(\frac{2\chi_1 - \chi_2}{\chi_2} \sin \frac{k \chi_1}{2} - \right. \right. \\
& \left. \left. - \sin k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) \right) \right] + \\
& + \frac{P'_B r_D \cos \beta}{k^2 \chi_2 (\chi_1 - \chi_2)} \left(\chi_1 \sin k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) + (\chi_1 - 2\chi_2) \sin \frac{k \chi_1}{2} \right) \left. \right] \sin kx \left. \right\} - \frac{P_x \chi_1 r_K}{2\pi} - \\
& - \sum_{k=1}^{\infty} \frac{P_x r_K}{k^2 \pi \chi_2} \left[\left(\cos k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) - \cos \frac{k \chi_1}{2} \right) \cos kx + \left(\begin{array}{l} 3 \sin \frac{k \chi_1}{2} + \\ + \sin k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) \end{array} \right) \right] \sin kx,
\end{aligned}$$

где $r_D \cos \beta$ – плечо действия возмущающей силы.

Для решения данного уравнения разделим его на J_y и получим неоднородное дифференциальное уравнение второго порядка с постоянными коэффициентами в виде:

$$\begin{aligned}
\varphi'' + \frac{\alpha r_{\text{TP}} \varphi'}{J_y} + \frac{j r_N^2 \varphi}{J_y} = & \frac{(P_B + P'_B) \chi_1 r_D \cos \beta}{4\pi J_y} + \frac{1}{\pi J_y} \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{(P'_B \chi_1 - P_B \chi_2) r_D \cos \beta}{k^2 \chi_2 (\chi_1 - \chi_2)} \times \right. \\
& \times \left(\cos k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) - \cos \frac{k \chi_1}{2} \right) \cos kx + \left[\frac{P_B r_D \cos \beta}{k^2 (\chi_1 - \chi_2)} \left(\frac{2\chi_1 - \chi_2}{\chi_2} \sin \frac{k \chi_1}{2} - \right. \right. \\
& \left. \left. - \sin k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) \right) \right] + \frac{P'_B r_D \cos \beta}{k^2 \chi_2 (\chi_1 - \chi_2)} \left(\chi_1 \sin k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) + (\chi_1 - 2\chi_2) \sin \frac{k \chi_1}{2} \right) \left. \right] \times \sin kx \left. \right\} - \\
& - \frac{P_x \chi_1 r_K}{2\pi J_y} - \sum_{k=1}^{\infty} \frac{P_x r_K}{k^2 \pi \chi_2 J_y} \left[\left(\cos k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) - \cos \frac{k \chi_1}{2} \right) \cos kx + \right. \\
& \left. + \left(3 \sin \frac{k \chi_1}{2} + \sin k \left(\chi_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) \right) \right] \sin kx. \tag{2.29}
\end{aligned}$$

Решение неоднородного дифференциального уравнения представляет собой сумму частного решения Φ^* и общего решения $\bar{\varphi}$ соответствующего однородного уравнения [88]. Уравнению (2.29) соответствует однородное дифференциальное уравнение, имеющее вид:

$$\varphi'' + \frac{\alpha r_{\text{тр}} \varphi'}{J_y} + \frac{j r_N^2 \varphi}{J_y} = 0. \quad (2.30)$$

Тогда характеристическое уравнение, соответствующее уравнению (2.30), запишется следующим образом:

$$\lambda^2 + p\lambda + q = 0.$$

Поскольку корни характеристического уравнения являются комплексными числами, принимаем, что

$$\lambda_1 = \gamma + j\beta, \quad \lambda_2 = \gamma - j\beta,$$

где $\gamma = -\frac{p}{2}$, $\beta = \sqrt{q - \frac{p^2}{4}}$ [3].

В этом случае решение однородного уравнения (2.30), согласно [88], находим в виде:

$$\bar{\varphi} = e^{\gamma x} (C_1 \cos \beta x + C_2 \sin \beta x).$$

Так как $\gamma < 0$, то значение $e^{\gamma x}$ с увеличением x стремится к нулю. Это означает, что решение уравнения (2.30) описывает затухающие колебания, имеющие место лишь в момент пуска, и их амплитуда стремится к нулю. Поэтому для описания колебательного движения инструмента в процессе точения ограничимся частным решением, определяющим вынужденные колебания.

Частное решение уравнения (2.29) ищем в виде:

$$\varphi^* = \sum_{k=1}^{\infty} (A_k \cos kx + B_k \sin kx) + C, \quad (2.31)$$

где A_k, B_k – коэффициенты,
 C – произвольная постоянная.

Если принять, что частота колебательных движений инструмента в секунду равна f , то x в формуле (2.31) можно выразить через время t (с):

$$x = 2\pi ft.$$

Определив коэффициенты A_k, B_k и постоянную C , запишем уравнение колебаний инструмента в виде:

$$\varphi = \sum_{k=1}^{\infty} \left[\frac{m_k - \alpha r_{\text{ТР}} k \frac{n_k(jr_N^2 - k^2 J_y) + m_k k \alpha r_{\text{ТР}}}{(jr_N^2 - k^2 J_y)^2 + (k \alpha r_{\text{ТР}})^2} \cos 2k\pi ft + \frac{n_k(jr_N^2 - k^2 J_y) + m_k k \alpha r_{\text{ТР}}}{(jr_N^2 - k^2 J_y)^2 + (k \alpha r_{\text{ТР}})^2} \sin 2k\pi ft \right] + \frac{(P_{\text{В}} + P'_{\text{В}}) \chi_1 r_D \cos \beta - 2P_x \chi_1 r_K}{4\pi j r_N^2},$$

в которое для сокращения его записи введены замены:

$$m_k = \frac{(P'_{\text{В}} \chi_1 - P_{\text{В}} \chi_2) r_D \cos \beta - P_x r_K (\chi_1 - \chi_2)}{k^2 \pi \chi_2 (\chi_1 - \chi_2)} \left(\cos k \left(x_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) - \cos \frac{k \chi_1}{2} \right),$$

$$n_k = \frac{P_{\text{В}} r_D \cos \beta}{\pi k^2 (\chi_1 - \chi_2)} \times \left(\frac{2\chi_1 - \chi_2}{\chi_2} \sin \frac{k \chi_1}{2} - \sin k \left(x_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) \right) + \frac{P'_{\text{В}} r_D \cos \beta}{\pi k^2 \chi_2 (\chi_1 - \chi_2)} \times \left(\chi_1 \sin k \left(x_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) + (\chi_1 - 2\chi_2) \sin \frac{k \chi_1}{2} \right) - \frac{P_x r_K}{k^2 \pi \chi_2} \left(3 \sin \frac{k \chi_1}{2} + \sin k \left(x_2 - \frac{\chi_1}{2} \right) \right).$$

Математическое моделирование движения инструмента по данному уравнению с помощью пакета программ Mathcad показало, что значением m_k и первым слагаемым суммы уравнения можно пренебречь, так как их влияние на величину поворота резцедержавки незначительно. В этом случае уравнение колебаний инструмента запишем в виде:

$$\varphi = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{n_k(jr_N^2 - k^2 J_y)}{(jr_N^2 - k^2 J_y)^2 + (k\alpha r_{\text{ТР}})^2} \sin 2k\pi ft + \frac{(P_B + P'_B) \chi_1 r_D \cos \beta - 2P_x \chi_1 r_K}{4\pi jr_N^2}$$

Угловое колебательное движение вершины резца на небольшой угол (в нашем случае $\varphi < 3-4^\circ$), можно представить как возвратно-поступательное. Поэтому умножив угол φ поворота резцедержателя на расстояние r_K от оси вращения до вершины резца (рисунок 2.19), получим математическую модель возвратно-поступательного колебательного движения инструмента с размахом колебаний W и коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi > 1$, которая имеет вид:

$$W = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{n_k(jr_N^2 - k^2 J_y) r_K}{(jr_N^2 - k^2 J_y)^2 + (k\alpha r_{\text{ТР}})^2} \sin 2k\pi ft + \frac{(P_B + P'_B) \chi_1 r_D \cos \beta - 2P_x \chi_1 r_K}{4\pi jr_N^2} r_K, \quad (2.32)$$

где

$$n_k = \frac{P_B r_D \cos \beta}{\pi k^2 (x_1 - x_2)} \times \left(\frac{2x_1 - x_2}{x_2} \sin \frac{kx_1}{2} - \sin k \left(x_2 - \frac{x_1}{2} \right) \right) + \frac{P'_B r_D \cos \beta}{\pi k^2 x_2 (x_1 - x_2)} \times \left(x_1 \sin k \left(x_2 - \frac{x_1}{2} \right) + (x_1 - 2x_2) \sin \frac{kx_1}{2} \right) - \frac{P_x r_K}{k^2 \pi x_2} \left(3 \sin \frac{kx_1}{2} + \sin k \left(x_2 - \frac{x_1}{2} \right) \right)$$

Аналогичным образом может быть получена математическая модель для колебательного движения с коэффициентом асимметрии $\xi < 1$, которая имеет вид:

$$W = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{n_k(jr_N^2 - k^2 J_y) r_K}{(jr_N^2 - k^2 J_y)^2 + (k\alpha r_{TP})^2} \sin 2k\pi ft +$$

$$+ \frac{(P_B + P'_B) x_2 r_D \cos \beta - 2P_x x_2 r_K}{4\pi j r_N^2} r_K, \quad (2.33)$$

где

$$n_k = \frac{P_B r_D \cos \beta}{\pi k^2 (x_1 - x_2)} \times \left(\frac{x_1 - 2x_2}{x_1} \sin \left(-\frac{kx_2}{2} \right) + \sin k \left(\frac{x_2}{2} - x_1 \right) \right) +$$

$$+ \frac{P'_B r_D \cos \beta}{\pi k^2 x_1 (x_1 - x_2)} \times \left((2x_1 - x_2) \sin \left(-\frac{kx_2}{2} \right) - x_2 \sin k \left(\frac{x_2}{2} - x_1 \right) \right) -$$

$$- \frac{P_x r_K}{k^2 \pi x_1} \left(\sin k \left(\frac{x_2}{2} - x_1 \right) - 3 \sin \frac{kx_2}{2} \right).$$

Математическая модель (2.32 и 2.33) устанавливает для определенных размеров резцедержателя взаимосвязь между параметрами колебаний инструмента, величиной возмущающей силы P_B , силой резания P_x и жесткостью пружин, а также соотношение между максимальной возмущающей силой P_B и соответствующей ей промежуточной силой P'_B , обеспечивающее траекторию движения инструмента с заданным коэффициентом асимметрии цикла и минимальной амплитудой колебаний и позволяющее спроектировать профиль кулачка, задающего эти колебания. К примеру, на рисунке 2.22 представлен график колебательного движения вершины резца с коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi=2$ и амплитудой колебаний $A=0,075$ мм, установленного в резцедержатель с радиусами приложения сил $r_K=32$ мм, $r_N=63$ мм и $r_D=105$ мм, построенный по уравнению (2.32).

Данный график построен для максимальной силы резания $P_x=300$ Н. Для получения траектории колебательного движения инструмента, представленной на графике, пружины резцедержателя должны иметь жесткость, равную 7,5 Н/мм, возмущающая сила $P_B=151$ Н, а соответствующая ей промежуточная сила $P'_B=146$ Н.

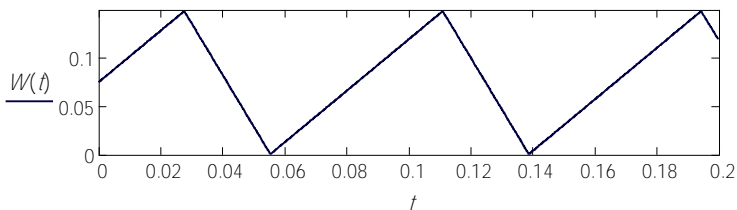


Рис. 2.22. – График колебательного движения вершины резца

Математическое моделирование движения инструмента с помощью пакета программ Mathcad позволило установить, что при точении с $P_x=170\text{--}350\text{Н}$ для выполнения траектории движения инструмента с асимметричными колебаниями необходимо использовать пружины с жесткостью $j=7,5\text{ Н/мм}$. Возмущающая сила P_B при этом изменяется в пределах от 85 до 180 Н. Соотношение между P_B и P'_B составляет 1,03, что должно быть учтено при проектировании рабочего профиля кулачка, генерирующего колебания инструмента с асимметричным циклом.

Профиль кулачка выполняется в виде сопряженных ветвей двух спиралей Архимеда: возрастающей с углом θ_a и ниспадающей с углом θ_b , угловое соотношение между которыми устанавливается равным принятому в цикле колебаний отношению периода врезания к периоду отвода резца, причем $\theta_a + \theta_b = 360^\circ$ (рисунок 2.23).

При известном среднем рабочем диаметре кулачка d_k максимальный d_{\max} и минимальный d_{\min} его диаметры можно, согласно рисунку 2.23, определить по формулам:

$$d_{\max} = d_k + \frac{h_k}{2};$$

$$d_{\min} = d_k - \frac{h_k}{2},$$

где h_k – расчетный ход кулачка.

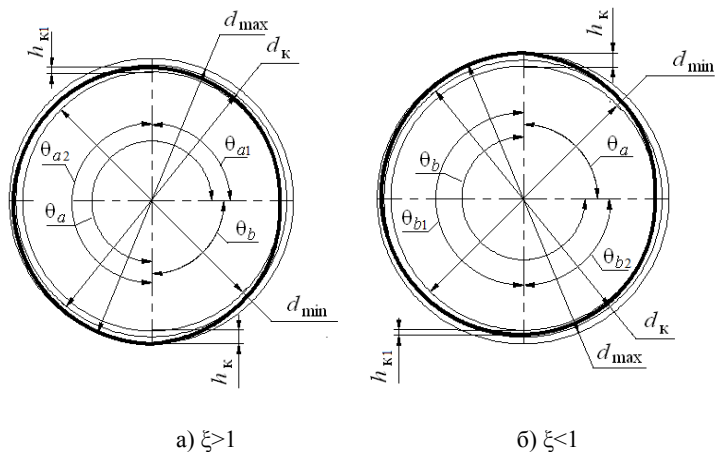


Рисунок 2.23. – Эскизы кулачков для создания колебаний инструмента

Величина хода кулачка h_K определяется исходя из величины максимальной амплитуды колебаний инструмента и конструктивных параметров устройства для точения с вибрациями.

Скорость движения резца внутри цикла колебаний в течение периодов врезания и отвода зависит от коэффициента асимметрии и числа полных циклов за один оборот заготовки (2.19). При этом скорость будет равномерной, если возмущающая сила изменяется равномерно. Однако согласно рисунку 2.21 возмущающая сила возрастает неравномерно. При этом объем масла, пропускаемого дросселем 10 (рисунок 2.17) в течение цикла колебаний также будет изменяться неравномерно, так как расход масла через дроссель зависит от разности давлений Δp перед дросселем и после его [92]:

$$Q = 1,9 f_{др} \sqrt{\Delta p},$$

где $f_{др}$ – площадь проходного сечения дросселя.

В свою очередь, давление перед дросселем определяется отношением величины возмущающей силы к площади поршня гидроцилиндра 13, а давление за дросселем постоянно. Поэтому получение равномерного движения резца в течение периода врезания инструмента в процессе его колебаний невозможно при задании движения кулачком с профилем, описываемым одной спиралью Архимеда.

Это приводит к искажению траектории движения инструмента и увеличению максимального расстояния между траекториями на двух последовательных оборотах заготовки Δ_{\max} , что может быть причиной увеличения шероховатости обработанных поверхностей.

В связи с этим рабочие поверхности кулачка, предназначенные для врезания инструмента в заготовку при $\xi > 1$ и для отвода при $\xi < 1$, следует выполнять в виде двух спиралей Архимеда. Участок рабочей поверхности кулачка для врезания инструмента в заготовку при точении с $\xi > 1$ разбивается на части с углами θ_{a1} и θ_{a2} , которые равны углам θ_b и $\theta_a - \theta_b$, соответственно (рисунок 2.23,а). При этом величину хода кулачка в конце участка с углом θ_{a1} принимаем равной

$$h_{k1} = h_k \sqrt{\frac{P'_B}{P_B \xi}},$$

где P'_B и P_B – значения возмущающей силы из (2.32).

Аналогично при точении с коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi < 1$ участок кулачка, предназначенный для отвода инструмента от заготовки, разбиваем на две части с углами θ_{b1} и θ_{b2} , равными $\theta_b - \theta_a$ и θ_a , соответственно (рисунок 2.23,б). Величина хода кулачка в конце участка с углом θ_{b1} будет равна

$$h_{k1} = h_k \sqrt{\frac{P'_B \xi}{P_B}}.$$

Увеличенный ход кулачка h_{k1} при точении с коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi > 1$ позволяет насосу вбросить в гидросистему дополнительный объем масла на участке с углом θ_{a1} и, соответственно, уменьшить на участке с углом θ_{a2} . Таким образом будет выровнена скорость врезания резца в заготовку. При точении с $\xi < 1$ произойдет перераспределение объемов масла на участках отвода с углами θ_{b1} и θ_{b2} и выровняется скорость отвода инструмента. Это позволит приблизить траекторию движения инструмента в процессе обработки к теоретической.

2.2 Экспериментальное исследование процесса точения с асимметричными колебаниями инструмента

2.2.1 Влияние режимов резания и коэффициента асимметрии цикла на амплитуду колебаний инструмента

Исследование процесса точения с наложением асимметричных колебаний режущего инструмента проводилось в процессе обработки образцов из сталей 45 и ШХ15. Обработка проводилась на токарно-винторезном станке модели 16К20, жесткость которого, определенная производственным методом, равна 2150 Н/мм. Обработка выполнялась продольной подачей суппорта станка. На подачу инструмента накладывались дополнительные колебания с асимметричным циклом, направленные вдоль оси шпинделя станка. Рассматривалось точение с коэффициентами асимметрии цикла колебаний 1/4, 1/3, 1/2, 1, 2, 3 и 4. Ограничились данными коэффициентами в связи с тем, что уменьшение коэффициента ниже 1/4 и увеличение выше 4 не приводит к заметному уменьшению максимального расстояния Δ_{\max} между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки. Так, увеличение коэффициента асимметрии до 5 или уменьшение до 1/5 позволяет уменьшить расстояние Δ_{\max} на 4%. С целью устранения влияния смазочно-охлаждающих технологических средств на процесс резания эксперименты проводились без использования СОТС. В качестве инструмента использовался проходной резец с механическим креплением квадратных неперетачиваемых пластин SNUM-120408T15K6 ГОСТ 19052-80.

Регулируемым параметром в процессе точения с асимметричными колебаниями инструмента является амплитуда колебаний. Регулированием амплитуды можно добиться такой ее минимальной величины, при которой происходит стабильное дробление стружки. С увеличением амплитуды дробление стружки сохраняется, но при этом увеличиваются толщина стружки, результирующие подачи и силы резания, что в свою очередь может привести к снижению качества обработки. Поэтому при любых условиях обработки следует устанавливать минимальную амплитуду. Ранее нами установлено, что теоретическая минимальная амплитуда колебаний равна $S_0/2$.

Но в реальных условиях обработки на величину амплитуды оказывают влияние различные факторы, к которым можно отнести свойства обрабатываемого материала, режимы резания, упругие деформации системы станок-приспособление-инструмент-деталь (СПИД) и другие. При сочетании всех условий возможны ситуации, когда минимальная амплитуда будет меньше теоретической. В этом случае стружка будет переламываться в местах ее утоньшения. Но чаще минимальную амплитуду нужно устанавливать больше теоретической, что связано с упругими деформациями узлов станка и инструмента при точении под действием силы резания, величина которой периодически изменяется вслед за изменением толщины среза. Поэтому в работе стоит задача определить зависимости минимальной амплитуды колебаний и сил резания от режимных параметров точения и коэффициента асимметрии цикла колебаний.

Известно [51], что при вибрационном резании на величину минимальной амплитуды, достаточной для процесса образования дробленой стружки, влияют режимы резания, геометрия режущего инструмента, свойства обрабатываемого и инструментального материалов. Борисенко А.В. и Коновалов Е.Г. [51] в своих экспериментах вывели эту зависимость, которая имеет вид:

$$A_{\min} = q_{\phi} q_t q_o q_{ж} \frac{S_o}{1,5 \left| \sin \pi \frac{f}{n} \right|},$$

где q_{ϕ} , q_t , q_o , $q_{ж}$ – поправочные коэффициенты, зависящие от главного угла в плане резца, глубины резания, наличия или отсутствия охлаждения и жесткости заготовки, соответственно.

Очевидно, что вышеперечисленные факторы будут сказываться на величине минимальной амплитуды колебаний и при точении с асимметричным циклом колебаний. Для изучения траектории колебаний инструмента и величины амплитуды была произведена запись колебательного движения резца при симметричном вибрационном точении и точении с асимметричным циклом на различных режимах резания. Обработывались образцы из стали 45 длиной 300 мм и диаметром 45 мм и стали ШХ15 длиной 500 мм и диаметром

75 мм. Крепление образцов на станке выполнялось в трехкулачковом патроне с поджатием центром пиноли задней бабки.

Для определения минимальной амплитуды колебаний инструмента при точении образцов ее изменяли дросселем. Вначале эксперимента дросселем полностью перекрывался ток масла к исполнительному механизму. Затем постепенно открывая дроссель, добивались такой минимальной амплитуды, при которой обеспечивалось устойчивое дробление стружки. На рисунке 2.24 приведены образцы стружки, полученные при обычном точении и точении с коэффициентом асимметрии цикла $\xi=1/2$ стали ШХ15 с различной амплитудой. На рисунке 2.24,а показана сливная стружка, образующаяся при традиционном точении со скоростью резания 118 м/мин, глубиной резания 1,5 мм и подачей инструмента 0,15 мм/об. Образцы стружки, полученные в процессе точения с асимметричными колебаниями инструмента амплитудой 0,039 мм и 0,068 мм представлены на рисунках 2.24,б и 2.24,в. Как видно из рисунков, при данных величинах амплитуды дробление стружки происходит, но элементы стружки имеют различную длину. Процесс дробления стружки не имеет строгой закономерности. Устойчивое стружкодробление происходит при точении с амплитудой 0,081 мм (рисунок 2.24,г). При этом образуются элементы стружки равной длины за каждый цикл колебаний инструмента. Эту амплитуду будем считать минимальной для данных режимов резания. Дальнейшее увеличение амплитуды колебаний инструмента существенного влияния на процесс стружкодробления не оказывает. Длина элементов стружки главным образом зависит от диаметра обработки и числа циклов колебаний за один оборот заготовки. При обработке заготовок диаметром 75мм сходила стружка с длиной элементов 50-55мм преимущественно в виде плоской спирали.

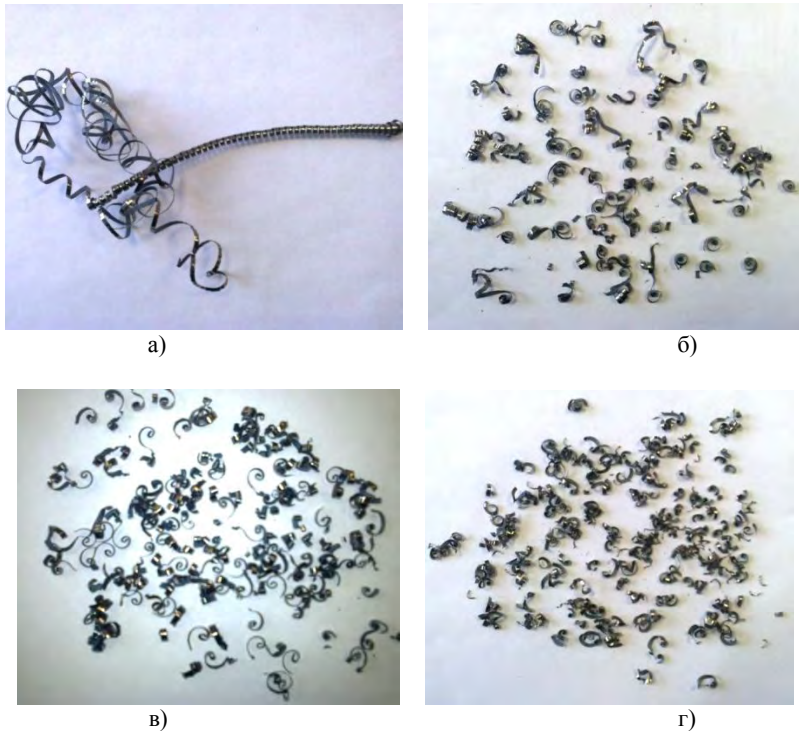


Рис. 2.24. – Образцы стружки, полученные при точении стали 3ХХ15

Зависимость минимальной амплитуды колебаний инструмента от подачи при точении стали 45 представлена на рисунке 2.25. Аналогичная зависимость при обработке стали 3ХХ15 представлена в приложении А. Из графиков видно, что с увеличением подачи увеличивается и минимальная амплитуда колебаний инструмента. Теоретическая зависимость минимальной амплитуды от подачи, рассчитанная по уравнению $A_{\min} = S_0/2$, изображена штриховой линией. Графики зависимости (рисунок 2.25), построенные на основании экспериментальных данных, говорят о том, что величина действительной минимальной амплитуды выше теоретической на 5-50%. При обработке стали 3ХХ15 (приложение А) величина действительной минимальной амплитуды увеличивается по сравнению с теоретической на 35-50%. Это связано с тем, что в процессе точения си-

лы резания действуют на инструмент, резцедержатель, элементы суппортной группы станка, вызывая их упругие деформации. Упругие деформации, направленные вдоль осевой подачи, требуют для стабильного дробления стружки увеличения амплитуды колебаний инструмента. Дробление стружки происходило и на меньших амплитудах колебаний инструмента, но оно было неустойчивым. Наблюдается также некоторое отличие в величине минимальной амплитуды при точении с различными коэффициентами асимметрии колебаний инструмента. Это можно объяснить тем, что при одной и той же подаче S_0 с увеличением асимметрии цикла колебаний уменьшается толщина среза. Силы резания и упругие деформации системы СПИД в этом случае будут ниже, следовательно, меньше будет и минимальная амплитуда колебаний инструмента.

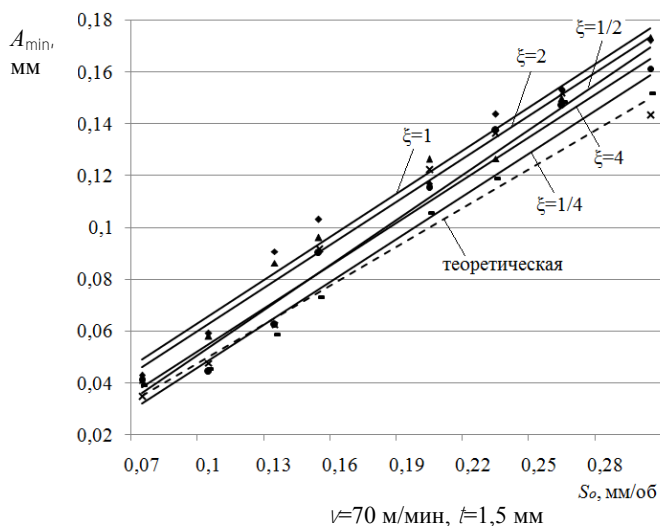


Рис. 2.25. – Графики зависимости минимальной амплитуды колебаний от подачи

Зависимость минимальной амплитуды от глубины резания при точении стали 45 представлена на рисунке 2.26.

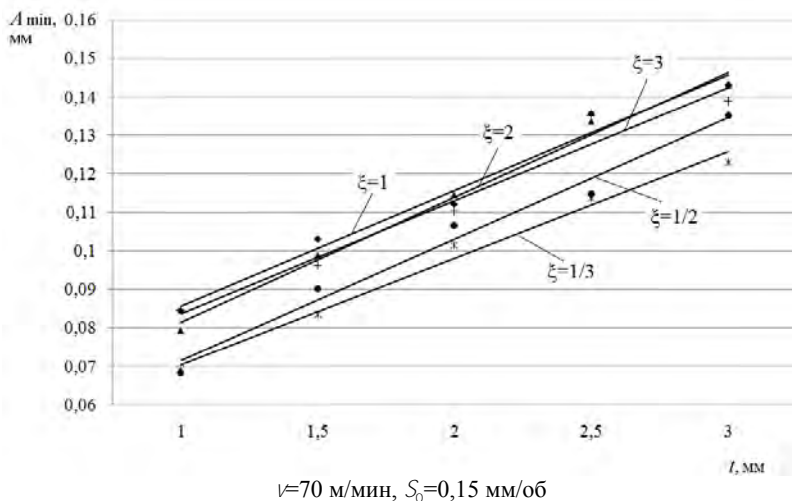


Рис. 2.26. – Графики зависимости минимальной амплитуды колебаний от глубины резания

Аналогичная зависимость при обработке стали ШХ15 показана на рисунке, расположенном в приложении Б. Как видно из графиков, минимальная амплитуда увеличивается с увеличением глубины резания. Объясняется это тем, что с увеличением глубины резания увеличивается площадь сечения срезаемого слоя, которая имеет прямую связь с силами резания. Такая же зависимость существует между силами резания и упругими деформациями системы СПИД, которые и требуют корректировки величины минимальной амплитуды колебаний в сторону увеличения.

Влияние скорости резания на минимальную амплитуду при точении с асимметричными колебаниями незначительно. Из графиков (рисунок 2.27) видно, что минимальная амплитуда с ростом скорости резания уменьшается. Как известно [3], увеличение скорости резания ведет к росту температуры в зоне резания. При этом влияние температуры на минимальную амплитуду колебаний может быть рассмотрено с двух сторон. С одной стороны повышение температуры способствует размягчению тонкого слоя стружки [4]. При этом уменьшается трение между стружкой и резцом, а, значит, и сила резания, что приводит к уменьшению упругих деформаций

системы СПИД и, следовательно, к уменьшению амплитуды колебаний. С другой стороны повышение температуры приводит к увеличению пластической вязкости обрабатываемого материала и для разделения стружки на элементы необходимо увеличение амплитуды колебаний инструмента. Графики аналогичной зависимости при обработке стали ШХ15 представлены в приложении В.

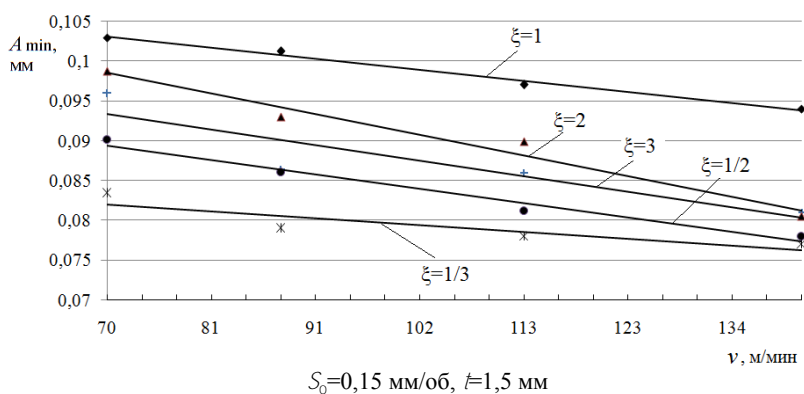


Рис. 2.27. – Графики зависимости минимальной амплитуды от скорости резания при точении стали 45

Влияние режимов резания на минимальную амплитуду колебаний инструмента исследовали по методике полного факторного эксперимента типа 2^3 . В качестве факторов приняты подача, глубина и скорость резания. Уровни и интервалы варьирования факторов приведены в таблице 2.1.

Таблица 2.1. – Факторы и интервалы варьирования

Уровень фактора	Кодированное значение	Факторы		
		x_1 (S_0 , мм/об)	x_2 (t , мм)	x_3 (v , м/мин)
основной	0	0,205	2	105
интервал варьирования		0,055	0,5	35
верхний	+1	0,26	2,5	140
нижний	-1	0,15	1,5	70

Матрица планирования эксперимента для исследования процесса точения стали 45 с коэффициентом асимметрии 3 представлена в таблице 2.2.

Таблица 2.2. – Матрица планирования эксперимента

x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	x_2x_3	$x_1x_2x_3$	\bar{Y}
+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	0,156246
+1	-1	+1	+1	-1	-1	+1	-1	0,109444
+1	+1	-1	+1	-1	+1	-1	-1	0,131952
+1	-1	-1	+1	+1	-1	-1	+1	0,081716
+1	+1	+1	-1	+1	-1	-1	-1	0,1765
+1	-1	+1	-1	-1	+1	-1	+1	0,129351
+1	+1	-1	-1	-1	-1	+1	+1	0,145702
+1	-1	-1	-1	+1	+1	+1	-1	0,09667

Коэффициенты регрессии определены с помощью табличного редактора Excel. Полученное уравнение регрессии в кодированных переменных имеет вид:

$$Y = 0,2283 + 0,0241x_1 + 0,0144x_2 + 0,0086x_3.$$

Адекватность уравнения оценили по критерию Фишера. Так как расчетный критерий Фишера $F_{\text{расч}} = 0,079$ меньше табличного значения $F_{\text{крит}} = 2,67$, то с вероятностью 95% можно утверждать, что рассматриваемое уравнение адекватно и способно с указанной достоверностью предсказывать экспериментальные результаты. Заменяя кодированные переменные натуральными, получим регрессионную модель, описывающую зависимость минимальной амплитуды от режимов резания в виде:

$$A_{\min} = 0,006499 + 0,439135S_0 + 0,028875t + 0,00025v.$$

Аналогичные регрессионные модели получены для процесса точения с другими коэффициентами асимметрии (Приложение Г). Оценка этих моделей позволяет сделать вывод, что наибольшее влияние на минимальную амплитуду колебаний инструмента оказывает подача, а наименее значимым фактором является скорость резания. Взаимодействие этих факторов не оказывает значимого влияния на величину амплитуды колебаний инструмента.

Зависимость минимальной амплитуды колебаний инструмента от коэффициента асимметрии представлена на рисунке 2.28.

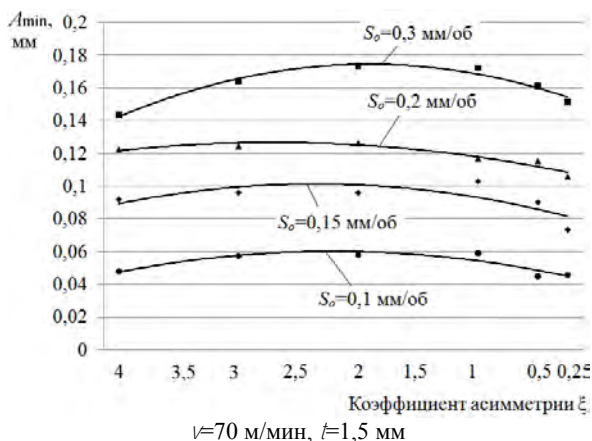


Рис. 2.28. – Графики зависимости минимальной амплитуды от коэффициента асимметрии

Из графиков, представленных на рисунке, видно, что амплитуда незначительно уменьшается с увеличением асимметрии цикла колебаний. Это можно объяснить тем, что с увеличением асимметрии цикла толщина среза уменьшается. Уменьшаются также силы резания, следовательно, и упругие деформации. Разница в значениях минимальной амплитуды при точении с коэффициентами асимметрии 2, 3 и 4 и обратными им коэффициентами 1/2, 1/3 и 1/4 обусловлена различной кинематикой точения. При точении с коэффициентами асимметрии $\xi > 1$ кинематический передний угол реза принимает меньшие значения, чем при точении с коэффициентами асимметрии $\xi < 1$. И чем больше коэффициент асимметрии отличается от единицы, тем более значимые изменения кинематических уг-

лов. С увеличением переднего кинематического угла реза угол резания уменьшается, что приводит к увеличению угла сдвига и уменьшению деформации стружки. В связи с этим уменьшаются силы трения стружки по передней поверхности реза и упругие деформации системы СПИД.

Таким образом, установлено, что для конкретных условий обработки (режимы резания, обрабатываемый материал, коэффициент асимметрии цикла колебаний) существует минимальная амплитуда колебаний, обеспечивающая устойчивое стружкодробление. Обработка с амплитудой колебаний большей, чем минимальная, не влияет на процесс стружкодробления. Величина минимальной амплитуды колебаний инструмента главным образом зависит от подачи и глубины резания. С увеличением значений этих режимов обработки для стабильного дробления стружки необходимо увеличивать минимальную амплитуду. Отмечено также уменьшение минимальной амплитуды с увеличением асимметрии цикла. Полученные в эксперименте значения минимальной амплитуды выше теоретических. Так, при обработке стали 45 с подачей $S_0=0,075-0,3$ мм/об, скоростью резания $v=70$ м/мин и глубиной резания $t=1,5$ мм средние значения минимальной амплитуды, рассчитанные для различных коэффициентов асимметрии, на 5-50% больше теоретических. При обработке стали ШХ15 с такими же подачей и глубиной резания и скоростью резания $v=118$ м/мин величина действительной минимальной амплитуды увеличивается по сравнению с теоретической на 35-50%. Это можно связать с упругими деформациями системы СПИД. Следовательно, можно предположить, что с увеличением жесткости системы минимальная амплитуда уменьшается.

2.2.2 Силы резания при точении с асимметричными колебаниями инструмента

Как нами было установлено ранее, нестабильность процесса точения с асимметричными колебаниями инструмента, отражающаяся в периодическом изменении толщины среза, величины подачи и кинематических углов инструмента, оказывает влияние на силы резания. Предполагается, что силы резания будут иметь нестабильный

характер, изменяясь до максимальных значений в процессе срезания стружки максимальной толщины и до минимальных – в момент отделения элемента стружки. Оценка влияния режимов резания, амплитуды колебаний и коэффициента асимметрии цикла колебаний на силы резания позволит объяснить влияние этих факторов на процесс обработки, определить наиболее оптимальные режимы резания и параметры колебаний инструмента для выполнения точения с асимметричным циклом колебаний и обеспечения гарантированного стружкодробления.

Исследование сил резания проводилось при обработке образцов из стали ШХ15 инструментом с режущей пластиной из твердого сплава Т15К6. Исследования выполнялись на различных режимах резания при обработке с различными коэффициентами асимметрии цикла колебаний инструмента. На рисунках 2.29 и 2.30 приведены зависимости максимальной силы резания P_{zmax} и P_{xmax} от амплитуды колебания инструмента.

Из рисунков следует, что при точении с глубиной резания 1,5 мм, подачей 0,15 мм/об, скоростью резания 90 м/мин и амплитудой колебаний инструмента $A=0,075$ мм сила резания P_{zmax} увеличивается по сравнению с обычным точением в зависимости от коэффициента асимметрии на 35-75%, а сила P_{xmax} – на 25–40%. С увеличением амплитуды колебаний силы резания растут. Так, увеличение амплитуды на 50% приводит к увеличению силы P_{zmax} по сравнению с силами при обычном точении еще на 10–20% в зависимости от коэффициента асимметрии. Поэтому с целью уменьшения возможного влияния сил резания на точность обработки, качество обработанных поверхностей и стойкость резца точение с асимметричными колебаниями инструмента следует выполнять с минимальной амплитудой колебаний.

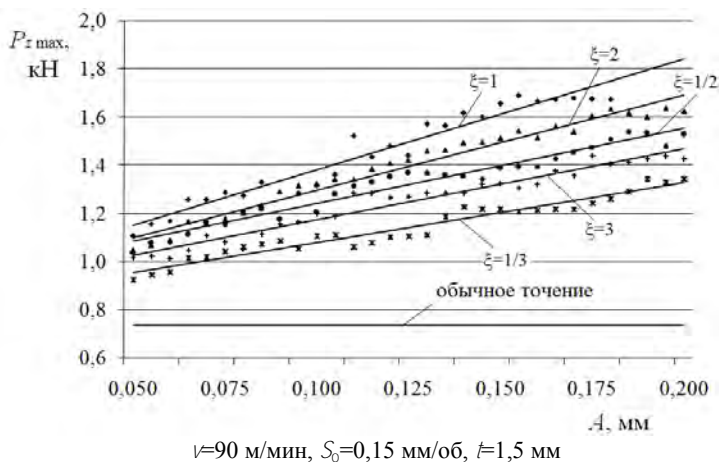


Рис. 2.29. – Графики зависимости силы резания $P_{z \max}$ от амплитуды колебаний инструмента A

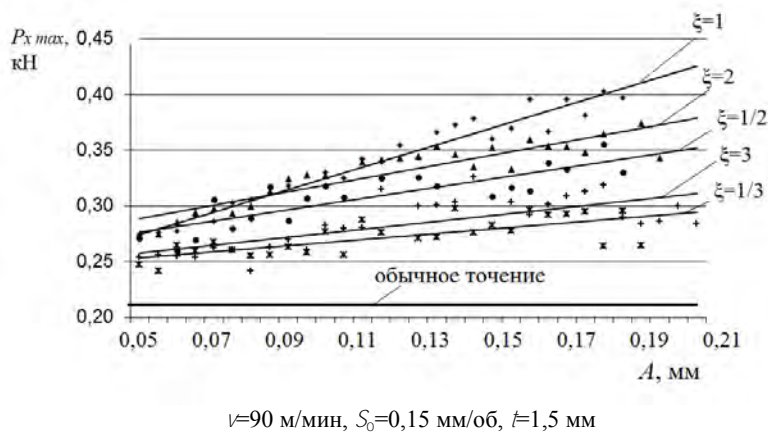
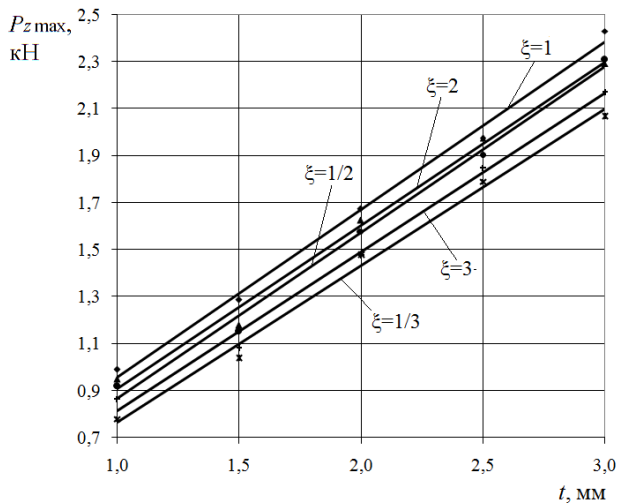


Рис. 2.30. – Графики зависимости силы резания $P_{x \max}$ от амплитуды колебаний инструмента A

Как при обычном точении, так и при точении с вибрациями четко прослеживается зависимость сил резания от глубины резания. С увеличением глубины резания увеличиваются ширина срезаемого

слоя и силы сопротивления процессу резания [7]. Эта зависимость, полученная по результатам точения с асимметричными колебаниями инструмента, представлена на рисунке 2.31.

Зависимость же силы резания от скорости не столь существенна. На рисунке 2.32 приведены графики изменения силы $P_{z\max}$ от скорости при точении с подачей 0,15 мм/об (амплитуда 0,075) и глубиной резания 1,5 мм. При увеличении скорости резания наблюдается тенденция к уменьшению сил резания. Так, увеличение скорости резания на 10 м/мин приводит к уменьшению силы $P_{z\max}$ на 1,4–1,8%. Как было отмечено выше, с увеличением скорости резания растет температура в зоне обработки, и поверхностный слой стружки становится мягче, что приводит к снижению сил трения.



$v=90$ м/мин, $S_0=0,15$ мм/об, $A=0,075$ мм

Рис. 2.31. – Графики зависимости силы резания $P_{z\max}$ от глубины резания t

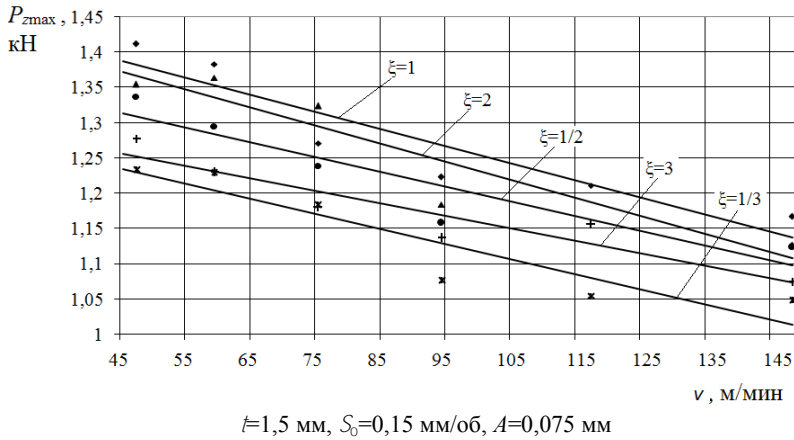


Рис. 2.32. – Графики зависимости силы P_{zmax} от скорости резания v

Изменение сил резания при изменении коэффициента асимметрии можно объяснить следующими причинами. Во-первых, при увеличении асимметрии колебаний инструмента уменьшается максимальная толщина среза. То есть чем больше асимметрия цикла колебаний, тем меньшими силами резания сопровождается точение. Исходя из данного утверждения, минимальные силы резания должны быть при точении с коэффициентами асимметрии 1/3 и 3. Во-вторых, с коэффициентом асимметрии связана величина кинематических углов резца. С изменением коэффициента асимметрии от 3 к 1/3 увеличивается кинематический передний угол γ и, соответственно, уменьшается угол резания. Как известно, с уменьшением угла резания уменьшаются пластические деформации поверхностного слоя обрабатываемого металла и силы трения стружки по передней поверхности резца, что способствует уменьшению сил резания. Уменьшение кинематического заднего угла α оказывает менее значимое влияние на силы резания, чем передний угол. Таким образом, наименьшая сила резания будет возникать при точении с коэффициентом асимметрии равным 1/3.

Как ранее отмечено, при обработке с колебаниями инструмента максимальные значения сил резания превышают силы резания, характерные для обычного точения. Однако средние значения силы

резания (рисунки 2.33 и 2.34) при точении с минимальной амплитудой колебаний инструмента сопоставимы с силами резания при обычном точении, а с увеличением амплитуды колебаний они становятся меньше, чем при точении без вибрации.

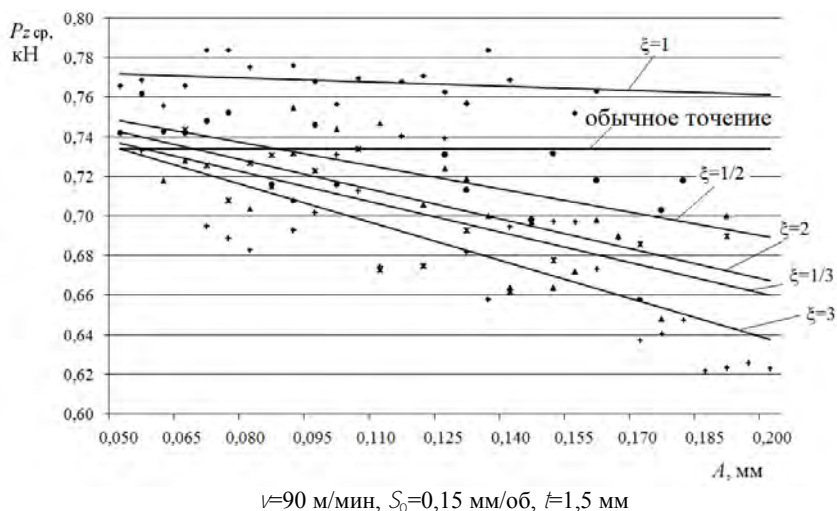


Рис. 2.33. – Графики зависимости силы резания $P_{з ср}$ от амплитуды A

Уменьшение средних составляющих сил резания с ростом амплитуды колебаний инструмента связано с тем, что увеличение максимальной силы резания является не столь заметным, но при этом увеличивается время периодического выхода инструмента из контакта с обрабатываемой поверхностью (прекращается процесс резания).

Таким образом, силы резания изменяются от минимальной до максимальной величины и обратно за каждый цикл колебаний. Максимальные силы резания при точении с асимметричными колебаниями инструмента превышают силы резания, характерные для обычного точения. Так, при точении стали ШХ15 с глубиной резания 1,5 мм, подачей 0,15 мм/об, скоростью резания 90 м/мин и амплитудой колебаний инструмента $A=0,075$ мм сила резания $P_{з max}$ выше в зависимости от коэффициента асимметрии на 35–75%, что связано с периодическим ростом толщины среза.

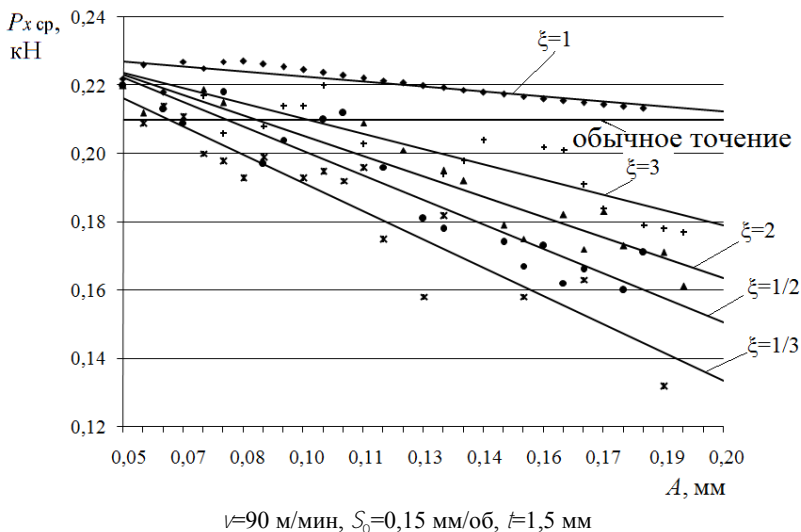


Рис. 2.34. – Графики зависимости силы резания $P_{\text{ср}}$ от амплитуды A

С увеличением амплитуды колебаний силы резания растут. Так, увеличение амплитуды на 50% приводит к увеличению силы P_{max} по сравнению с силами при обычном точении еще на 10–20%. Поэтому с целью уменьшения возможного влияния сил резания на точность обработки, качество обработанных поверхностей и стойкость реза точение с асимметричными колебаниями инструмента следует выполнять с минимальной амплитудой колебаний. Средние значения составляющих сил резания при обработке с минимальной амплитудой колебаний соизмеримы, а при увеличении амплитуды ниже сил резания при обычном точении.

2.2.3 Исследование шероховатости поверхностей деталей, обработанных точением с наложением асимметричных колебаний инструмента

Точение с асимметричными колебаниями инструмента при установке необходимой амплитуды и частоты колебаний обеспечивает стабильное стружкодробление. Но, как было отмечено выше,

непрерывно изменяющаяся подача инструмента при точении с асимметричными колебаниями приводит к периодическому увеличению толщины среза, что является одной из причин увеличения шероховатости. Кроме того, с увеличением толщины среза растут силы резания, которые вызывают упругие деформации технологической системы СПИД. Это может привести к возникновению погрешности размеров и формы обработанных поверхностей. Поэтому в работе исследовалось влияние режимов резания и коэффициента асимметрии цикла колебаний на качество обработки. Качество обработанной поверхности характеризуется макрогеометрией, шероховатостью, волнистостью и состоянием поверхностного слоя. По отношению шага неровностей к их высоте волнистость занимает промежуточное положение между шероховатостью и погрешностями формы поверхности, т.е макрогеометрией [7]. Поэтому в данной работе для оценки качества поверхности, обработанной точением с асимметричными колебаниями инструмента, ограничимся шероховатостью и макрогеометрией обработанных поверхностей.

В работе исследовалась шероховатость поверхностей деталей, обработанных точением с коэффициентами асимметрии цикла колебательного движения инструмента 4, 3, 2, 1/2, 1/3 и 1/4. Полученные данные сравнивались с данными симметричного вибрационного ($\xi=1$) и обычного точения. На рисунке 2.35 представлен график зависимости среднего арифметического значения шероховатости Ra от подачи при обработке стали 45. При этом обработка производилась на минимальной для каждой из подач амплитуде колебаний инструмента. Величина минимальной амплитуды в зависимости от подачи была рассмотрена на графиках, изображенных на рисунке 2.25. Зависимость шероховатости от подачи при обработке стали ШХ15 представлена в приложении Д.

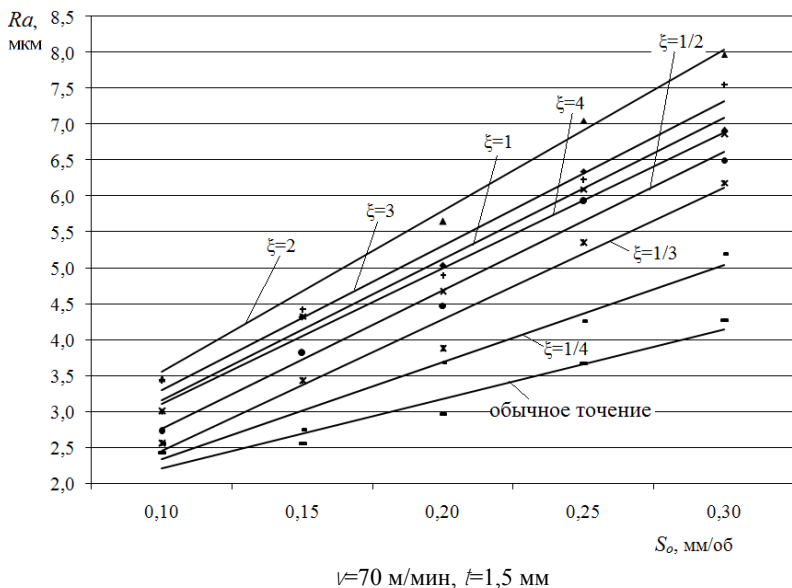


Рис. 2.35. – Графики зависимости шероховатости от подачи

Увеличение шероховатости поверхности при точении с колебаниями инструмента обусловлено ростом максимальной высоты гребешков, что связано с увеличением расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки. В сравнении с обычным точением шероховатость поверхности, обработанной точением с асимметричными колебаниями инструмента, может быть значительно выше и зависит от коэффициента асимметрии цикла колебаний. К примеру, шероховатость поверхности после точения с коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi=1/4$ выше шероховатости после обычного точения на 10-20%, а после точения с $\xi=4$ – на 45-60%. Но точение с коэффициентом асимметрии цикла $\xi < 1$ позволяет уменьшить шероховатость по отношению к симметричному вибрационному точению с $\xi=1$. Так, при точении стали 45 с коэффициентом $\xi=1/4$ шероховатость при рассматриваемых режимах резания уменьшается на 25-30%, а при обработке стали ШХ15 – на 25-35%. При определенных режимах резания точение с коэффициентами $\xi < 1$ позволяет получать

шероховатость поверхности, соответствующую чистовой обработке ($Ra = 2,5-3,2$ мкм).

На рисунках 2.36 и 2.37 показана зависимость шероховатости поверхности при точении стали 45 от глубины и скорости резания. Аналогичные зависимости при обработке стали ШХ15 приведены в приложениях Е и Ж.

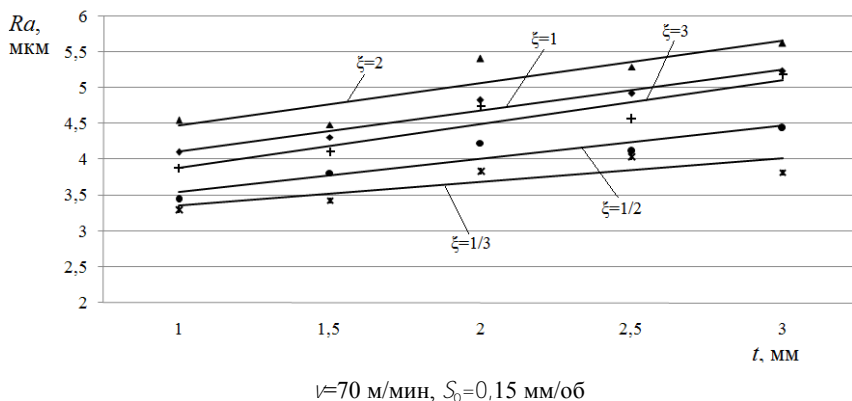


Рис. 2.36. – Графики зависимости шероховатости от глубины резания

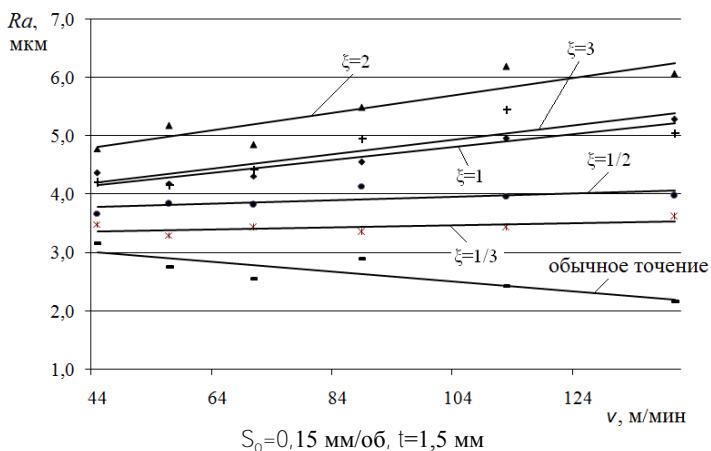


Рис. 2.37. – Графики зависимости шероховатости от скорости резания

Как видно из графиков, увеличение глубины резания приводит к росту шероховатости обработанной поверхности. Увеличение глубины резания, сопровождающееся ростом ширины срезаемого слоя, в совокупности с периодическим ростом толщины среза приводит к периодическим изменениям сил резания. Большой размах сил резания влечет за собой периодические упругие деформации системы СПИД, которые приводят к снижению качества обработанных поверхностей.

Влияние скорости резания при обычном точении на процесс резания заключается в том, что с ее увеличением растет температура и уменьшается трение между резцом и обрабатываемым металлом. При этом условия наростообразования ухудшаются и шероховатость поверхности уменьшается. При точении с вибрациями условия для наростообразования отсутствуют, поэтому увеличение скорости резания на шероховатость поверхности влияния не оказывает. Но при обработке образцов одного диаметра увеличение скорости резания требует увеличения частоты вращения шпинделя, что приводит к соответствующему росту частоты колебаний инструмента. При этом возрастает влияние сил инерции на траекторию внутрициклового движения инструмента, которое заключается в возникновении участков выстоя резца в конце прямого и обратного хода в течение цикла колебаний. Траектория движения инструмента отклоняется от теоретической и при этом увеличивается максимальное расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки. Так можно объяснить увеличение шероховатости обработанных поверхностей с ростом скорости резания.

Для определения зависимости шероховатости обработанных поверхностей от режимов резания реализован план полного факторного эксперимента. В качестве факторов, влияющих на шероховатость, приняты подача, глубина резания и скорость резания. В качестве примера выполнен вывод математической зависимости шероховатости для точения с коэффициентом асимметрии $\xi=1/3$. Уровни и интервалы варьирования факторов приведены в таблице 2.3. Матрица планирования эксперимента для исследования процесса точения стали 45 представлена в таблице 2.4.

Таблица 2.3. – Факторы и интервалы варьирования

Уровень фактора	Кодированное значение	Факторы		
		x_1 (S_0 , мм/об)	x_2 (t , мм)	x_3 (V , м/мин)
основной	0	0,2	2	105
интервал варьирования		0,05	0,5	35
верхний	+1	0,25	2,5	140
нижний	-1	0,15	1,5	70

Таблица 2.4. – Матрица планирования эксперимента

x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	x_2x_3	$x_1x_2x_3$	\bar{Y}
+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	5,763
+1	-1	+1	+1	-1	-1	+1	-1	4,1728
+1	+1	-1	+1	-1	+1	-1	-1	5,3126
+1	-1	-1	+1	+1	-1	-1	+1	3,5125
+1	+1	+1	-1	+1	-1	-1	-1	6,1855
+1	-1	+1	-1	-1	+1	-1	+1	4,042
+1	+1	-1	-1	-1	-1	+1	+1	5,4545
+1	-1	-1	-1	+1	+1	+1	-1	3,4334

Полученное уравнение регрессии в кодированных переменных имеет вид:

$$Y = 4,73453 + 0,94437x_1 + 0,30631x_2.$$

Оценка уравнения по критерию Фишера свидетельствует о его адекватности, так как $F_{\text{расч}}=0,22$ меньше табличного значения $F_{\text{крит}}=2,67$. Заменяя кодированные переменные натуральными, получим регрессионную модель, описывающую зависимость шероховатости от режимов резания в виде:

$$Ra = -0,01064 + 17,17050 \cdot S_0 + 0,61261 \cdot t.$$

Она справедлива для значений принятых факторов в выбранных пределах варьирования.

Аналогичные регрессионные модели получены для процесса точения с другими коэффициентами асимметрии и для обработки стали ШХ15 (Приложение 3). Оценка этих моделей позволяет сделать вывод, что наибольшее влияние на шероховатость поверхности оказывает подача. Наименее значимым фактором является скорость резания. Взаимодействие факторов не оказывает значимого влияния на величину шероховатости.

Зависимость шероховатости поверхности от коэффициента асимметрии носит нелинейный характер (рисунок 2.38).

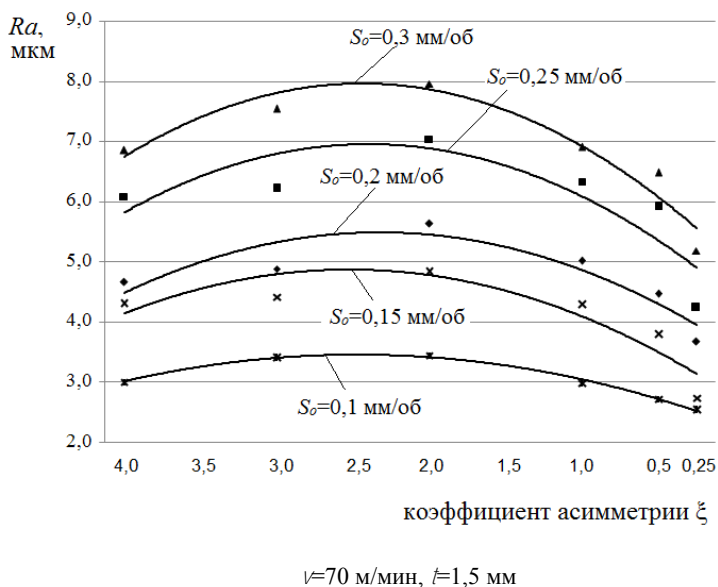


Рис. 2.38. – Графики зависимости шероховатости от коэффициента асимметрии цикла

Графики зависимости могут быть аппроксимированы квадратической функцией. Используя методику расчета, приведенную в [93], можно получить уравнения зависимости шероховатости от коэффициента асимметрии цикла колебаний. Так, для подачи $S_o=0,15$ мм/об уравнение имеет вид:

$$Ra = 2,9194 + 1,288\xi - 0,252\xi^2$$

Результаты исследования свидетельствуют о том, что шероховатость поверхности, обработанной точением с асимметричными колебаниями инструмента, может быть уменьшена по сравнению с шероховатостью поверхности, полученной после симметричного вибрационного точения ($\xi=1$). Уменьшение шероховатости обусловлено, в первую очередь, уменьшением расстояния между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки и, следовательно, максимальной толщины среза. Установлено также, что шероховатость поверхности ниже при точении с коэффициентом асимметрии меньше единицы, чем при точении с обратными по значению коэффициентами асимметрии. Эти результаты эксперимента обусловлены разницей в кинематике процесса обработки. Как было отмечено выше, при точении с колебаниями инструмента меняются кинематические углы инструмента. Передний кинематический угол резца при точении с $\xi < 1$ больше, чем при точении с $\xi > 1$. Изменение заднего кинематического угла имеет обратный характер. С увеличением переднего угла максимальная высота микронеровности обработанной поверхности уменьшается за счет уменьшения упругой и пластической деформации поверхностного слоя обрабатываемой детали. Уменьшение же заднего угла приводит к увеличению высоты микронеровности в связи с увеличением контакта задней поверхности с обработанной поверхностью, но это влияние на шероховатость поверхности незначительно [6].

Существенное влияние на шероховатость поверхности оказывает жесткость системы СПИД. Силы, возникающие в процессе точения, приводят к упругому отжиму инструмента от заготовки. В связи с тем, что силы резания и, в частности, радиальная составляющая сил P_y , имеют нестабильный характер, упругие деформации технологической системы также периодически изменяются. Увеличивающаяся сила резания стремится отжать заготовку от инструмента. В момент, когда сила резания приближается к минимальным значениям, упругие деформации уменьшаются, и происходит врезание резца в заготовку и увеличение глубины впадины. Увеличение шеро-

ховатости при точении с $\xi > 1$ обусловлено более значимыми деформациями системы, чем при точении с $\xi < 1$. Длина цикла колебаний при $\xi > 1$ больше, чем при $\xi < 1$. При этом промежуток времени, отведенный на уменьшение толщины среза от максимального значения до нуля, будет больше, что приводит к более значительному уменьшению упругих деформаций. Профилограммы поверхностей, полученных точением с коэффициентами асимметрии более единицы, имеют периодические глубокие впадины, характерные концу периода отвода инструмента (рисунок 2.39). При этом увеличивается максимальная высота микронеровности R_{\max} .

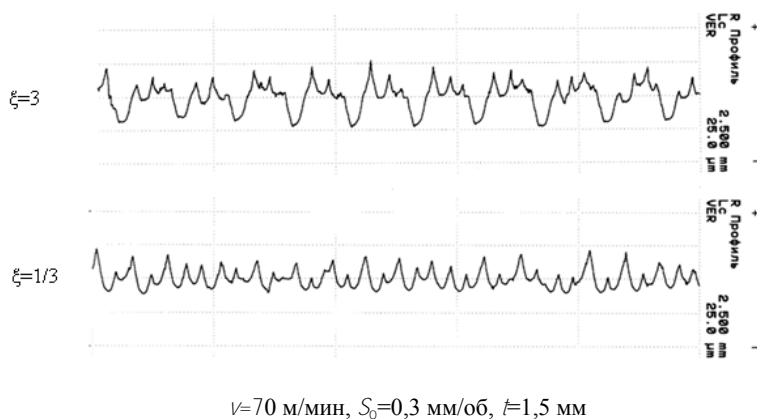


Рис. 2.39. – Профилограммы поверхностей, обработанных точением с асимметричными колебаниями инструмента

Таким образом, шероховатость поверхности увеличивается с ростом режимов резания. С целью уменьшения шероховатости следует использовать точение с коэффициентом асимметрии $\xi < 1$. Так, при точении стали 45 ($S_0=0,1-0,3$ мм/об, $v=70$ м/мин, $t=1,5$ мм) с коэффициентом асимметрии $\xi=1/4$ шероховатость поверхности по сравнению с обычным точением будет выше на 10–20%, однако она уменьшается на 25–30% по сравнению с вибрационным точением ($\xi=1$). При обработке стали ШХ15 ($S_0=0,075-0,26$ мм/об, $v=118$ м/мин, $t=1,5$ мм) с коэффициентом асимметрии цикла коле-

баний $\xi=1/4$ значения шероховатости поверхности ниже на 25-35%, чем после вибрационного точения.

2.2.4 Точность размеров и формы поверхностей, обработанных точением с асимметричными колебаниями инструмента

Погрешности обработки, составляющие обычно наиболее значимую часть суммарной погрешности обработки, обусловлены целым рядом технологических факторов, основными из которых являются геометрические неточности, упругие и тепловые деформации звеньев технологической системы, упругие деформации материала детали под действием усилий закрепления, размерный износ режущего инструмента и внутренние напряжения в обрабатываемой детали [94]. Эти погрешности могут иметь место как при обычной обработке, так и при обработке с колебаниями инструмента. На точность обработки при точении с асимметричными колебаниями инструмента могут влиять также факторы, связанные с самим вибрационным процессом. Оценку их влияния на точность обработки проведем по результатам контроля точности диаметральных размеров, отклонения от круглости и профиля продольного сечения.

Для оценки точности размеров обработана партия деталей из стали 45 количеством 100 штук диаметром 35 мм и длиной 100мм. Детали обработаны на следующих режимах резания: подача 0,15 мм/об, глубина резания 1,5 мм и скорость резания 70 мин⁻¹. Образцы обточены на длину 50 мм. Обработка проводилась точением с коэффициентом асимметрии $\xi=1/3$. Предполагается, что распределение размеров подчиняется закону Гаусса. Подтвердить или опровергнуть эту гипотезу можно проведя статистический анализ. Полученные при обработке размеры разбили на группы с интервалом 0,005мм. Порядок и результаты расчета статистических характеристик приведены в приложении К. Основными характеристиками эмпирического распределения являются: среднее арифметическое значение размеров (погрешностей) деталей \bar{X} , среднее квадратическое отклонение σ , поле рассеивания ω [94]. Величины этих параметров по результатам эксперимента оказались следующими:

- среднее арифметическое значение погрешностей размера – 0,0136 мм,
- среднее квадратическое отклонение погрешностей размера – 0,0103 мм,
- поле рассеивания – 0,053 мм.

По экспериментальным данным строили полигон распределения (рисунок 2.40). Для сопоставления эмпирического и теоретического распределений теоретическая кривая нормального распределения накладывалась на эмпирический полигон. Их анализ позволил сделать предварительное заключение о подчинении распределения диаметральных размеров нормальному закону. Для объективного сопоставления кривых распределения использовался критерий согласия Пирсона, по которому гипотеза о нормальном распределении размеров не отвергается, если

$$\chi_{\text{набл}}^2 < \chi_{\text{кр}}^2,$$

где $\chi_{\text{набл}}^2$ – рассчитанное значение критерия Пирсона,

$\chi_{\text{кр}}^2$ – критическое значение критерия при заданных уровне значимости и степенях свободы.

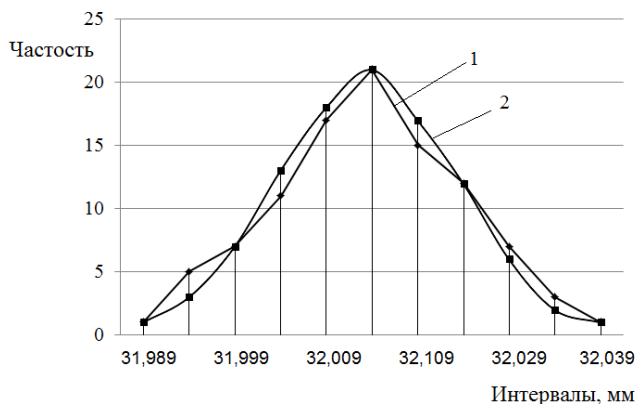


Рис. 2.40. – Кривые распределения действительных размеров 1 и нормального распределения 2.

Для точения с коэффициентом асимметрии 1/3 рассчитанное значение критерия Пирсона $\chi_{\text{набл}}^2 = 2,04$, что меньше критического $\chi_{\text{кр}}^2 = 11,07$. Поэтому нет оснований отвергать гипотезу о нормальном распределении диаметральных размеров.

Проверка обработанных деталей на овальность проводилась в двух плоскостях, перпендикулярных оси вращения деталей, число которых зависит от величины отношения длины обработанного участка к диаметру [95]. В каждой плоскости измерения выполнялись в трех направлениях, равномерно расположенных по периметру измеряемого образца. Отклонение от круглости в заданном сечении определяли из выражения [95]

$$\Delta_{\text{кр}} = \frac{d_{\text{max}} - d_{\text{min}}}{k_{\text{и}}},$$

где d_{max} и d_{min} – максимальный и минимальный размеры диаметра, измеренные в данном сечении,

$k_{\text{и}} = 1,6$ – коэффициент при измерении в трех направлениях.

Результаты измерений распределялись по группам с интервалом 0,001 мм. В результате статистического анализа, выполненного по методике приведенной в [96, 97], получены следующие данные:

– среднее арифметическое значение отклонений от круглости – 0,0069мм,

– среднеквадратическое отклонение – 0,002 мм.

Эмпирическая и теоретическая кривые распределения представлены на рисунке 2.41. Проверка по критерию согласия Пирсона позволяет утверждать, что гипотеза о нормальном распределении отклонения от круглости не отвергается, так как $\chi_{\text{набл}}^2 = 1,632$ меньше $\chi_{\text{кр}}^2 = 9,49$.

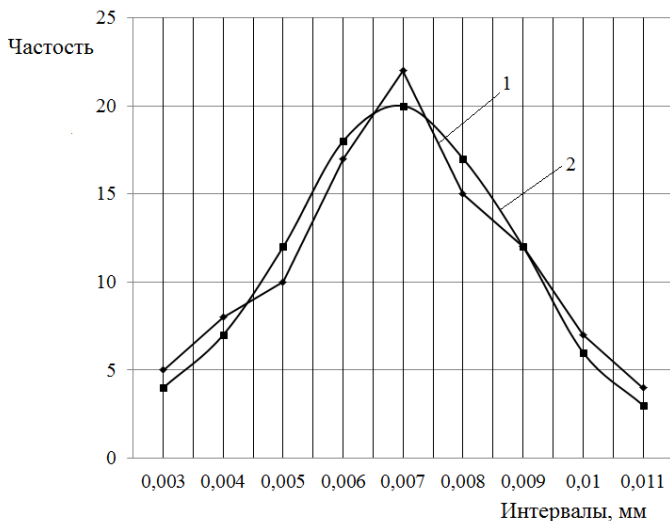


Рис. 2.41. – Кривые распределения действительных отклонений от круглости 1 и нормального распределения 2

Оценка отклонения от профиля продольного сечения выполнялась после проведения измерения диаметра детали в одной из плоскостей, проходящей через ось детали, но в трех разных плоскостях, перпендикулярных оси. Значения конусообразности, бочкообразности или седлообразности рассчитывалось по формуле [95]

$$\Delta_{\text{пр}} = \frac{d_{\text{max}} - d_{\text{min}}}{2}.$$

В результате статистического анализа получены следующие данные:

- среднее арифметическое значение отклонений профиля продольного сечения – 0,0041 мм,
- среднее квадратическое отклонение – 0,0015 мм.

Эмпирическая и теоретическая кривые распределения представлены на рисунке 2.42.

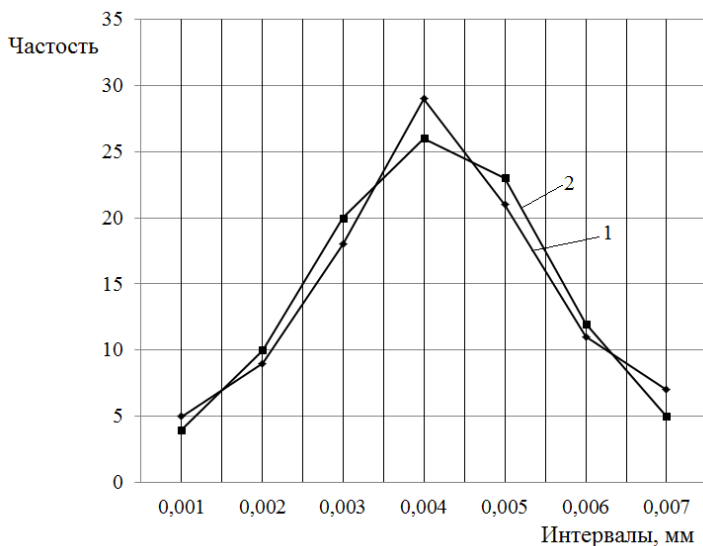


Рис. 2.42. – Кривые распределения действительных отклонений продольного сечения 1 и нормального распределения 2

Рассчитанный по экспериментальным данным критерий согласия Пирсона 1,953 меньше критического значения критерия 9,49, следовательно, гипотеза о соответствии распределения отклонений нормальному закону также не отвергается.

Величина среднего квадратического отклонения суммарной погрешности формы может быть рассчитана по формуле [94]

$$\sigma_{\phi} = \sqrt{\sigma_{\phi_{\text{поп}}}^2 + \sigma_{\phi_{\text{пр}}}^2} ,$$

где $\sigma_{\phi_{\text{поп}}}^2$ и $\sigma_{\phi_{\text{пр}}}^2$ – среднее квадратическое отклонение погрешностей в поперечном и продольном сечениях, соответственно.

Тогда среднее квадратическое отклонение суммарной погрешности формы для полученных экспериментальных данных составит:

$$\sigma_{\phi} = \sqrt{0,002^2 + 0,0015^2} = 0,0025 \text{ мм.}$$

Среднее квадратическое отклонение суммарной погрешности не превышает величину среднего квадратического отклонения погрешностей размера (0,0103мм). Поэтому влиянием погрешности формы на точность обработки можно пренебречь и теоретическое поле рассеивания погрешности обработки составит [94]:

$$\omega_T = 6\sigma = 0,062\text{мм},$$

что соответствует 9-ому качеству точности [98].

Зависимость точности обработки от коэффициента асимметрии цикла колебаний инструмента рассмотрена по результатам обработки образцов из стали ШХ15 диаметром 52 мм и длиной 300мм. Образцы устанавливались на станке в трехлапчатый патрон и поджимались центром задней бабки. Образцы обтачивались на длину 260 мм с подачей 0,15 мм/об, глубиной резания 2 мм и скоростью резания 82 м/мин. Средние значения отклонений, рассчитанные по результатам обработки десяти образцов для каждого коэффициента асимметрии цикла, представлены в таблице 2.5.

Таблица 2.5.– Отклонения от круглости и профиля продольного сечения, мм

Вид отклонения	Коэффициент асимметрии							Без вибрации
	1/4	1/3	1/2	1	2	3	4	
Отклонение от круглости	0,0069	0,0072	0,0071	0,0071	0,0073	0,0075	0,0071	0,0071
Конусообразность	0,021	0,024	0,028	0,026	0,026	0,029	0,027	0,026

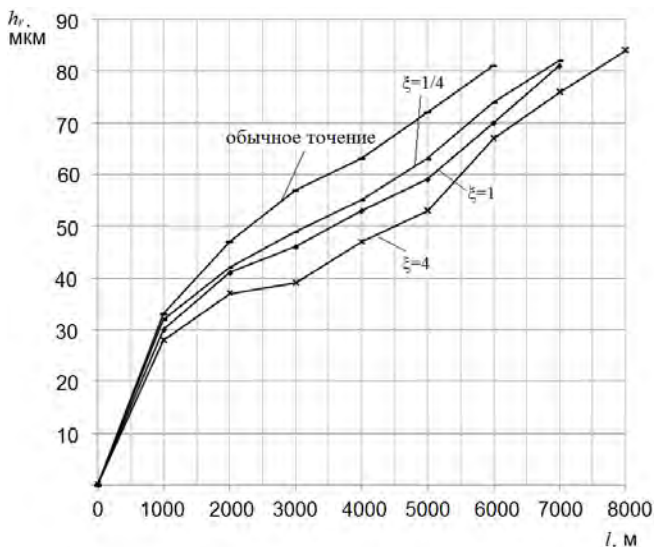
Как видно из таблицы 2.5, зависимости величины отклонения формы образцов от коэффициента асимметрии цикла колебаний инструмента не прослеживается. Величина отклонений изменяется незначительно. Она сопоставима с отклонениями при обычном точении и определяется главным образом жесткостью технологической системы и заготовки. Поэтому при достаточной жесткости системы СПИД точность обработки точением с наложением асимметричных колебаний инструмента может достигать 9-10 классов

точности, что соответствует получистовой и чистовой обработке на токарных станках.

2.2.5 Исследование влияния асимметричных колебаний в процессе обработки деталей на износ режущего инструмента

Инструмент в процессе обработки резанием подвергается абразивному, адгезионному и диффузионному износу. Преобладание того или иного вида износа зависит от условий резания [99]. На износ инструмента влияют такие факторы, как свойства обрабатываемого и инструментального материалов, геометрические параметры режущего инструмента, режимы резания, смазочно-охлаждающая жидкость [99, 100]. В практике обработки резанием наблюдаются следующие формы износа режущих инструментов: по задней поверхности, по передней поверхности и износ по задней и передней поверхностям. Для обеспечения точности при чистовой обработке решающее значение имеет размерный износ.

Представляет интерес то, как влияют на размерный износ инструмента при точении колебания и коэффициент асимметрии цикла колебаний. Исследованию подвергался резец с неперетачиваемыми сменными пластинками из твердого сплава Т15К6. Обработывался материал ШХ15. Зависимость размерного износа h_r от величины пути резания l при обычном точении и обработке с колебаниями инструмента представлена на рисунке 2.43. Из графиков видно, что при точении с колебаниями инструмента по сравнению с обычным точением размерный износ уменьшается. Уменьшение износа можно объяснить условиями, в которых работает инструмент. При точении с колебаниями инструмента происходит периодический выход режущего инструмента из зоны резания, что способствует уменьшению температуры в зоне резания, в том числе и режущего инструмента. В этом случае уменьшаются схватывание и взаимная диффузия инструментального материала и материала заготовки [101]. Интенсивность адгезионного и диффузионного износов уменьшается. Преобладающее значение имеет абразивный износ.



$v=96$ м/мин, $S_0=0,15$ мм/об, $t=1,5$ мм

Рисунок 2.43. – Графики зависимости размерного износа от пути резания

Размерный износ инструмента при точении с различными коэффициентами асимметрии неодинаков. Это объясняется особенностями процесса резания с различными коэффициентами асимметрии цикла колебаний такими, как силы резания и величина результирующей подачи на врезание в заготовку (2.19), с которой связано возникновение ударных нагрузок на режущей кромке резца. Наименьший износ получен при точении с коэффициентом асимметрии цикла колебаний инструмента $\xi=4$. При точении с данным коэффициентом асимметрии средняя сила резания ниже, чем при точении с другими коэффициентами асимметрии. Меньше также будет и величина результирующей подачи на врезание и, следовательно, скорость увеличения сечения среза, что приводит к смягчению влияния ударных воздействий при врезании на инструмент и положительно сказывается на стойкости [102].

Характер износа инструмента при обычном точении и точении с колебаниями инструмента аналогичен и связан с образованием фаски по задней поверхности. При обычном точении отмечено выкра-

шивание режущей кромки инструмента за пределами участка контакта резца со срезаемым слоем металла, что связано с действием на режущую кромку резца образующейся при точении сливной стружки, которая наматывается на заготовку и инструмент и собирается на режущей пластине резца в виде плотного клубка.

Интенсивность размерного износа принято оценивать величиной линейного относительного износа [99]. Линейный относительный износ $h_{ол}$ определяется исходя из длины пути резания в 1000 м. Известно, что в процессе работы инструмент изнашивается неравномерно. В период начального износа происходит повышенный износ инструмента. Этому периоду соответствует величина начального износа h_n инструмента. Поэтому линейный относительный износ следует определять в зоне нормального износа. Рассчитывается он по формуле [99]

$$h_{ол} = \frac{(h_r - h_n)1000}{l - l_n},$$

где l_n – длина начального пути резания, м.

За длину начального пути резания в исследованиях принята длина 1000 м.

Длина пути резания определялась из выражения

$$l = \frac{\pi d l_3 n_3}{1000 S_0},$$

где d – диаметр обрабатываемой поверхности заготовки, мм;

l_3 – длина обрабатываемой поверхности заготовки, мм;

n_3 – число обработанных заготовок.

Результаты рассчитанных значений линейного относительного износа резца при точении с $v=96$ м/мин, $S_0=0,15$ мм/об, $t=1,5$ мм представлены в таблице 2.6.

Таблица 2.6. – Линейный относительный износ инструмента, мкм/км

Вид токарной обработки	обычное точение	вибрационное точение	коэффициент асимметрии цикла колебаний	
			1/4	4
Линейный относительный износ инструмента	9,6	8,5	8,3	8

Исследования показали, что в сравнении с обычным точением, при котором линейный относительный износ резца равен 9,6 мкм/км, в процессе точения с асимметричными колебаниями линейный относительный износ уменьшается на 10–15%. Как видно из таблицы, линейный относительный износ уменьшается с увеличением коэффициента асимметрии цикла колебаний. Поэтому с целью увеличения стойкости инструмента при точении с асимметричными колебаниями следует инструменту сообщать колебания с коэффициентом асимметрии $\xi > 1$.

Размерную стойкость инструмента можно определить через длину пути резания l и скорость резания v [100]:

$$T_p = \frac{l}{v}, \text{ мин.}$$

С учетом величины начального износа h_n длину пути резания можно определить по формуле

$$l = l_n + \frac{(h_d - h_n)10^3}{h_{\text{ол}}},$$

где h_d – величина допустимого размерного износа.

Величину допустимого размерного износа определим исходя из того, что соотношение между размерным износом и износом резца по задней поверхности h_3 определяется из выражения [7]

$$h_p = \frac{h_3}{(\operatorname{ctg}\alpha - \operatorname{tg}\gamma)(\operatorname{ctg}\varphi_{\text{н}} + \operatorname{ctg}\varphi_{\text{н1}}) \sin \varphi_{\text{н}}}$$

где α , γ , $\varphi_{\text{н}}$, $\varphi_{\text{н1}}$ – углы резца: задний, передний, главный в плане и вспомогательный в плане, соответственно.

Критерием стойкости твердосплавного инструмента до достижения им износа может быть принят износ по задней поверхности $h_3=0,3\dots0,5$ мм [103]. Для исследования стойкости инструмента принимаем износ по задней поверхности $h_3=0,4$ мм. В пересчете на радиальный износ получим величину допустимого радиального износа $h_{\text{д}}=0,08$ мм.

Таким образом, при принятом начальном пути 1000 м размерная стойкость инструмента определялась по формуле [99]

$$T_p = \frac{1000 + \frac{(h_{\text{д}} - h_{\text{н}})10^3}{h_{\text{дл}}}}{v}$$

Результаты размерной стойкости инструмента приведены в таблице 2.7 и свидетельствуют о том, что по сравнению с обычным точением при точении с асимметричными колебаниями инструмента размерная стойкость увеличивается на 15–25%.

Таблица 2.7. – Размерная стойкость инструмента, мин

Вид токарной обработки	обычное точение	вибрационное точение	Коэффициент асимметрии цикла колебаний	
			1/4	4
Стойкость инструмента	61	72	70	78

Таким образом, исследование влияния асимметричных колебаний в процессе обработки на износ режущего инструмента показало, что размерный износ инструмента уменьшается по отношению к износу при обычном точении. Так линейный относительный износ

резца из сплава T15K6 при обработке стали ШХ15 уменьшается на 10-15%. Размерная стойкость при точении инструмента увеличивается на 15-25% в сравнении со стойкостью при обычном точении. При этом стойкость инструмента растет с увеличением коэффициента асимметрии цикла колебаний.

2.3 Разработка технологической оснастки и операции точения с наложением на подачу инструмента асимметричных колебаний

2.3.1 Разработка технологической оснастки и подготовка ее к точению с асимметричными колебаниями режущего инструмента

Технологическая оснастка для выполнения точения с асимметричными колебаниями инструмента должна удовлетворять ряду требований:

- обеспечивать устойчивое стружкодробление при обработке конструкционных материалов с различными свойствами;
- иметь возможность изменения коэффициента асимметрии цикла колебаний инструмента;
- регулировать амплитуду колебаний в заданных пределах, обеспечивать простоту и удобство регулирования амплитуды;
- обеспечивать требуемую точность и качество обработанных поверхностей.

При разработке технологической оснастки к токарному станку следует стремиться к минимальным изменениям конструкции станка. Параметры устройства для стружкодробления при точении с асимметричными колебаниями инструмента зависят от таких размеров станка, как: высота центров, наружный диаметр шпинделя, расстояние между продольными направляющими станины, а также от размеров посадочных поверхностей оси резцедержателя. Для внедрения результатов исследования процесса точения с асимметричными колебаниями инструмента в производство разработано устройство для создания таких колебаний, состоящее из задающего

узла, системы передачи импульсов и исполнительного механизма. Принципиальная схема устройства представлена в п.2.1.5.

Задающий узел служит для создания гидравлических импульсов. Эскиз задающего узла представлен на рисунке 2.44. Задающий узел корпусом 1 устанавливается на направляющие станины. Для установки на треугольную направляющую в корпусе 1 предусмотрен вырез. К станине корпус крепится винтом 2 с планкой 3. С корпусом шарнирно связан рычаг 4, который может поворачиваться на оси 5. На другом конце корпуса жестко установлен гидравлический насос 6. Он крепится к корпусу винтами 7. Для регулирования положения гидравлического насоса по высоте в корпусе предусмотрены пазы. Плунжер 8 гидравлического насоса подпружинен пружиной сжатия 9. На плунжер опирается свободный конец рычага 4. В средней части рычага на оси 10 устанавливается кулачок 11, который свободно вращается на подшипнике качения. Для ввода кулачка в контакт со шпинделем станка предназначен двухпозиционный диск 12. Поворот диска выполняется рукояткой 13 и фиксируется в одном из двух положений подпружиненным шариком. Сила пружины регулируется винтом 14. Двухпозиционный диск установлен на шпонке оси 5. При повороте диска поворачивается ось 5 и жестко связанная с ней эксцентриковая втулка. На втулке свободно установлен рычаг 4. При повороте эксцентриковой втулки шарнирно установленный конец рычага поднимается на величину эксцентриситета, в результате чего кулачок 11 подводится к шейке шпинделя, образуя фрикционный механизм с силовым замыканием с помощью пружины сжатия 9. При включении шпинделя токарного станка вращение кулачка 11 преобразуется в возвратно-качательное движение рычага 4, свободный конец которого воздействует на плунжер 8 гидравлического насоса 6, обеспечивая его возвратно-поступательные перемещения. Рабочий ход плунжера 8 совершается под действием нажимного рычага 4, а обратный холостой ход – под действием возвратной пружины 9. При рабочем ходе плунжера 8 гидронасоса 6 масло нагнетается через рукав высокого давления 15 в исполнительный механизм, обеспечивая в цикле колебаний инструмента движение врезания в заготовку. От избыточного давления в гидросистеме предохраняет клапанный блок 16.

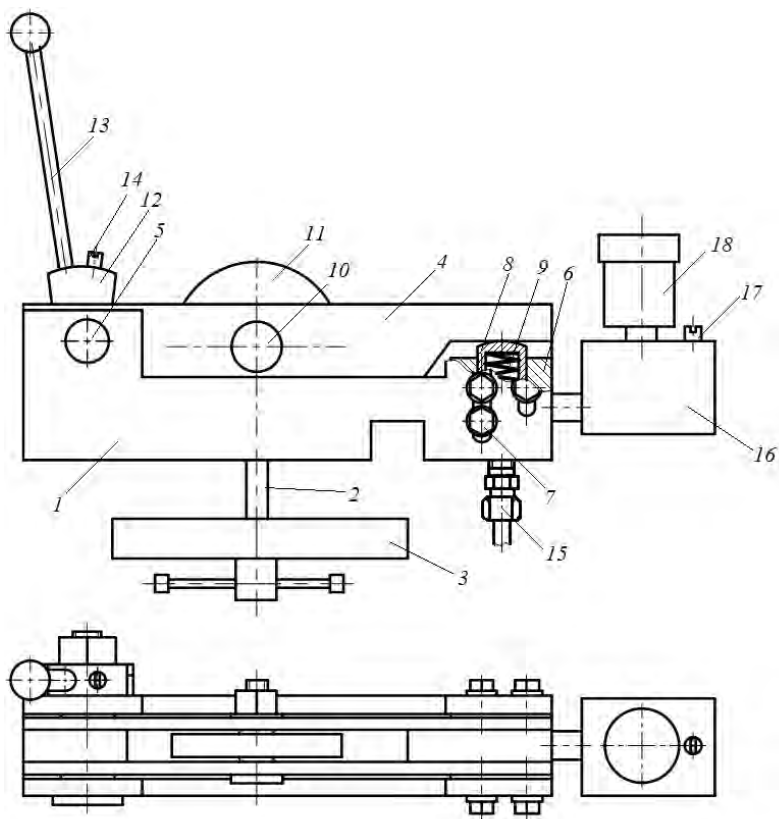


Рис. 2.44. – Эскиз задающего узла устройства для стружкодробления

Максимальное давление в системе регулируется винтом 17, который через пружину сжатия действует на шарик. Шарик с установленным усилием перекрывает сливной канал. При превышении максимального давления шарик, сжимая пружину, открывает сливной канал, и излишки масла поступают в бачок 18. При холостом ходе плунжера 8 масло из исполнительного механизма по рукаву высокого давления возвращается в подплунжерное пространство гидронасоса 6, обеспечивая отвод инструмента от заготовки.

Система передачи импульсов включает рукав высокого давления и дроссели для регулирования амплитуды колебаний. Рукав высо-

кого давления связывает задающий узел и исполнительный механизм устройства для стружкодробления. В рукав встроены гидравлический дроссель таким образом, что масло через него в сторону исполнительного механизма проходит свободно, а в обратном направлении скорость движения масла регулируется. В рукав высокого давления параллельно первому встраивается второй дроссель, связанный со сливной магистралью. Дроссель установлен таким образом, что при движении масла от задающего узла к исполнительному механизму (врезание резца в заготовку) он регулирует скорость подачи масла на слив. При обратном движении масла от исполнительного механизма к задающему узлу (отвод инструмента от заготовки) масло через дроссель свободно засасывается из бачка в гидросистему.

Исполнительный механизм представляет собой резцедержатель (рисунок 2.45), состоящий из двух основных частей: неподвижного основания 1 и откидной резцедержавки 2. Резцедержатель основанием 1 устанавливается на коническую ось верхних салазок суппорта станка и закрепляется механизмом ручного поворота и фиксации. К нижней части основания 1 подвешена инструментальная державка 2 с одной длинной и двумя короткими гранями. Крепление резцов по пазу грани осуществляется зажимными винтами 3. Узел подвеса инструментальной державки 2 представляет собой двухопорный регулируемый конический шарнир в виде мелкошаговых болтов 15 с удлиненной конической головкой. Болты вворачиваются через конические отверстия в инструментальной державке в оппозитно расположенные резьбовые отверстия на выступах в нижней части основания 1. Использование конических болтов обеспечивает возможность тонкого регулирования зазора в конических шарнирах, как при сборке узлов подвеса, так и при появлении в них люфта износа в процессе эксплуатации резцедержателя. Колебательное движение инструментальной державке обеспечивается гидроцилиндром, в который по определенному закону периодически нагнетается масло. Корпус гидроцилиндра 5 закреплен на кронштейне 4 с помощью винтов 17. Кронштейн своей Т-образной поверхностью устанавливается в соответствующий паз инструментальной державки. Для устранения зазоров в посадке и увеличения жесткости кронштейна 4

применяются винты 18, при вворачивании которых кронштейн отжимается от инструментальной державки.

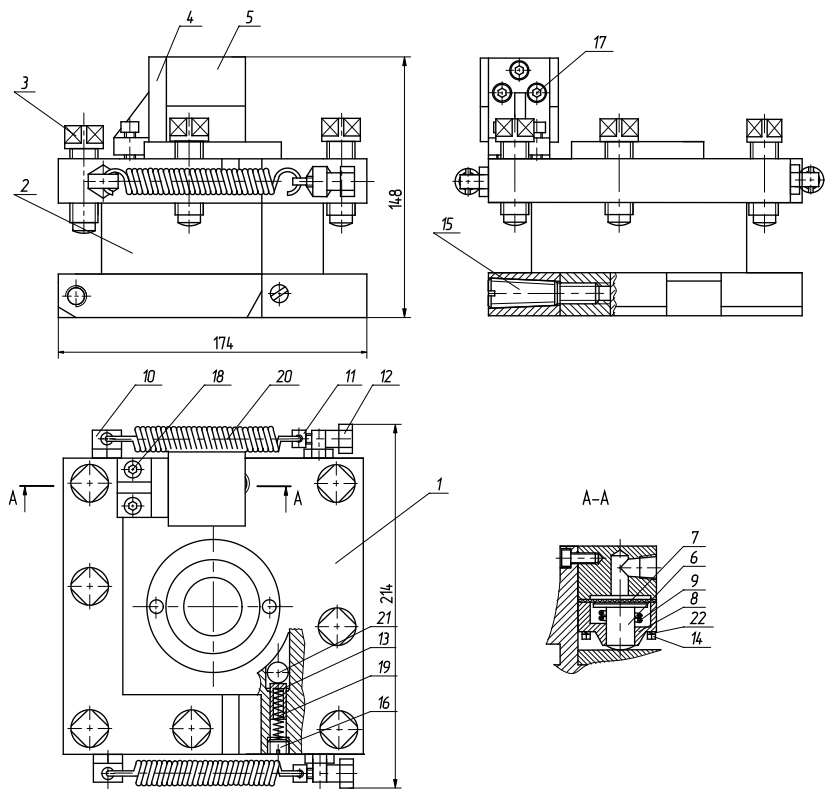


Рис. 2.45. – Сборочный чертеж резцедержателя

Крышка 8 гидроцилиндра закреплена на корпусе 5 болтами 14 с пружинными шайбами 22. Под давлением поступающего в корпус гидроцилиндра масла полиуретановая мембрана 7 деформируется и приводит в движение подпружиненный пружиной сжатия 9 толкатель 6. Толкатель упирается в основание 1 резцедержателя и поворачивает инструментальную державку 2 относительно основания. Для удержания инструментальной державки 2 в вертикальном положении и ее возврата в процессе колебательного

движения в исходное положение к верхней части резцедержателя прикреплены серьги 10 для установки двух пружин растяжения 20. С одной стороны пружина крепится на серьге, а второй конец пружины устанавливается в отверстие винта 11. Винт резьбовой частью вводится в отверстие серьги и затягивается гайкой 12. Данная конструкция узлов крепления пружин позволяет облегчить процесс установки пружин на резцедержатель и придать пружинам предварительное натяжение. Для обеспечения возможности качания в нижней части инструментальной державки выполнены скосы.

Поворот резцедержателя в другую инструментальную позицию выполняется аналогично повороту обычного резцедержателя. Для предотвращения проворота резцедержателя в процессе его фиксации в данной позиции предусмотрено его удержание с помощью подпружиненного шарика 21. Поджим шарика к оси верхних салазок выполняется гильзой 13 с пружиной сжатия 19. Отверстие под пружину закрывается винтом 16. Этим же винтом регулируется сила действия пружины на шарик.

Подготовка устройства к работе выполняется следующим образом. Резцедержатель устройства для стружкодробления устанавливается на ось верхних салазок вместо штатного резцедержателя. При этом используется штатный механизм ручного поворота и фиксации резцедержателя устройства. Задающий узел устройства устанавливается на продольные направляющие станка под шпинделем и крепится к станине прихватом. Предварительно на подшипник оси 10 (рисунок 2.44) рычага 4 задающего узла садится кулачок 11 необходимого профиля. В резцедержавку устанавливается проходной резец и крепится винтами. После заливки рабочей жидкости в гидросистему клапанным блоком 16 устанавливается допустимое рабочее давление. Двухпозиционный диск 12 поворачивается в рабочее положение, т.е. положение резания со стружкодроблением. При включении вращения шпинделя кулачком 11 генерируются негармонические колебания инструмента. Амплитуда колебаний настраивается дросселями, выполняющими дросселирование в одном направлении и свободно пропускающими масло в другом. В связи с тем, что за каждый цикл работы гидронасоса задающего узла в гидросистему вбрасывается постоянный объем рабочей жидкости, для изменения амплитуды колебаний, объем жидкости, поступающей в

исполнительный механизм, нужно регулировать. Он регулируется дросселем, установленным в сливную магистраль. Излишки масла через дроссель идут на слив. Таким образом задается объем масла, поступающего от задающего узла в гидроцилиндр 5 (рисунок 2.45) резцедержателя, и обеспечивающего поворот резцедержавки 2 на необходимую величину в направлении подачи суппорта станка. При обратном движении резцедержавки недостающий объем масла вытягивается в гидросистему из бачка и свободно проходит через дроссель. Дроссель, установленный в рукав высокого давления, свободно пропускает масло, идущее в гидроцилиндр 5 и регулирует скорость вытекания масла из гидроцилиндра. Эта скорость зависит от коэффициента асимметрии цикла колебаний, обеспечиваемого кулачком. Дроссель настраивают таким образом, чтобы время возврата резцедержавки было равно времени периода отвода в цикле колебаний, который задается кулачком. Если скорость вытекания масла выше необходимой, то резцедержавка под действием пружин быстрее, чем это задано профилем кулачка, возвращается в исходное положение. То есть, при обратном движении плунжера гидронасоса масло в гидросистему более интенсивно поступает из гидроцилиндра, а недостающий объем масла затем затягивается из бачка. В этом случае возникают выстои реза в конце цикла колебаний. Если скорость вытекания масла ниже необходимой, то в этом случае при обратном ходе плунжера масло интенсивнее засасывается из бачка, а из гидроцилиндра не успевает вытекать. Таким образом за каждый цикл колебаний в гидросистеме увеличивается объем масла, что приводит к тому, что резцедержавка не возвращается в исходное положение, а после каждого цикла колебаний угол поворота резцедержавки увеличивается. Давление масла в системе растет, и при достижении настроенного максимального давления срабатывает предохранительный клапан. Поэтому дроссель, установленный в рукав высокого давления, предварительно перед процессом обработки деталей необходимо настроить так, чтобы резцедержавка полностью возвращалась в исходное положение и при этом не появлялись ее выстои в конце цикла колебаний. Затем дроссель сливной магистрали открывают полностью, чтобы резцедержавка с инструментом не получала колебательных движений и стружка не дробилась. В процессе пробной обработки детали дрос-

сель постепенно перекрывают так, чтобы получить минимальную амплитуду, достаточную для дробления стружки. С этой амплитудой производят дальнейшую обработку деталей.

Эксплуатация сконструированного устройства позволила наметить пути усовершенствования задающего узла и исполнительного механизма устройства для стружкодробления при точении с асимметричными колебаниями инструмента. Они изложены в подготовленных нами заявках на изобретение.

2.3.2 Рекомендации по разработке операции точения с наложением асимметричных колебаний инструмента

При проектировании операции точения с асимметричными колебаниями инструмента необходимо исходить из того, какую ориентировочную длину элементов стружки и какую шероховатость требуется получить при обработке деталей. В результате проведенных теоретических исследований установлены оптимальные параметры процесса точения с асимметричными колебаниями инструмента, обеспечивающие устойчивое стружкодробление и минимальную шероховатость обработанных поверхностей.

С целью дробления сливной стружки на элементы определенной длины задается необходимая частота колебаний инструмента. Число полных циклов Z колебательных движений инструмента, происходящих за один оборот заготовки, в зависимости от принятой длины элементов стружки $l_{\text{стр}}$ можно определить по формуле

$$Z = \frac{\pi d}{l_{\text{стр}} K_l} - \frac{1}{\xi + 1},$$

округлив Z до целых значений. В формуле: d – диаметр обрабатываемой поверхности, K_l – коэффициент продольной усадки стружки. Максимальной длина элементов стружки будет в случае, когда за один оборот заготовки выполняется один полный цикл колебаний и часть второго цикла. Для уменьшения длины элементов стружки число полных циклов за один оборот заготовки увеличивают.

Каждому коэффициенту асимметрии цикла колебаний инструмента ξ в зависимости от числа полных колебаний за один оборот заготовки соответствует определенное соотношение между частотой колебательных движений и частотой вращения заготовки. Это соотношение позволяет осуществлять стружкодробление при минимальной амплитуде колебаний инструмента, что важно для получения поверхности с более низкими значениями шероховатости. Отношение частоты колебаний инструмента f к частоте вращения заготовки n может быть определено из выражения

$$\frac{f}{n} = z + \frac{1}{\xi + 1}.$$

Влияние коэффициента асимметрии цикла колебаний на шероховатость поверхности заключается в следующем. С увеличением асимметрии цикла колебаний уменьшается максимальное расстояние между траекториями движения, пройденными инструментом за два последовательных оборота заготовки. В связи с этим уменьшается толщина среза и, как показали эксперименты, снижается шероховатость поверхностей. Известно, что традиционное точение позволяет получить следующие значения шероховатости обработанных поверхностей [104]:

- черновое – Ra 25-100 мкм,
- получистовое – Ra 6,3-12,5 мкм,
- чистовое – Ra 1,6-3,2 мкм.

Экспериментальными исследованиями установлено, что для получистовой и чистовой обработки деталей при точении с асимметричными колебаниями инструмента следует принимать коэффициент асимметрии цикла колебаний меньше единицы. Чем меньше коэффициент асимметрии цикла, тем меньше и высота микронеровностей обработанных поверхностей. С другой стороны с уменьшением коэффициента асимметрии увеличивается износ инструмента. Поэтому для черновой обработки или обработки поверхностей с получением высоких значений параметра шероховатости рекомендуется применять точение с коэффициентами асимметрии цикла колебаний больше единицы.

Таким образом, выбор коэффициента асимметрии цикла колебаний режущего инструмента основывается на параметрах шероховатости поверхности, которые необходимо получить, и интенсивности износа инструмента. В связи с этим, для чистовой и получистовой обработки с шероховатостью поверхности не более $Ra\ 5$ мкм рекомендуется использовать колебания инструмента с коэффициентом асимметрии $\xi=1/4$. При использовании колебаний с коэффициентом асимметрии $\xi>1/4$ для получения необходимой шероховатости следует уменьшать подачу инструмента, что приведет к потере производительности.

При точении с получением шероховатости поверхности $Ra\ 5 - 6,3$ мкм наиболее оптимальным коэффициентом асимметрии цикла колебаний инструмента является $\xi=1/3$.

Черновое точение или точение деталей, шероховатость обработанных поверхностей которых выше $Ra\ 6,3$ мкм, следует производить с коэффициентом асимметрии цикла колебаний $\xi=4$. Точение с данным коэффициентом асимметрии обеспечивает наименьший износ инструмента.

Точение с коэффициентами асимметрии $\xi>4$ и $\xi<1/4$ в работе не исследовалось, т.к. увеличение коэффициента асимметрии свыше $\xi=4$ на единицу или уменьшение коэффициента асимметрии $\xi=1/4$ до $1/5$ приводит к уменьшению максимального расстояния Δ_{\max} между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки лишь на 4%.

Рассчитанная величина соотношения частоты колебаний инструмента к частоте вращения заготовки f/n и значение коэффициента асимметрии цикла колебаний являются исходными данными для проектирования специального кулачка, который устанавливается в задающий узел устройства для стружкодробления. Так как коэффициент асимметрии цикла и соответствующее соотношение f/n обеспечиваются специальным кулачком, то с целью уменьшения затрат на изготовление кулачков и их замену в устройстве в условиях частых переналадок станка следует коэффициент асимметрии цикла колебаний выбирать в зависимости от требований шероховатости и диаметральных размеров поверхностей наиболее часто обрабатываемых на станке деталей.

После установки выбранного кулачка в устройство для стружкодробления назначаем режимы резания.

Выполненные экспериментальные исследования и анализ полученных результатов позволяет утверждать, что назначение режимов резания при обработке с наложением на подачу асимметричных колебаний инструмента целесообразно выполнять в такой же последовательности, как и при обычном точении [91, 105]. Алгоритм назначения режимов резания будет следующим.

1. Определяется величина припуска на обработку поверхности детали. В зависимости от величины припуска поверхность обрабатывается за один или несколько рабочих ходов. В последнем случае припуск разбивается на рабочие ходы с определенной глубиной резания t . Глубина резания для последнего рабочего хода назначается исходя из требуемой шероховатости поверхности. При чистовой обработке глубину резания не рекомендуют принимать более 2–3 мм.

2. Назначается подача инструмента S_0 . При черновой обработке величина подачи ограничивается мощностью станка, жесткостью системы СПИД и прочностью режущей пластинки инструмента. При получистовой и чистовой обработке скорость подачи выбирается в зависимости от требуемой чертежом детали величины шероховатости поверхности, свойств обрабатываемого и инструментального материалов, радиуса при вершине резца. Для приводов со ступенчатым регулированием скорости движения рабочего органа выбранная подача уточняется по паспорту станка.

3. Скорость резания v определяется исходя из требований стойкости инструмента. Исходными данными для выбора скорости резания являются также геометрические параметры инструмента, его материал, свойства обрабатываемого материала и выбранные ранее глубина резания и подача. Для выбранной скорости резания в зависимости от диаметра обрабатываемой поверхности d рассчитывается частота вращения заготовки по формуле [7]

$$n = \frac{1000v}{\pi d}$$

и корректируется по паспорту станка. По откорректированному значению частоты вращения заготовки рассчитывается действительная скорость резания.

На основании полученных результатов исследования рекомендуются следующие режимы резания для чистовой и получистовой обработки сталей 45 и ШХ15 проходным резцом из твердого сплава Т15К6 с главным углом в плане $\varphi=45^\circ$ и радиусом при вершине $r=0,8$ мм (Таблица 2.8). В таблице меньшему значению глубины резания соответствует большее значение подачи и, наоборот, большее значение глубины резания соответствует меньшая подача.

Таблица 2.8. – Рекомендуемые режимы резания

Обрабатываемый материал	Требуемая шероховатость, Ra , мкм	Коэффициент асимметрии цикла колебаний ξ	Режимы резания		
			Глубина резания t , мм	Подача S_0 , мм/об	Скорость резания v , м/мин
Сталь 45	3,2	1/4, 1/3	1–2	0,1–0,15	140–160
	6,3	1/4	3	0,3	
		1/3	2–3	0,2–0,25	
Сталь ШХ15	3,2	1/4	1–2	0,1–0,15	
		1/3	1–1,5		
	6,3	1/4	2–3	0,2–0,25	
		1/3		0,15–0,2	

Режимы резания для черновой обработки назначаются в соответствии с рекомендациями по назначению режимов резания для обычной токарной обработки.

4. Для назначенных режимов резания рассчитывается сила резания P_z и мощность резания N . Мощность электродвигателя привода главного движения станка должна быть достаточной для выполнения процесса резания с заданными режимами резания. В этом случае

$$N \leq 1,2 N_n \eta,$$

где N_n – номинальная мощность электродвигателя, кВт,
 η – к.п.д. станка.

В противном случае требуется корректировка режимов резания в сторону их уменьшения.

Следует иметь в виду, что при точении с асимметричными колебаниями инструмента величина подачи в течение цикла колебаний изменяется. Максимальная подача, равная максимальному расстоянию Δ_{\max} на двух последовательных оборотах заготовки, зависит от коэффициента асимметрии и может быть определена по формулам (2.17) и (2.18). Максимальной подаче будет соответствовать и максимальная сила резания, по которой и необходимо рассчитывать мощность резания.

После выбора и установки кулачка, режущего инструмента и режимов резания, а также закрепления заготовки производят настройку устройства для стружкодробления. Настройка заключается в том, чтобы регулируя дроссели устройства обеспечить инструменту траекторию движения, соответствующую выбранному коэффициенту асимметрии цикла колебаний, и минимальную амплитуду колебаний инструмента, достаточную для устойчивого стружкодробления. Настройка выполняется в процессе пробного хода инструмента при обработке детали. С настроенными параметрами станка и устройства для стружкодробления производится обработка всей партии деталей.

3. ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ ПУТЕМ ВВЕДЕНИЯ В ЗОНУ РЕЗАНИЯ ОДИНОЧНЫХ АКУСТИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСОВ

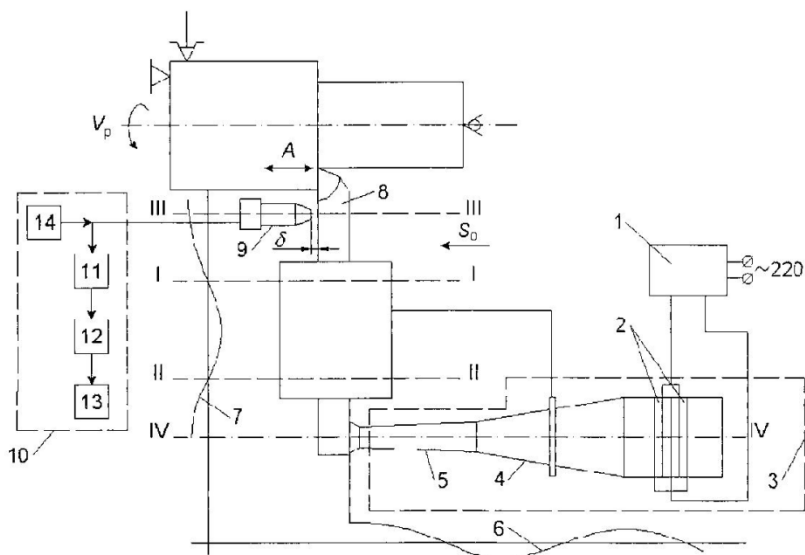
3.1 Моделирование процесса вибрационного точения и устройств для введения в зону резания одиночных акустических импульсов

3.1.1 Устройство для введения в зону резания одиночных акустических импульсов

Для выполнения экспериментальных исследований влияния параметров колебаний на процесс формирования и дробления стружки было разработано устройство для введения в зону резания направленных одиночных акустических импульсов с регулируемой скважностью. Импульсное возбуждение акустических колебаний осуществлялось следующим образом. Генератор 1 (рисунок 3.1) формирует одиночные импульсы, период следования и скважность которых изменяются элементами регулировки, предусмотренными в электрической схеме генератора. При прохождении электрических импульсов возбуждения через пьезокерамические элементы 2 акустического преобразователя 3 происходит изменение их линейных размеров с амплитудой 2-4 мкм. Для усиления амплитуды механических колебаний был разработан составной двухступенчатый концентратор, состоящий из конической ступени 4 и экспоненциальной ступени 5. Конструкции ступеней обеспечивают условия, при которых акустическая энергия концентрируется в сужающейся части концентратора и тем самым амплитуда колебаний увеличивается. Расчет конструктивных параметров ступеней концентратора выполнен по методике [106, с.32].

Волна сжатия-растяжения 6 частиц среды преобразователя 3 передается частицам среды режущего инструмента 8, по которому начинает распространяться изгибная ударная волна 7. Максимальной амплитуды изгибная волна достигает на вершине режущего инструмента. Изменение амплитуды подводимых импульсов осуществлялось посредством замены ступеней концентратора 4 и 5.

Режущий инструмент 8 устанавливался в резцедержателе станка и закреплялся в сечениях I-I и II-II (в этих сечениях амплитуда колебаний равна нулю). Для обеспечения требуемого акустического контакта концентратор 3 жестко соединен с режущим инструментом 8 в сечении ввода акустических колебаний IV-IV.



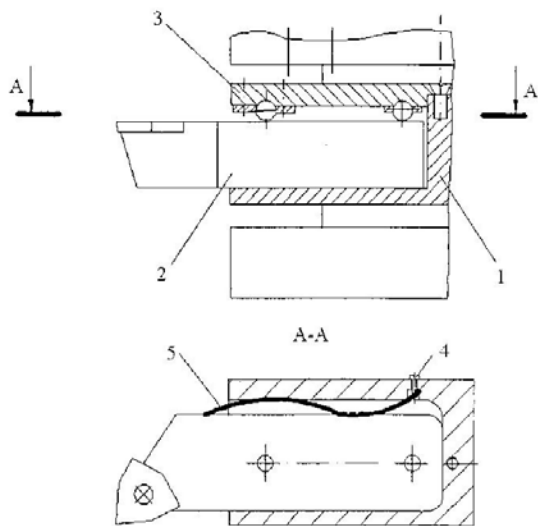
1 - генератор импульсов; 2 - пьезокерамические элементы; 3 - акустический преобразователь; 4 - конический концентратор; 5 - экспоненциальный концентратор; 6 - волна сжатия-растяжения, распространяющаяся по длине преобразователя; 7 - акустическая изгибная волна, распространяющаяся по инструменту; 8 - режущий инструмент; 9 - БИТП; 10 - измерительный блок; 11 - амплитудный детектор; 12 - электрический фильтр; 13 - электронный осциллограф С 1-19; 14 - генератор ЗГ12

Рис. 3.1 - Схема устройства для возбуждения одиночных акустических импульсов и измерения параметров колебаний

Для контроля амплитуды задаваемых одиночных акустических импульсов была разработана измерительная система, состоящая из бесконтактного индуктивного трансформаторного преобразователя (БИТП) 9, соединенного с измерительным блоком 10. Преобразователь БИТП 9 устанавливался вблизи режущей кромки резца 8 с за-

зором $\delta=0,1-0,2$ мм на участке, амплитуда колебаний которого функционально связана с амплитудой колебаний вершины режущей кромки (сечение III-III). С помощью внутреннего шунта производилась его настройка. При вводе акустических импульсов на выходе БИТП получали электрический сигнал, пропорциональный изменению зазора δ , который модулировался изгибными колебаниями контролируемого участка резца. Выходное напряжение с БИТП выпрямлялось амплитудным детектором 11. На фильтре 12 отфильтровывалась несущая частота, и сигнал, пропорциональный амплитуде колебаний, регистрировался на экране электронного осциллографа 13. Использование электронного осциллографа позволило значительно упростить измерительную систему, поскольку он имеет встроенный усилитель, полосу пропускания до 1 МГц, и все метрологические параметры зависят только от параметров входного сигнала.

Для экспериментальных исследований влияния интенсивности возбуждаемых в зоне резания колебаний на технологические параметры обработки, было разработано специальное устройство (рисунок 3.2), состоящее из державки 1, закрепляемой в резцедержателе токарно-винторезного станка, в которую устанавливался стандартный упорно-проходной резец 2. Колебания возбуждались и поддерживались посредством упругого элемента 5, создающего в направлении движения подачи наименьшую регулируемую жесткость и размещенного между резцом 2 и корпусом державки 1. Ограничение амплитуды колебаний достигалось за счет нелинейной характеристики упругих элементов 5 (рисунок 3.3) и регулировалось посредством изменения их жесткости (заменой упругих элементов 5 и винтом 4). При этом колебания возбуждались в заданном направлении вполне автономно и независимо через несколько секунд с начала процесса резания.



1 - державна; 2 - резец; 3 - крышка; 4 - винт; 5 - упругий элемент

Рис. 3.2 - Принципиальная схема устройства для вибрационного точения

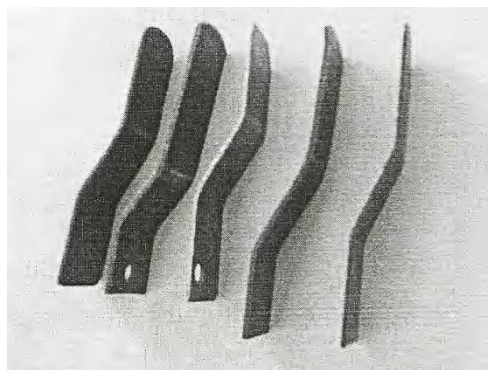


Рис. 3.3 - Конструктивные исполнения упругих элементов

Параметры упругих элементов рассчитывались по методике проектирования кантилеверных рессор [107]. Расчетная схема, соответ-

ствующая этой методике, представлена на рисунке 3.4. Для упругого элемента нагрузка, воспринимаемая закрепленным концом, равна

$$P_{\text{оп}} = P_x \frac{l_1}{l_2}.$$

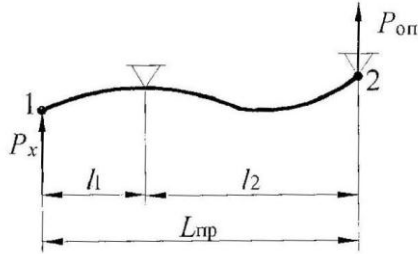


Рис. 3.4 - Схема для расчета упругого элемента

Прогибы частей упругого элемента зависят соответственно от сил P_x и $P_{\text{оп}}$. Суммарный прогиб равен

$$f_{\text{ст}} = f_1 + f_2 \frac{l_1}{l_2}$$

где f_1 и f_2 – прогибы, соответственно, правой и левой частей упругого элемента, мм.

При предварительном расчете для определения прогиба упругого элемента можно воспользоваться приближенной формулой

$$f_{\text{ст}} = \eta \frac{P l^3}{3EJ},$$

где J – момент инерции, мм^4 ;

l – длина левой или правой части элемента (l_1 или l_2), мм;

η – коэффициент, зависящий от типа упругого элемента, $\eta = 1,4$ [107, табл. 85]; E – модуль упругости, для сталей ШХ15 и ШХ15СГ $E = 211$ ГПа.

Для упругого элемента прямоугольного сечения момент инерции

$$J = \frac{b_{\text{пр}} h_{\text{пр}}^3}{12},$$

где $b_{\text{пр}}$ и $h_{\text{пр}}$ – соответственно, толщина и высота упругого элемента, мм.

Для принятых конструктивных параметров упругого элемента ($b_{\text{пр}} = 2,76$ мм; $h_{\text{пр}} = 25$ мм; $l_1 = 30$ мм; $l_2 = 20$ мм) расчетное значение $f_{\text{ст}} = 0,016$ мм.

3.1.2 Математическая модель процесса точения с вибрациями в осевом направлении

Для определения траекторий движения режущей кромки инструмента и выбора рациональных конструктивных и технологических параметров инструментов в зависимости от различных технологических условий обработки при черновом и получистовом продольном наружном точении целесообразно разработать математическую модель возникновения и поддержания в зоне резания направленных колебаний. С этой целью предложена схема точения с вибрациями в осевом направлении (рисунок 3.5), основанная на принципе возбуждения колебаний режущей кромки инструмента, посредством установки между резцом и корпусом державки упругого элемента, создающего в направлении движения подачи наименьшую регулируемую жесткость.

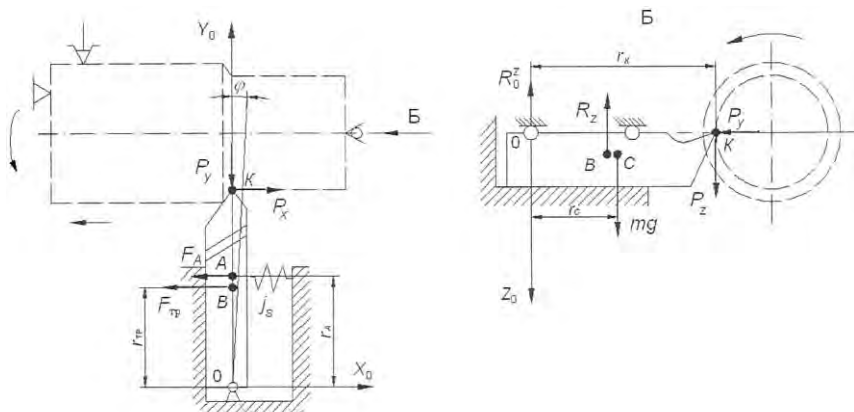


Рис. 3.5– Схема точения с вибрациями в осевом направлении

На рисунке 3.5 приняты следующие обозначения:

φ – угол поворота резца вокруг оси z (обобщенная координата); P_x, P_y, P_z – составляющие (проекции) силы резания, Н; F_A – сила упругости, Н; $F_{\text{тр}}$ – сила трения, Н; R_0^z – реакция в шарнирной опоре по оси z , Н; R_z – нормальная реакция, Н; j_s – жесткость упругого элемента, Н/мм; r_A – расстояние до точки приложения силы упругости пружины, мм, $r_{\text{тр}}$ – расстояние до точки приложения трения, мм; r_C – расстояние до центра тяжести системы (масс), мм; r_K – расстояние до вершины режущего инструмента, мм; m – масса колеблющейся системы, кг; g – ускорение свободного падения, м/с^2 .

Из рисунка 3.5 в соответствии с принципом Даламбера можно записать

$$\begin{cases} \bar{P}_p + \bar{F}_A + \bar{F}_{\text{тр}} + \bar{R}_0 + \bar{R}_z + m\bar{g} + \bar{\Phi} = 0 \\ (\bar{r}_K \times \bar{P}_p) + (\bar{r}_A \times \bar{F}_A) + (\bar{r}_{\text{тр}} \times \bar{F}_{\text{тр}}) + M_{\text{тр}}^0 + M^{\Phi} = 0 \end{cases}$$

где \bar{P}_p – сила резания;

\bar{F}_A – сила упругости;

$\bar{F}_{\text{тр}}$ – сила трения;

\bar{R}_0 – реакция опоры в точке 0;

\bar{R}_z – нормальная реакция;

$\bar{\Phi}$ – сила инерции;

$\bar{r}_K, \bar{r}_A, \bar{r}_{\text{тр}}$ – радиусы-векторы точек приложения сил;

$M_{\text{тр}}^0$ – момент трения относительно точки 0 (начала системы координат);

M^{Φ} – момент сил инерции относительно точки 0.

Сила упругости

$$F_A = j_s \varphi \cdot r_A.$$

Суммарное линейное и угловое перемещение (рисунок 3.6)

$$\left\{ \begin{array}{l} P_x - j_s \varphi r_A \cos \varphi - F_{\text{тр}} \cos \varphi - R_0^x \cos \varphi + R_0^y \sin \varphi - m \frac{dV_C}{dt} \cos \varphi + \\ + m \frac{V_C^2}{r_C} \sin \varphi = 0; \\ - P_y + j_s \varphi r_A \sin \varphi + F_{\text{тр}} \sin \varphi + R_0^x \sin \varphi + R_0^y \cos \varphi + m \frac{dV_C}{dt} \sin \varphi + \\ + m \frac{V_C^2}{r_C} \sin \varphi = 0; \\ P_z + mg - R_z - R_0^z = 0, \end{array} \right.$$

где R_0^x и R_0^y – реакции в шарнирной опоре по соответствующим осям;

$$\Phi^{\tau} = m \frac{dV_C}{dt} \text{ – нормальная составляющая силы инерции;}$$

$$\Phi^n = m \frac{V_C^2}{r_C} \text{ – касательная составляющая силы инерции;}$$

$$V_C = \frac{d\varphi}{dt} r_C \text{ – скорость центра масс.}$$

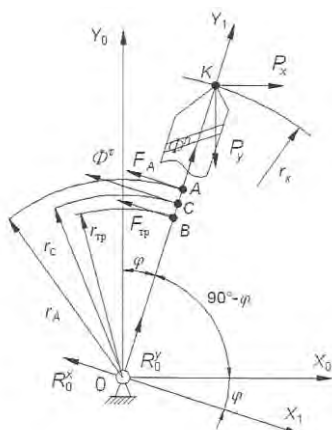


Рис. 3.6 – Расчетная схема действующих сил при точении с вибрациями в осевом направлении

Векторное произведение двух векторов выражается определителем, в первой строке которого расположены единичные векторы $\bar{i}_0, \bar{j}_0, \bar{k}_0$, направленные вдоль осей координат, а в двух других строках – проекции на оси координат векторов сомножителей [108, с. 371]:

$$\begin{aligned} & \begin{vmatrix} \bar{i}_0 & \bar{j}_0 & \bar{k}_0 \\ r_k \sin \varphi & r_k \cos \varphi & 0 \\ P_x & -P_y & -P_z \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \bar{i}_0 & \bar{j}_0 & \bar{k}_0 \\ r_A \sin \varphi & r_A \cos \varphi & 0 \\ -F_A \cos \varphi & F_A \sin \varphi & 0 \end{vmatrix} + \\ & + \begin{vmatrix} \bar{i}_0 & \bar{j}_0 & \bar{k}_0 \\ r_{\text{тр}} \sin \varphi & r_{\text{тр}} \cos \varphi & 0 \\ -F_{\text{тр}} \cos \varphi & F_{\text{тр}} \sin \varphi & 0 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} (M_{\text{тр}}^0)_x \\ (M_{\text{тр}}^0)_y \\ (M_{\text{тр}}^0)_z \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ J_0^z \varepsilon \end{vmatrix} = 0, \end{aligned} \quad (3.1)$$

где J_0^z – момент инерции резца относительно оси Oz , проходящей через центр вращения (точку O);

ε – угловое ускорение.

$$\varepsilon = \frac{d^2 \varphi}{dt^2} = \ddot{\varphi}.$$

Разложим определитель (3.1) по элементам первой строки:

$$\begin{aligned} & \bar{i}_0(-P_z r_k \cos \varphi) - \bar{j}_0(-P_z r_k \sin \varphi) + \bar{k}_0(-P_y r_k \sin \varphi - P_x r_k \cos \varphi) + \\ & + \bar{i}_0 \cdot 0 - \bar{j}_0 \cdot 0 + \bar{k}_0(F_A \sin \varphi r_A \sin \varphi - (-F_A \cos \varphi) r_A \cos \varphi) + \\ & + \bar{i}_0 \cdot 0 - \bar{j}_0 \cdot 0 + \bar{k}_0(F_{\text{тр}} \sin \varphi r_{\text{тр}} \sin \varphi - (-F_{\text{тр}} \cos \varphi) r_{\text{тр}} \cos \varphi) + \\ & + \bar{i}_0 \cdot (M_{\text{тр}}^0)_x + \bar{j}_0 (M_{\text{тр}}^0)_y + \bar{k}_0 (M_{\text{тр}}^0)_z - \bar{k}_0 J_0^z \varepsilon = 0, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \bar{i}_0(-P_z r_k \cos \varphi + (M_{\text{тр}}^0)_x) + \bar{j}_0(-P_z r_k \sin \varphi + (M_{\text{тр}}^0)_y) + \\ & + \bar{k}_0(-P_y r_k \sin \varphi - P_x r_k \cos \varphi + F_A r_A + F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + (M_{\text{тр}}^0)_z + J_0^z \varepsilon) = 0, \end{aligned}$$

получим

$$\begin{cases} P_z r_K \cos \varphi = (M_{\text{тр}}^0)_x; \\ P_z r_K \sin \varphi = (M_{\text{тр}}^0)_y; \\ -P_y r_K \sin \varphi - F_x r_K \cos \varphi + F_A r_A + F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + (M_{\text{тр}}^0)_z + J_0^z \varepsilon = 0. \end{cases} \quad (3.2)$$

Из системы (3.2) определим составляющие сил резания:

$$\begin{aligned} P_x = F_A \cos \varphi + F_{\text{тр}} \cos \varphi + R_0^x \cos \varphi - R_0^y \sin \varphi + m \frac{dV_C}{dt} \cos \varphi - \\ - m \frac{V_C^2}{r_C} \sin \varphi = F_A \cos \varphi + F_{\text{тр}} \cos \varphi + R_0^x \cos \varphi - R_0^y \sin \varphi + \\ + m r_C \dot{\varphi} \cos \varphi - m r_C \varphi^2 \sin \varphi; \end{aligned} \quad (3.3)$$

$$\begin{aligned} P_y = F_A \sin \varphi + F_{\text{тр}} \sin \varphi + R_0^x \sin \varphi + R_0^y \cos \varphi + m \frac{dV_C}{dt} \sin \varphi + \\ + m \frac{V_C^2}{r_C} \cos \varphi = F_A \sin \varphi + F_{\text{тр}} \sin \varphi + R_0^x \sin \varphi + R_0^y \cos \varphi + \\ + m r_C \ddot{\varphi} \sin \varphi + m r_C \varphi^2 \cos \varphi; \end{aligned} \quad (3.4)$$

$$P_z = -mg + R_z + R_z^0. \quad (3.5)$$

Выразим силу трения из уравнения (3.5)

$$\begin{aligned} R_z = P_z + mg - R_z^0 \Rightarrow F_{\text{тр}} = (P_z + mg - R_z^0) \mu_{\text{тр}}; \\ F_{\text{тр}} = R_z \mu_{\text{тр}}, \end{aligned}$$

где $\mu_{\text{тр}}$ – коэффициент трения.

Момент трения относительно опоры 0

$$M_{\text{тр}}^0 = F_{\text{тр}} h,$$

где h – плечо пары сил, мм.

Тогда из системы уравнений (3.2) можно записать, что

$$\cos \varphi = \frac{(M_{\text{ТР}}^0)_x}{P_z r_K}; \quad \sin \varphi = \frac{(M_{\text{ТР}}^0)_y}{P_z r_K}.$$

Подставляя уравнения (3.3) и (3.4) в третье уравнение системы (3.2), получаем дифференциальное уравнение движения режущей кромки инструмента

$$\begin{aligned} J_0^z \varepsilon &= -P_y r_K \sin \varphi - P_x r_K \cos \varphi + F_A r_A + F_{\text{ТР}} r_{\text{ТР}} + (M_{\text{ТР}}^0)_z = \\ &= -(F_A \sin \varphi + F_{\text{ТР}} \sin \varphi + R_0^x \sin \varphi + R_0^y \cos \varphi + m r_C \ddot{\varphi} \sin \varphi + \\ &+ m r_C \dot{\varphi}^2 \cos \varphi) r_K \sin \varphi - (F_A \cos \varphi + F_{\text{ТР}} \cos \varphi + R_0^x \cos \varphi - R_0^y \sin \varphi + \\ &+ m r_C \ddot{\varphi} \cos \varphi - m r_C \dot{\varphi}^2 \sin \varphi) r_K \cos \varphi + F_A r_A + F_{\text{ТР}} r_{\text{ТР}} + (M_{\text{ТР}}^0)_z = \\ &= -F_A r_K \sin^2 \varphi - F_{\text{ТР}} r_K \sin^2 \varphi - R_0^x r_K \sin^2 \varphi - R_0^y r_K \cos \varphi \sin \varphi - \\ &- m r_C r_K \ddot{\varphi} \sin^2 \varphi - m r_C r_K \dot{\varphi}^2 \cos \varphi \sin \varphi - F_A r_K \cos^2 \varphi - F_{\text{ТР}} r_K \cos^2 \varphi - \\ &- R_0^x r_K \cos^2 \varphi + R_0^y r_K \sin \varphi \cos \varphi - m r_C r_K \ddot{\varphi} \cos^2 \varphi + m r_C r_K \dot{\varphi}^2 \sin \varphi \cos \varphi + \\ &+ F_A r_A + F_{\text{ТР}} r_{\text{ТР}} + (M_{\text{ТР}}^0)_z = F_A (r_A - r_K) + F_{\text{ТР}} (r_{\text{ТР}} - r_K) - R_0^x r_K - \\ &- m r_C r_K \ddot{\varphi} + (M_{\text{ТР}}^0)_z. \end{aligned}$$

В результате преобразований получаем уравнение движения вершины режущей кромки инструмента (точка K)

$$J_0^z \ddot{\varphi} = J_0^z \varepsilon = F_A (r_A - r_K) + F_{\text{ТР}} (r_{\text{ТР}} - r_K) - R_0^x r_K - m r_C r_K \ddot{\varphi} + (M_{\text{ТР}}^0)_z;$$

$$(J_0^z + m r_C r_K) \ddot{\varphi} = F_A (r_A - r_K) + F_{\text{ТР}} (r_{\text{ТР}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{ТР}}^0)_z;$$

$$(J_0^z + m r_C r_K) \ddot{\varphi} - j_s \varphi \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{ТР}} (r_{\text{ТР}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{ТР}}^0)_z. \quad (3.6)$$

Уравнение (3.6) – неоднородное обыкновенное дифференциальное уравнение второго порядка. Его решение можно представить в виде суммы общего решения соответствующего однородного уравнения $\bar{\varphi}$ и частного решения неоднородного уравнения φ^* :

$$\varphi = \bar{\varphi} + \varphi^* .$$

Соответствующее однородное уравнение имеет вид

$$(J_0^z + m r_C r_K) \ddot{\varphi} - j_s r_A \cdot r_A (r_A - r_K) = 0$$

или

$$\ddot{\varphi} - \varphi \cdot \frac{j_s r_A (r_A - r_K)}{J_0^z + m r_C r_K} = 0.$$

Характеристическое уравнение будет иметь вид

$$\lambda^2 - \frac{j_s r_A (r_A - r_K)}{J_0^z + m r_C r_K} = 0,$$

откуда определяем

$$\lambda_{1,2} = \pm \sqrt{\frac{j_s r_A (r_A - r_K)}{J_0^z + m r_C r_K}}.$$

Поскольку $r_A - r_K < 0$, получаем

$$\lambda_{1,2} = \pm i \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}}.$$

Тогда общее решение будем искать в виде

$$\bar{\varphi} = C_1 \cos \left(t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + C_2 \sin \left(t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right),$$

где C_1 и C_2 – произвольные постоянные.

Определим частное решение φ^* неоднородного уравнения (3.6)

$$\left(J_0^z + m r_C r_K \right) \ddot{\varphi} - j_s \varphi r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z. \quad (3.7)$$

Правая часть уравнения (3.7) не зависит от переменной φ , поэтому решение будем искать в виде $\varphi^* = A_1 t + B_1$.

Найдем первую и вторую производные от φ^* и подставим в уравнение (3.7)

$$\dot{\varphi} = A_1, \ddot{\varphi} = 0;$$

$$\left(J_0^z + m r_C r_K \right) \cdot 0 - j_s (A_1 t + B_1) \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z$$

или

$$- j_s (A_1 t + B_1) \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z.$$

Сгруппируем коэффициенты при соответствующих степенях t и составим уравнения

$$t^0: -j_s \cdot B_1 \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z;$$

$$t^1: -j_s \cdot A_1 \cdot r_A (r_A - r_K) = 0.$$

Из этой системы находим

$$B_1 = \frac{-F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)};$$

$$A_1 = 0.$$

Тогда

$$\varphi^* = A_1 t + B_1 = \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)}.$$

Решение исходного уравнения (3.6)

$$\begin{aligned} \varphi = \bar{\varphi} + \varphi^* = C_1 \cos\left(t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}}\right) + C_2 \sin\left(t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}}\right) + \\ + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)}. \end{aligned}$$

Найдем производную

$$\begin{aligned} \dot{\varphi} = -\sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_1 \sin\left(t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}}\right) + \\ + \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_2 \cos\left(t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}}\right). \end{aligned}$$

Определим неизвестные C_1 и C_2 , пользуясь начальными условиями:

$$\begin{cases} \varphi(0) = \varphi_0; \\ \dot{\varphi}(0) = \dot{\varphi}_0; \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_1 \cos(0) + C_2 \sin(0) + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} = \varphi_0 \\ -\sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_1 \sin(0) + \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_2 \cos(0) = \dot{\varphi}_0. \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_1 + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} = \Phi_0; \\ \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_2 = \dot{\Phi}_0. \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_1 = -\frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} + \Phi_0; \\ C_2 = \dot{\Phi}_0 \sqrt{\frac{J_0^z + m r_C r_K}{j_s r_A (r_K - r_A)}}. \end{cases}$$

Окончательно получим

$$\begin{aligned} \varphi(t) = & \left(-\frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} + \Phi_0 \right) \times \\ & \times \cos \left(\sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} t \right) + \dot{\Phi}_0 \sqrt{\frac{J_0^z + m r_C r_K}{j_s r_A (r_K - r_A)}} \sin \left(t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + \\ & + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)}. \end{aligned} \quad (3.8)$$

Уравнение, аналогичное (3.6), может быть получено из уравнения Лагранжа второго рода (которое учитывает только активные силы)

$$J_0^z \ddot{\Phi} - (P_y r_K - j_s \cdot r_A^2) \Phi = -F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + P_x r_K. \quad (3.9)$$

Посредством пакета Mathematica проведено компьютерное моделирование динамического поведения режущей кромки инструмента при вибрационном точении с осевой подачей. Моделирование уравнений (3.5) и (3.9) показало, что наибольшее влияние на условия дробления стружки оказывают: составляющая силы резания P_x , жесткость упругого элемента j_s и габаритные размеры ин-

струмента. Поэтому для практических целей целесообразно использовать упрощенную схему колебательной системы. Такая схема представлена на рисунке 3.7.

Как известно [90, с. 281], вынужденные колебания при наличии сопротивления описываются дифференциальным уравнением

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + cx = H(t), \quad (3.10)$$

где x – координата;

m – масса материальной точки;

b – коэффициент сопротивления среды;

c – коэффициент жесткости;

$H(t)$ – возмущающая сила.

В рассматриваемом случае, колебания происходят вокруг точки вращения 0, поэтому уравнение колебаний (3.10) имеет вид

$$I\ddot{\varphi} + M_b\dot{\varphi} + M_c\varphi = M_{(H)},$$

где I – момент инерции резца при его вращении вокруг точки 0;

M_b – момент сил сопротивления;

M_c – момент силы упругости пружины;

$M_{(H)}$ – момент возмущающей силы.

Силами сопротивления являются силы трения, вызывающие затухание собственных колебаний. На практике используются следующие модели трения [109]:

– сила трения пропорциональна скорости (при колебаниях в воздушной среде);

– сила трения пропорциональна квадрату скорости (при колебаниях в жидкой среде);

– кулоновское трение – сила трения постоянна по величине, не зависит от скорости и действует в направлении, противоположном скорости (при трении сухих скользящих поверхностей).

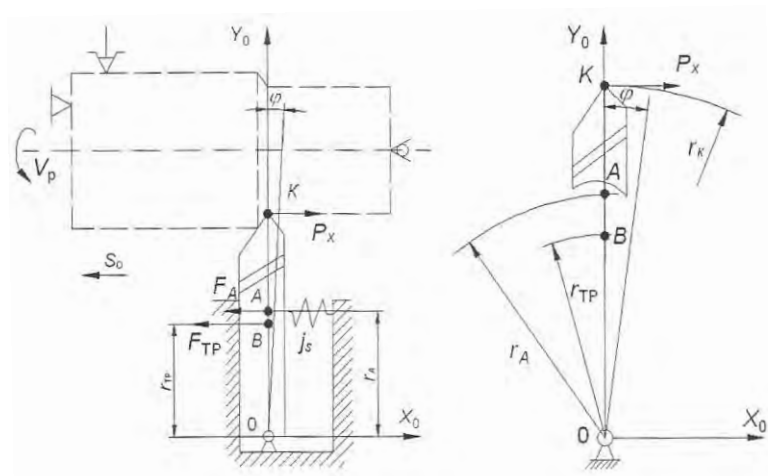


Рис. 3.7– Расчетная схема колебательной системы при вибрационном точении с осевой подачей

Принимаем, что колебания инструмента происходят в воздушной среде (поскольку масляная пленка существенно снижает коэффициент трения резца со станком), и считаем, что сила трения пропорциональна скорости колебания резца $b = \lambda \dot{\varphi}$, где λ – коэффициент пропорциональности.

Принимаем также, что возмущающая сила действует по закону

$$H(t) = P_x \cos(\rho t),$$

где ρ –частота возмущающей силы.

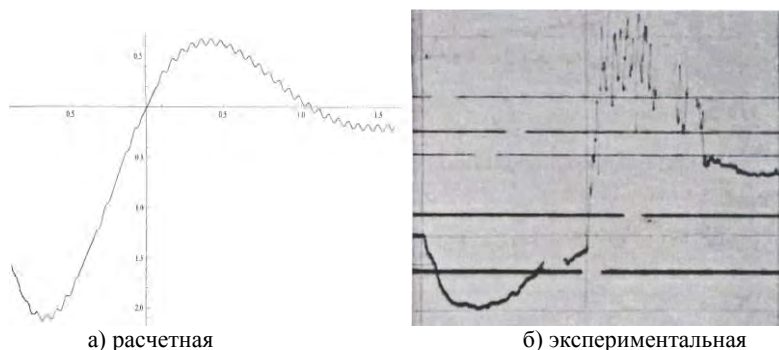
Тогда дифференциальное уравнение траектории движения вершины режущей кромки инструмента (точка K)

$$I\ddot{\varphi} + \lambda\dot{\varphi} \cdot r_{TP} + j_s\varphi \cdot r_A = P_x \cdot r_K \cdot \cos(\rho t). \quad (3.11)$$

С помощью пакета Mathematica проведено компьютерное моделирование динамического поведения режущей кромки инструмента при вибрационном точении в соответствии с уравнением (3.11). В

ходе моделирования установлена возможность реализации траекторий движения режущей кромки инструмента, обеспечивающих переменное сечение срезаемого слоя, а следовательно, и дробление стружки при продольном наружном точении. При этом установлено, что для поддержания необходимой интенсивности вибраций при изменении осевой составляющей силы резания P_x от 350 Н до 650 Н жесткость упругих элементов f_s должна соответствовать диапазону 200–350 Н/мм.

Полученные при моделировании расчетные траектории движения вершины режущей кромки соответствуют траекториям, записанным на виброграммах при проведении экспериментальных исследований (рисунок 3.8).



а) расчетная
 материал – сталь 45; $d = 42$ мм;
 $v = 105,5$ м/мин; $t = 1$ мм; $S_0 = 0,35$ мм/об

б) экспериментальная

Рис. 3.8 – Траектория движения вершины режущей кромки инструмента при продольном наружном точении

Адекватность совпадения траекторий была проверена и подтверждена посредством методов математической статистики [110, 111].

3.1.3 Математическая модель процесса точения с вибрациями в радиальном направлении

Вибрационное точение с возбуждением вибраций в радиальном направлении является эффективным средством дробления стружки

на операциях с поперечной подачей (отрезка, прорезка, обработка фасонными резцами). На рисунке 3.9 показана кинематическая схема точения с поперечной подачей и радиальными вибрациями. Штриховой линией 1 обозначен след вершины резца, оставляемый на заготовке при равномерном резании, сплошной линией 2 – тот же след при наложении радиальных вибраций.

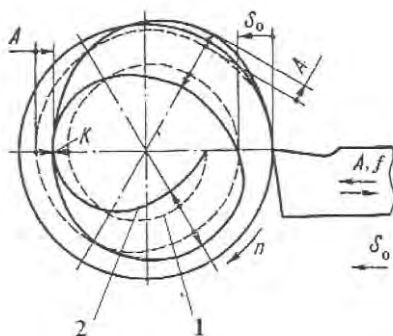


Рис. 3.9 – Схема точения с поперечной подачей и радиальными вибрациями

Из рисунка видно, что в определенные моменты времени имеет место совпадение следов вершины резца (точка K) на двух соседних оборотах. Это приводит к образованию нулевой площади сечения срезаемого слоя и надежному дроблению стружки. При этом первое условие обеспечения стабильного стружкодробления [112]:

$$k \neq \frac{f}{n} = [0, \pm 1, \pm 2, \dots], \quad (3.12)$$

где f – частота колебаний, Гц;

n – частота вращения заготовки, мин^{-1} .

Если k – целое число, то при наложении вибраций на постоянную подачу инструмента S_0 толщина срезаемого слоя a будет постоянной на всей длине, а дробление стружки не наблюдается при сколь угодно высоких амплитудах A и частотах вибраций f .

Второе условие стружкодробления имеет вид

$$S_0 < 2A \sin(\pi k) \quad (3.13)$$

Для определения динамического поведения режущей кромки инструмента составим расчетную схему действующих сил (рисунок 3.10).

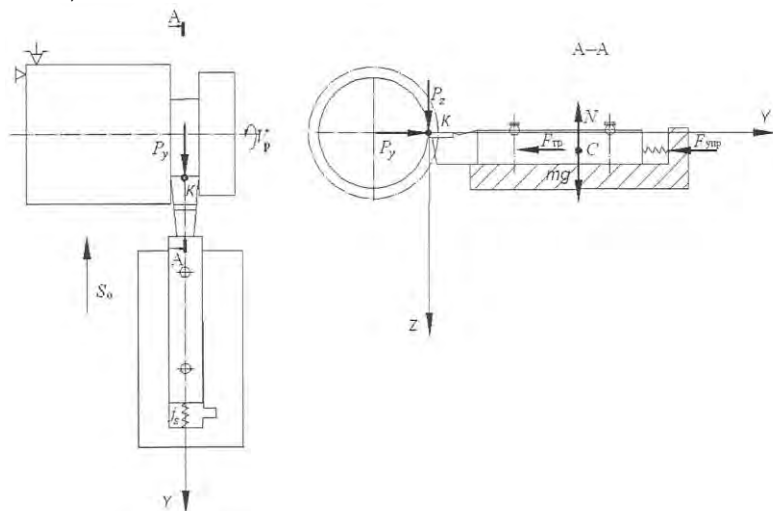


Рис. 3.10—Расчетная схема действующих сил при вибрационном точении с поперечной подачей

Воспользуемся уравнением Лагранжа II рода. Примем за обобщенную координату перемещение резца вдоль оси y . Уравнение Лагранжа для рассматриваемой системы имеет вид

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{y}} \right) - \frac{\partial T}{\partial y} = - \frac{\partial \Pi}{\partial y} + Q_y, \quad (3.14)$$

где T – кинетическая энергия системы;

Π – потенциальная энергия системы;

Q_y – обобщенная сила, соответствующая неконсервативным силам.

Резец совершает поступательное движение вдоль оси y , поэтому его кинетическую энергию можно вычислить по формуле

$$T = m \frac{\dot{y}^2}{2},$$

где m – масса резца, кг;

\dot{y} – скорость малых колебаний резца, м/с;

$$\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(m \frac{\dot{y}^2}{2} \right) = 0,$$

$$\frac{\partial T}{\partial \dot{y}} = \frac{\partial}{\partial \dot{y}} \left(m \frac{\dot{y}^2}{2} \right) = m \frac{2\dot{y}}{2} = m\dot{y},$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{y}} \right) = \frac{d}{dt} (m\dot{y}) = m\ddot{y}.$$

Для того чтобы найти обобщенную силу Q_y , соответствующую неконсервативным силам, приложенным к резцу, сообщим ему возможное перемещение, при котором координата y получает дополнительное приращение δy , и вычислим работу δA всех неконсервативных сил на этом перемещении

$$\begin{aligned} \delta A &= P_y \delta y - F_{\text{тр}} \delta y, \\ Q_y &= \frac{\delta A}{\delta y} = \frac{P_y \delta y - F_{\text{тр}} \delta y}{\delta y} = P_y - F_{\text{тр}}. \end{aligned}$$

где P_y – радиальная составляющая силы резания, Н;

$F_{\text{тр}}$ – сила трения, Н.

$$F_{\text{тр}} = f \cdot N = f(P_z + mg),$$

где f – коэффициент трения;

P_z – главная составляющая силы резания, Н;

N – нормальная реакция (вес резца), Н;

g – ускорение свободного падения, м/с².

Потенциальная энергия консервативных сил (восстанавливающая сила пружины) [90, с. 315]

$$\Pi = \frac{j_s y^2}{2},$$

где j_s – жесткость упругого элемента, Н/мм;

y – перемещение точки крепления упругого элемента, мм;

$$\frac{\partial \Pi}{\partial y} = j_s f_{\text{ст}} + j_s y = j_s y.$$

Подставляя полученные выражения в (3.14) получим дифференциальное уравнение малых колебаний резца

$$m\ddot{y} = -j_s y + P_y - F_{\text{тр}}.$$

Перенесем все слагаемые, содержащие y , в левую часть уравнения и разделим все уравнение на коэффициент при \ddot{y}

$$\begin{aligned} m\ddot{y} + j_s y &= P_y - F_{\text{тр}}; \\ \ddot{y} + \frac{j_s}{m} y &= \frac{P_y - F_{\text{тр}}}{m}. \end{aligned} \quad (3.15)$$

Полученная зависимость (3.15) является неоднородным обыкновенным дифференциальным уравнением второго порядка. Его решение можно представить как сумму общего решения соответствующего однородного уравнения \bar{y} и частного решения неоднородного уравнения y^*

$$y = \bar{y} + y^*.$$

Составим соответствующее однородное уравнение

$$\ddot{y} + \frac{J_s}{m} y = 0.$$

Характеристическое уравнение будет иметь вид

$$\lambda^2 + \frac{J_s}{m} = 0.$$

откуда определяем $\lambda_{1,2} = i\sqrt{\frac{J_s}{m}}$.

Корни мнимые, поэтому общее решение

$$\bar{y} = C_1 \cos\left(t\sqrt{\frac{J_s}{m}}\right) + C_2 \sin\left(t\sqrt{\frac{J_s}{m}}\right).$$

Определим частное решение y^* соответствующего неоднородного уравнения (3.15). Правая часть уравнения не зависит от переменной y , поэтому решение будем искать в виде $y^* = At + B$.

Найдем первую и вторую производные от \bar{y}

$$\dot{y} = A, \quad \ddot{y} = 0;$$

и подставим в уравнение $y^* = At + B$:

$$\frac{J_s}{m}(At + B) = \frac{P_y - F_{\text{ГР}}}{m}.$$

Сгруппируем коэффициенты при соответствующих t и составим уравнение

$$t^0 : \frac{J_s}{m} B = \frac{P_y - F_{\text{тр}}}{m};$$

$$t^1 : \frac{J_s}{m} A t = 0.$$

Из этой системы находим

$$A = 0, \quad B = \frac{P_y - F_{\text{тр}}}{J_s}.$$

Тогда $y^* = At + B = \frac{P_y - F_{\text{тр}}}{J_s}.$

Решение исходного уравнения (3.15) примет вид

$$y = \bar{y} + y^* = C_1 \cos\left(t\sqrt{\frac{J_s}{m}}\right) + C_2 \sin\left(t\sqrt{\frac{J_s}{m}}\right) + \frac{P_y - F_{\text{тр}}}{J_s},$$

где неизвестные C_1 и C_2 определяются из начальных условий

$$\begin{cases} y(0) = y_0; \\ \dot{y}(0) = \dot{y}_0. \end{cases}$$

Для того, что бы их найти, вычислим производную

$$\dot{y} = -C_1 \sqrt{\frac{J_s}{m}} \sin\left(t\sqrt{\frac{J_s}{m}}\right) + C_2 \sqrt{\frac{J_s}{m}} \cos\left(t\sqrt{\frac{J_s}{m}}\right).$$

Определим неизвестные C_1 и C_2 , пользуясь начальным условиями

$$\begin{cases} C_1 \cos(0) + C_2 \sin(0) + \frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s} = y_0, \\ -C_1 \sqrt{\frac{j_s}{m}} \sin(0) + C_2 \sqrt{\frac{j_s}{m}} \cos(0) = \dot{y}_0; \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_1 = y_0 - \frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s}, \\ C_2 = \dot{y}_0 \sqrt{\frac{m}{j_s}}. \end{cases}$$

Окончательное решение запишется в виде

$$y = \left(y_0 - \frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s} \right) \cos \left(t \sqrt{\frac{j_s}{m}} \right) + \dot{y}_0 \sqrt{\frac{m}{j_s}} \sin \left(\sqrt{\frac{j_s}{m}} t \right) + \frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s}.$$

Учитывая то, что в начальный момент времени для реза были справедливы условия

$$\begin{cases} y_0 = 0; \\ \dot{y}_0 = 0. \end{cases}$$

получаем

$$y(t) = -\frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s} \cos \left(t \sqrt{\frac{j_s}{m}} \right) + \frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s} = \frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s} \left(1 - \cos \left(t \sqrt{\frac{j_s}{m}} \right) \right).$$

Перейдем к полярным координатам с их началом в центре обрабатываемой заготовки. Толщина срезаемого слоя равна

$$a = S_0 t,$$

где S_0 – подача, мм/об;

t – время, с.

Текущий радиус резца можно выразить в виде

$$r(t) = R - S_0 t - y(t),$$

где R – начальный радиус детали, мм;

$y(t)$ – толщина срезаемого слоя за счет малых колебаний резца, мм.

Угол поворота детали

$$\varphi(t) = \omega t,$$

где ω – угловая скорость вращения заготовки, с^{-1} .

Параметрические уравнения траектории движения режущей кромки инструмента тогда примут вид

$$x_1(t) = r(t) \cos[\varphi(t)] = [R - S_0 t - y(t)] \cos(\omega t);$$

$$y_1(t) = r(t) \sin[\varphi(t)] = [R - S_0 t - y(t)] \sin(\omega t),$$

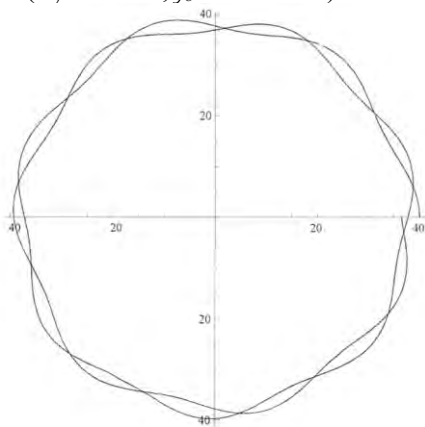
где
$$y(t) = \frac{P_y - F_{\text{ТР}}}{j_s} \left(1 - \cos \left(t \sqrt{\frac{j_s}{m}} \right) \right).$$

Полученные параметрические уравнения позволяют для заданных конструктивных параметров инструментов и режимов резания на стадии проектирования операции вибрационного точения прогнозировать и описывать траекторию вибрационного движения режущей кромки, обеспечивающую переменное сечение срезаемого слоя, при выполнении отрезных и прорезных работ.

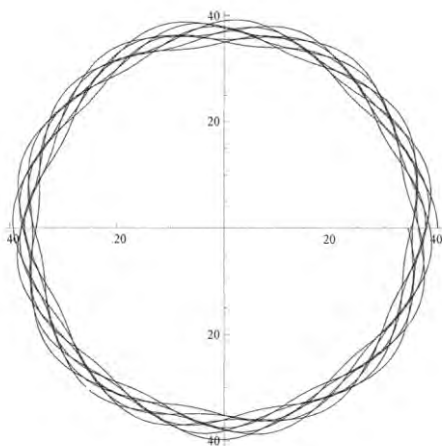
При помощи пакета Mathematica проведено компьютерное моделирование динамического поведения режущей кромки инструмента при вибрационном точении с поперечной подачей. Результаты компьютерного моделирования показали, что основное влияние на траекторию перемещения вершины режущей кромки инструмента при вибрационном точении с поперечной подачей оказывает радиальная составляющая силы резания P_y и жесткость упругого элемента j_s .

На рисунке 3.11 представлена траектория перемещения режущей кромки инструмента на различном количестве оборотов заготовки,

полученная при компьютерном моделировании обработки заготовки диаметром 80 мм ($P_v = 150$ Н; $j_s = 90$ Н/мм).



а)



б)

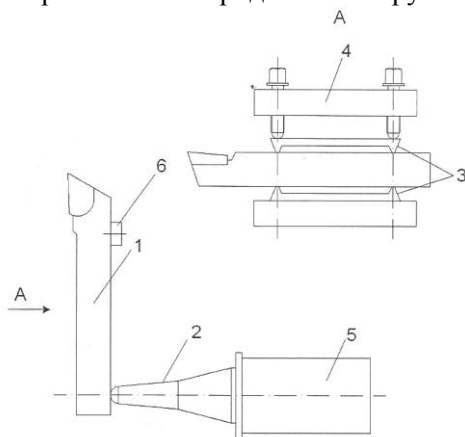
а) – 2 оборота заготовки, б) – 9 оборотов заготовки

Рис. 3.11. – Расчетная траектория перемещения режущей кромки инструмента при точении с поперечной подачей и радиальными вибрациями.

3.1.4 Моделирование колебательной системы, снабженной присоединенной массой

В процессе выполнения исследований было разработано устройство для введения в зону резания одиночных акустических импульсов (рисунок 3.1). На его основе предложена конструкция системы инструмент-акустический преобразователь с присоединенной (сосредоточенной) массой (рисунок 3.12). Система состоит из державки резца 1, к которой присоединен составной концентратор продольных колебаний 2 акустического преобразователя 5. Державка крепится в резцедержателе токарного станка 4 на ножевых опорах 3 в узловых точках изгибных смещений, что позволяет избежать потерь энергии. Для повышения эффекта дробления стружки на рабочем конце резцедержавки 1 закреплена сосредоточенная (присоединенная) масса 6.

Применение такой системы позволяет увеличить значение импульсных сил, возникающих при взаимодействии режущей кромки резца с заготовкой, что ведет к повышению устойчивости процесса стружкодробления при чистовом продольном наружном точении.



1 - державка; 2 - ступенчатый концентратор; 3 - ножевые опоры; 4 - резцедержатель; 5 - акустический преобразователь; 6 - присоединенная масса

Рис. 3.12 – Схема системы инструмент-акустический преобразователь с присоединенной массой

Моделирование процесса резания металлов с сообщением инструменту колебаний ранее выполнялось в ряде работ [54, 113, 114]. Однако приведенные в этих работах модели описывают процесс резания при совпадении направления колебаний инструмента с направлением вектора скорости резания и не могут быть использованы для описания течения с введением колебаний в направлении подачи. В частности, согласно работам [54, 113, 114] в уравнениях модели учитывается скорость резания (так как ее величина сопоставима с колебательной скоростью инструмента), в то время как для предложенной схемы введения колебаний скорость подачи пренебрежимо мала по сравнению с колебательной скоростью и при построении модели может не учитываться.

Предпринималась попытка моделирования колебательной системы для вибрационного течения с применением конечно-элементных пакетов. Однако было установлено, что создание конструкции концентратора продольных колебаний, наибольшая собственная частота которого 3354 Гц, затруднительно, так как он будет иметь значительные габариты (порядка 0,8 м). С учетом этого предложена методика расчета колебательной системы для вибрационного течения, позволяющая производить инженерные расчеты без значительных затрат времени и применения специальных программных средств. При этом параметры системы должны обеспечивать ее функционирование в диапазоне частот более 18 кГц [54], что позволит обеспечить разумные габаритные размеры (длина концентратора порядка 0,14 м).

Целью моделирования является:

- выявление собственных и резонансных частот колебательной системы с присоединенной массой;
- установление формы колебаний, соответствующей перемещению вершины режущей кромки инструмента в заданном направлении;
- определение оптимальных конструктивных и технологических параметров устройств и инструментов вибрационного резания;
- выявление условий разрывного взаимодействия режущей кромки инструмента с обрабатываемой заготовкой.

Известно [115], что распространение изгибной волны в стержне постоянного сечения (державке резца) может быть описано обыкновенным дифференциальным уравнением 4-го порядка

$$\eta^{IV} = k_t^4 \eta, \quad (3.16)$$

k_t – волновое число для изгибной моды колебаний
где η – амплитуда поперечных смещений, мкм;

$$k_t = \sqrt[4]{\frac{12\rho\omega^2(1-\mu_1^2)}{Eh_D^2}}$$

где ρ – плотность материала державки, кг/м³;
 ω – круговая частота колебаний, с⁻¹;
 μ_1 – коэффициент Пуассона;
 E – модуль упругости, ГПа;
 h_D – толщина державки, м.

Общее решение уравнения (3.16) имеет вид

$$\eta(x) = C_1 \sin(k_t x) + C_2 \cos(k_t x) + C_3 \operatorname{sh}(k_t x) + C_4 \operatorname{ch}(k_t x), \quad (3.17)$$

где x – продольная координата, м;

C_1, C_2, C_3, C_4 – постоянные, которые определяются из граничных условий на концах державки.

Если обозначить длину державки через L_D , то граничные условия для уравнения (3.16) принимают вид

$$\eta'(0) = 0; \quad (3.18)$$

$$\eta'''(0) = 0; \quad (3.19)$$

$$Eh'''(L_D) = \omega^2 m_{\text{пр}} \eta(L_D); \quad (3.20)$$

$$\eta''(L_D) = 0, \quad (3.21)$$

где J – осевой момент инерции поперечного сечения державки, м^4 ;
 L_D – длина державки, м ;
 $m_{\text{пр}}$ – величина присоединенной массы, кг ;

$$J = \frac{b_D h_D^3}{12},$$

где b_D – ширина державки, м .

Условие (3.18) описывает жесткую связь входного конца державки с выходным сечением концентратора (равенство нулю угла поворота выходного сечения концентратора). Условие (3.19) выражает равенство нулю поперечной силы, действующей на входной конец державки. Условие (3.20) выражает равенство поперечной силы на выходном конце державки и инерционной силы, действующей на присоединенную массу. Условие (3.21) выражает равенство нулю изгибающего момента на выходном конце державки.

Реакции опор при расчете не учитываются, так как закрепление державки производится в узловых точках, положение которых определяется из расчета для свободной державки. Взаимодействие резца с обрабатываемым материалом в первом приближении не рассматривается.

Для определения неизвестных постоянных, подставив в общее решение (3.17) граничные условия (3.18–3.21), получим линейную систему из четырех однородных алгебраических уравнений. Из условий (3.18) и (3.19) следует, что $C_1 = C_3 = 0$. Это позволяет сократить число уравнений до двух и получить систему вида

$$\begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} C_2 \\ C_4 \end{pmatrix} = 0, \quad (3.22)$$

где коэффициенты матрицы определяются выражениями

$$\begin{aligned}
 a_{11} &= E J k_t^3 \sin(k_t L_D) - \omega^2 M \cos(k_t L_D), \\
 a_{12} &= E J k_t^3 \cdot \text{sh}(k_t L_D) - \omega^2 M \cdot \text{ch}(k_t L_D), \\
 a_{21} &= -\cos(k_t L_D), \quad a_{22} = \text{ch}(k_t L_D).
 \end{aligned}$$

Система (3.22) имеет нетривиальное (отличное от нуля) решение только в том случае, когда ее определитель обращается в нуль, то есть $\det \|a_{ij}\| = 0$ (условие резонанса). При этом система имеет бесконечное множество решений, определяемых формулой

$$\begin{pmatrix} C_2 \\ C_4 \end{pmatrix} = C \begin{pmatrix} 1 \\ -a_{11} / a_{12} \end{pmatrix},$$

где C – произвольное действительное число.

Выберем число C таким образом, чтобы удовлетворялось условие равенства амплитуд колебаний входного конца державки и выходного сечения концентратора, то есть

$$\eta(0) = \xi_0.$$

где ξ_0 – амплитуда колебаний на выходе концентратора, мкм.

Из этого условия с учетом структуры общего решения (3.17) получим

$$C = \frac{a_{12} \xi_0}{a_{12} - a_{11}}.$$

Таким образом, частное решение уравнения (3.16), удовлетворяющее граничным условиям (3.18) – (3.21), принимает вид

$$\eta(x) = \frac{\xi_0}{a_{12} - a_{11}} (a_{12} \cos(k_t x) - a_{11} \cdot \text{ch}(k_t x)). \quad (2.23)$$

Из эпюры колебательных смещений, построенной в соответствии с выражением (3.23), могут быть определены точки крепления державки.

Если варьировать один из параметров колебательной системы (например, частоту возбуждения или длину державки), поддерживая значения остальных параметров постоянными, то условие резонанса будет удовлетворяться лишь для ряда дискретных значений варьируемого параметра (собственных значений).

В качестве примера посредством разработанной методики определим собственную длину державки и точки расположения мест ее крепления для следующих значений параметров:

- размеры сечения державки $b_d = h_d = 0,01$ м;
- частота возбуждения $f = 22$ кГц;
- величина присоединенной массы $m_{пр} = 0,01$ кг;
- амплитуда колебаний на выходе концентратора $\xi_0 = 10$ мкм;
- материал державки резца – сталь 45 ($E = 206$ ГПа, $\mu_1 = 0,28$, $\rho = 7800$ кг/м³).

Для определения собственной длины с помощью программы Mathcad рассчитывалась частотная функция $y(L_d) = \det \| a_{ij}(L_d) \|$. Полученный в результате расчета график модуля частотной функции приведен на рисунке 3.13. По вертикальной оси использован логарифмический масштаб. Собственным значениям длины державки соответствуют точки разрыва графика. Для закрепления державки в стандартном резцедержателе токарного станка принимаем ее длину равной 143,7 мм (пятая точка разрыва). Эпюра амплитуды колебательных смещений державки представлена на рисунке 3.14.

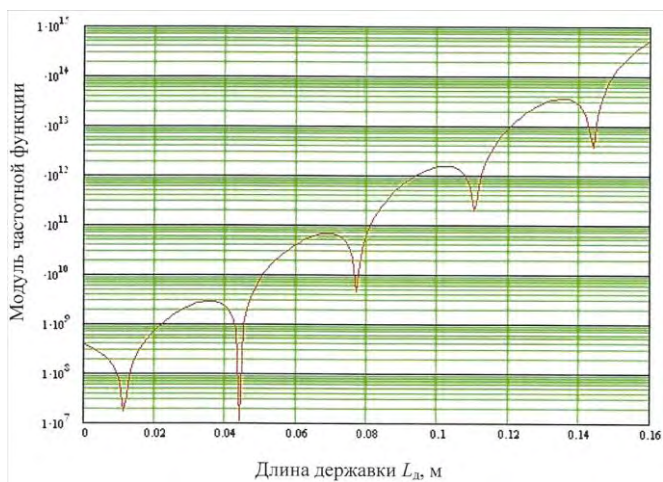


Рис. 3.13 – График модуля частотной функции

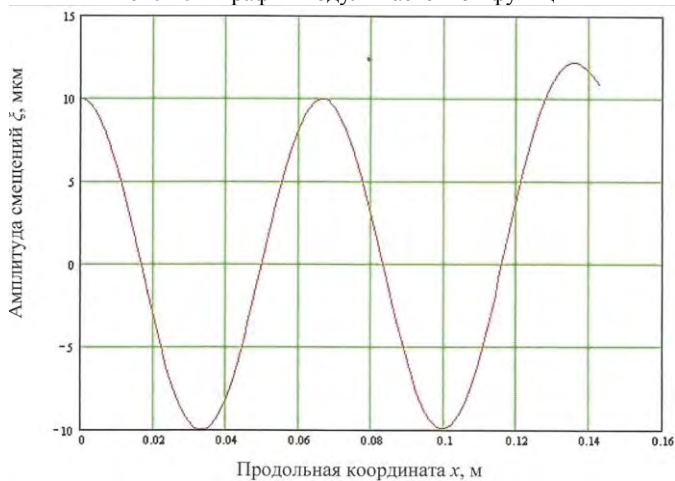


Рис. 3.14 – Эпюра амплитуды колебательных смещений державки

Из анализа эпюры следует, что при распространении волны в державке происходит незначительное усиление колебаний по амплитуде (коэффициент усиления 1,06). Расчетное значение инерци-

онной силы, действующей на присоединенную массу, составило 1995 Н.

Поскольку инерционная сила, действующая на присоединенную массу, определяется выражением $F_{и} = \omega^2 m_{пр} \eta(L_{д})$, а значение амплитуды колебаний выходного конца державки убывает с ростом величины присоединенной массы, то зависимость силы от массы может иметь экстремальный характер. В связи с этим представляет интерес исследование зависимости силы от массы, так как на практике необходимо обеспечить по возможности максимальное значение силы. График зависимости силы от массы приведен на рисунке 3.15.

Как следует из анализа приведенного графика, зависимость имеет экстремальный характер, а максимальное значение инерционной силы (2062 Н) достигается для величины присоединенной массы, равной 0,0075 кг. При этом коэффициент усиления колебаний составляет 1,44.

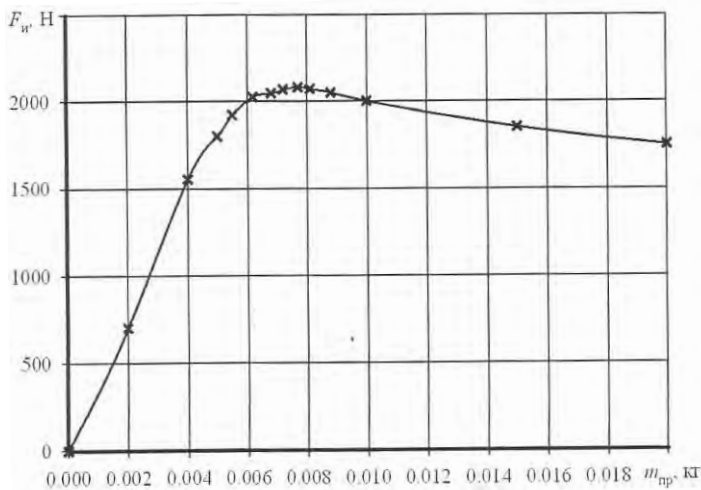


Рис. 3.15 – Зависимость инерционной силы $F_{и}$ от величины присоединенной массы $m_{пр}$

Для обеспечения гарантированного дробления стружки в процессе точения, вне зависимости от условий резания, необходимо реализовать разрывное взаимодействие режущего инструмента с

заготовкой. Проведем исследование условий такого взаимодействия.

В качестве начала отсчета времени примем момент, соответствующий максимальной деформации обрабатываемого материала. Рассмотрим движение резца в фазе его отхода от обрабатываемого материала (в фазе упругой разгрузки пластически деформированного материала). Смещение вершины резца на этой фазе равно деформации обрабатываемого материала и определяется зависимостью.

$$x_B = \xi - U_i$$

где ξ – колебательное смещение вершины резца, мкм;

U – упругое отжатие вершины резца, мкм.

Сила реакции, действующая со стороны обрабатываемого материала на резец, определяется зависимостью

$$R = j_k (x_B - x_{B \max}) + P_0,$$

где j_k – контактная жесткость срезаемого слоя материала в направлении подачи, Н/мкм;

$x_{B \max}$ – максимальное смещение вершины резца, мкм;

P_0 – значение осевой составляющей силы резания, соответствующее пределу текучести обрабатываемого материала, Н.

Максимальное смещение вершины резца может быть определено по формуле

$$x_{B \max} = \xi_{\max} - U_{\max} = \xi_{\max} - \frac{P_0}{j_n},$$

где ξ_{\max} – максимальное смещение вершины резца, мкм;

j_n – изгибная жесткость державки резца в направлении подачи, Н/мкм.

Дифференциальное уравнение движения вершины резца с присоединенной массой $m_{пр}$ имеет вид

$$m_{\text{пр}} \ddot{x}_{\text{в}} = P_x - R, \quad (3.24)$$

где P_x – осевая составляющая силы резания, Н.

Начальные условия для этого уравнения имеют вид

$$x_{\text{в}}(0) = x_{\text{вmax}}; \quad (3.25)$$

$$\dot{x}_{\text{в}}(0) = 0. \quad (3.26)$$

Условие (3.26) выражает равенство нулю скорости вершины резца в начале рассматриваемой фазы.

С учетом начальных условий решение уравнения (3.24) примет вид

$$x_{\text{в}}(t) = x_{\text{вmax}}(\cos pt + 1) + (P_x - P_0) / j_{\text{к}},$$

где $p = \sqrt{j_{\text{к}} / m_{\text{пр}}}$.

Момент, соответствующий окончанию рассматриваемой фазы, определяется из условия $j_{\text{к}}(x_{\text{в}} - x_{\text{вmax}}) + P_0 = 0$, выражающего обращение силы реакции в нуль. Это условие эквивалентно уравнению

$$\cos pt = -\frac{P_x}{j_{\text{к}} x_{\text{вmax}}}. \quad (3.27)$$

Уравнение (3.27) имеет решение в случае, когда

$$P_x \leq j_{\text{к}} x_{\text{вmax}}$$

или

$$\xi_{\text{max}} \geq \frac{P_x}{j_{\text{к}}} + \frac{P_0}{j_{\text{н}}}. \quad (3.28)$$

Неравенство (3.28) представляет собой условие разрывного взаимодействия резца с обрабатываемой заготовкой, и связывает амплитуду колебаний с силой резания, упруго-пластическими свой-

ствами обрабатываемого материала и жесткостью технологической системы. Условие, аналогичное неравенству (3.28), было получено в работах [116, 117] при исследовании разрывных режимов работы ультразвуковых колебательных систем для поверхностной обработки материалов.

Предложенная методика моделирования и расчета системы инструмент-акустический преобразователь, снабженной присоединенной массой на рабочем конце резцовой державки, позволяет определять:

- длину державки инструмента при заданной частоте возбуждения для конкретного акустического преобразователя;
- собственные значения частоты возбуждения при заданной длине резцовой державки для проектирования акустического преобразователя;
- условия реализации прерывистого взаимодействия режущей кромки инструмента с заготовкой, при котором обеспечивается гарантированное дробление сливной стружки.

3.1.5 Определение конструктивных параметров устройства для вибрационного точения

При установке и закреплении стандартного токарного резца в резцедержателе регулируются его вылет и расположение относительно оси центров станка. При вводе в зону резания акустических колебаний необходимо также учитывать расположение точек пучности и узлов колебаний, распространяющейся вдоль державки инструмента волны сжатия-растяжения. Если пучность колебаний (т.е. максимум амплитуды распространяющейся по резцу волны) будет в сечении, где находится вершина режущей кромки инструмента, то она будет совершать колебания с максимально возможной амплитудой. Чем больше мощность подводимых колебаний, тем больше амплитуда волны сжатия-растяжения. Для того чтобы волна сжатия-растяжения проходила без потерь энергии, крепление державки резца необходимо производить в точках узлов колебаний (где амплитуда распространяющейся волны равна нулю).

При вводе акустических колебаний в державке распространяется волна, длина которой равна

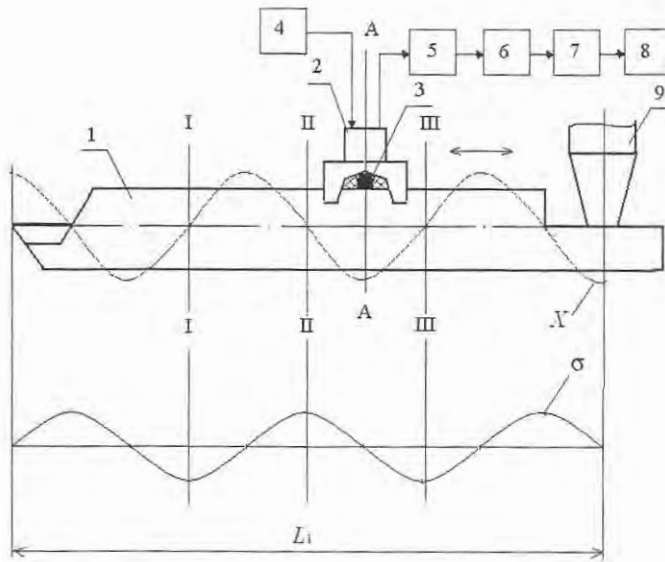
$$\lambda = \frac{c}{f_p},$$

где c – скорость распространения волны в металле державки, м/с;
 f_p – резонансная частота акустического преобразователя, Гц.

Определим расстояние L_1 от места ввода колебаний до режущей кромки. Поскольку максимум амплитуды достигается в сечениях, где при колебаниях образуются пучности, то необходимо, чтобы на расстоянии L_1 вмещалось целое число половин длины волны. Для обеспечения надежности державку в резцедержателе станка необходимо закреплять как минимум в двух местах, поэтому в системе инструмент-акустический преобразователь расстояние между узловыми сечениями l должно быть равно половине длины волны. Тогда длина волны акустических колебаний $\lambda_1 = 2l = c/f_1$. Получение такой длины волны достигается регулировкой частоты генератора $f_1 = f_p \pm \Delta f$ или варьированием геометрических параметров частотно-понижающей накладки в акустическом преобразователе.

Расстояние от места закрепления акустического преобразователя до вершины режущей кромки инструмента $L_1 = k l$, где k – целое число.

Для экспериментального определения координат точек узлов колебаний разработана установка, схема которой представлена на рисунке 3.16. Индуктивный преобразователь 2, имеющий направляющие реборды по краям, устанавливается с возможностью перемещения только вдоль державки резца 1. Индуктивный преобразователь 2 содержит чувствительный элемент с локальной полюсной частью 3, которая образует магнитную цепь с металлом державки. Державка с акустическим преобразователем 9 устанавливается на подкладке губчатой резины или поролона на гладкую поверхность. Перед проведением измерений на индуктивный преобразователь 2 от генератора 4 подается напряжение ($U = 5$ В и $f \approx 200$ кГц), которое вследствие внутренней компенсации на ходе принимает нулевое значение.



X – волна сжатия-растяжения; σ – волна напряжений

Рис. 3.16 – Схема установки для определения узловых сечений колебаний при возбуждении акустических колебаний

Измерение осуществляется следующим образом. Выходное напряжение индуктивного преобразователя 2 подается через усилитель переменного тока 5 демодулятор 6. Выпрямленное напряжение подается далее на схему компенсации 7, где устанавливается «ноль» на выходе, что видно на экране электроннолучевого осциллографа 8. Затем в державку посредством акустического преобразователя 9 вводятся колебания, а бесконтактный индуктивный преобразователь перемещается вдоль державки с шагом 1 мм. Когда ось симметрии локального полюса 3 (сечение А–А) совпадает с сечением максимального напряжения σ , возникающего в державке при прохождении волны сжатия–растяжения X , происходит значительное изменение магнитного сопротивления этого участка. Это обусловлено тем, что магнитная проницаемость μ функционально связана с механическими напряжениями $\mu = f(\sigma)$. В результате в индуктивном преобразователе 2 происходит перераспределение магнитных потоков и на экране осциллографа 8 регистрируется максимальный сиг-

нал. Максимальные сигналы будут повторяться при прохождении бесконтактным индуктивным преобразователем сечений с максимумом напряжений σ (сечения I-I; II-II; III-III), в которых и находятся точки узлов колебаний.

В процессе обработки вследствие износа режущей кромки инструмента и других технологических факторов, ведущих к увеличению акустических потерь, резонансный режим работы системы инструмент-акустический преобразователь нарушается. При этом уменьшается амплитуда колебаний режущей кромки резца, что приводит к полному отсутствию эффекта от наложения акустических колебаний.

При распространении акустической волны в державке инструмента происходит перенос энергии от источника колебаний к режущей кромке. Среднее за период значение плотности потока энергии или интенсивность акустической волны определим из выражения [106]:

$$I = \rho c \omega^2 \frac{A^2}{2}, \quad (3.29)$$

где ρ – плотность среды, кг/м³;

c – скорость распространения волны в материале резца, м/с;

ω – круговая частота, с⁻¹;

A – амплитуда колебаний волны, м.

Акустическая волна сопровождается потерями энергии, вследствие чего амплитуда колебаний волны уменьшается

$$A_x = A_0 e^{-\alpha_x x},$$

где A_x – амплитуда колебаний в контролируемой точке, мкм;

A_0 – амплитуда колебаний в нулевой точке, мкм;

α_x – коэффициент затухания колебаний.

Учитывая выражение (3.29), получаем зависимость для определения интенсивности волны в контролируемой точке

$$I_x = \frac{1}{2} I_0 e^{-\alpha x},$$

где I_0 – интенсивность волны в нулевой точке, Вт/м².

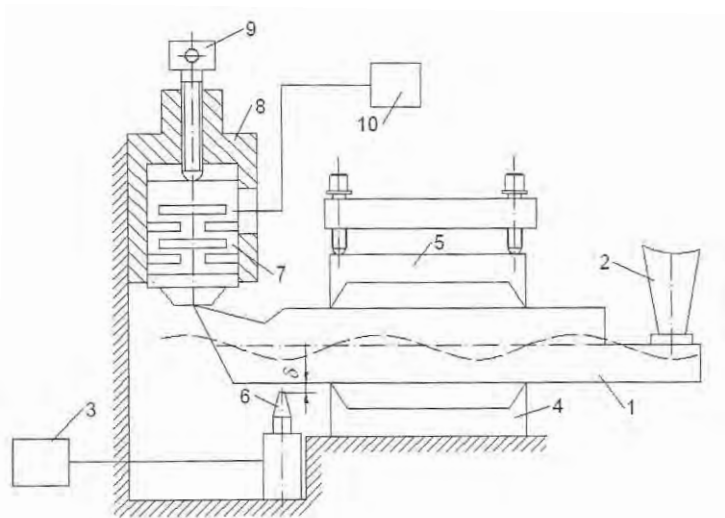
При известных A_{x1} и A_{x2} или I_{x1} и I_{x2} в точках x_1 и x_2 получим коэффициент затухания

$$\alpha = \frac{1}{x_2 - x_1} \ln \frac{A_{x1}}{A_{x2}} = \frac{1}{2(x_2 - x_1)} \ln \frac{I_{x1}}{I_{x2}}.$$

Таким образом, при выбранной выходной электрической мощности генератора эффективность обработки зависит от интенсивности акустической волны, сообщаемой вершине режущего инструмента, которую можно определить согласно (3.29), если известна амплитуда колебаний.

Для определения амплитуды колебаний известны различные методы и средства [106], которые применимы в основном для лабораторных измерений. Для обеспечения режима вибрационного резания необходимо непрерывно контролировать амплитуду колебаний вершины резца или его участка, амплитуда колебаний которого функционально связана с амплитудой вершины резца. С этой целью использован разработанный бесконтактный индуктивный трансформаторный преобразователь (БИТП), применение которого в системе инструмент-акустический преобразователь позволяет посредством обратной связи автоматически поддерживать заданный уровень амплитуды колебаний.

Для экспериментальной оценки мощности генератора, требуемой для обеспечения заданной амплитуды акустических колебаний вершины резца под нагрузкой, разработан измерительный стенд (рисунок 3.17).



1 – резец; 2 – акустический преобразователь; 3 – измерительный блок; 4, 5 –
 ножевые опоры; 6 – БИТП; 7 – пружина; 8 – корпус; 9 – винт;
 10 – электронный блок

Рис. 3.17 – Схема измерительного стенда для экспериментальной оценки
 мощности генератора

Посредством ножевых опор 4 и 5 резец 1 закреплен в узловых сечениях. Нагрузка на его вершину создается цилиндрической прорезной пружиной 7 со встроенным внутрь индуктивным преобразователем, предназначенным для преобразования упругой деформации пружины в электрический сигнал с помощью электронного блока 10. Деформация пружины создается перемещением винта 9 относительно корпуса 8. Для контроля амплитуды акустической волны, распространяющейся вдоль оси державки, в точке, удаленной от узла, вблизи сечения, где находится режущая кромка, установлен БИТП 6. При вводе колебаний посредством акустического преобразователя 2 зазор δ между поверхностью резца и БИТП изменяется с частотой волны, распространяющейся вдоль державки резца. Изменение зазора приводит к изменению параметров БИТП, которые преобразуются в электрический сигнал, пропорциональный амплитуде колебаний вершины режущей кромки инструмента.

Сигнал регистрируется на экране электроннолучевого осциллографа измерительного блока 3.

Зависимость величины электрического сигнала на выходе электронного блока 10 от нагрузки, создаваемой при деформации пружины, представлена на рисунке 3.18.

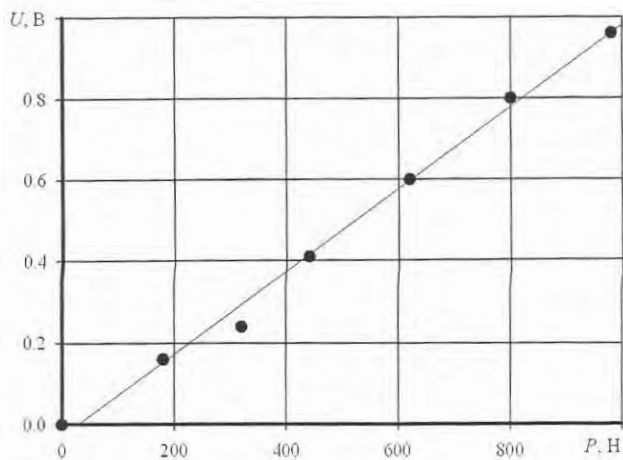


Рис. 3.18 – Зависимость величины электрического сигнала на выходе электронного блока от приложенной нагрузки

Получены зависимости амплитуды колебаний режущей кромки резца от нагрузки при различной мощности генератора (рисунок 3.19). При мощности генератора 25 Вт увеличение нагрузки свыше 400 Н уменьшает амплитуду колебаний и при нагрузке в 1000 Н амплитуда уменьшается до 1 мкм. При мощности 50 Вт, начальной амплитуде 4 мкм и нагрузке в 1000 Н амплитуда колебаний уменьшается на 1,5 мкм. Это связано со снижением добротности акустической системы. Чтобы восстановить потери, необходимо увеличить мощность акустического преобразователя.

Начиная с мощности 100 Вт, начальная амплитуда в 4 мкм практически не уменьшается (во всем диапазоне нагрузок). Для поддержания режима вибрационного резания при амплитудах от 8 до 16 мкм наиболее оптимальной является мощность 400 Вт.

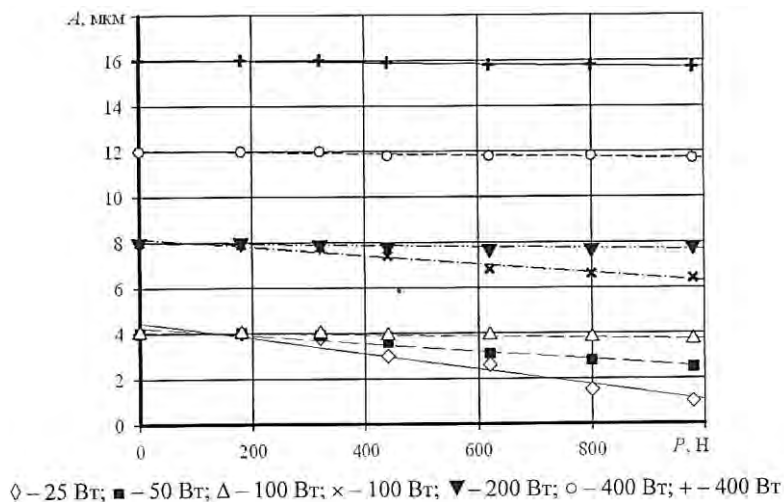


Рис. 3.19 – Зависимость амплитуды колебаний вершины режущей кромки инструмента от приложенной нагрузки

Таким образом, при правильном определении узловых точек для крепления резца, настройке акустического преобразователя в резонанс и контроле амплитуды колебаний резца в точке, находящейся между узлами колебаний, можно при мощностях 400-600 Вт создавать и посредством обратной связи поддерживать необходимую интенсивность колебаний режущей кромки инструмента, а следовательно, и режим вибрационного резания. Разработанная оснастка и измерительные устройства позволяют осуществлять контроль амплитуды колебаний режущей кромки инструмента при любой схеме ввода акустических колебаний.

3.1.6 Влияние скважности подводимых одиночных акустических импульсов на процесс стружкообразования

Форма и размеры образующейся стружки при вибрационном точении определяются прежде всего частотой f задаваемых вибраций. При высоких частотах она образуется в виде пыли, при более низ-

ких – в виде отдельных завитков и далее в виде отдельных колец и завитков различной длины. Длина одного элемента стружки $l_{эс}$ при вибрационном точении [52]

$$l_{эс} \leq \frac{16,7 \cdot v}{f \cdot \xi_c} = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{60 f \cdot \xi_c},$$

где ξ_c – коэффициент усадки стружки.

На рисунке 3.20 представлена типовая форма элемента стружки при точении стали 45 с осевыми гармоническими вибрациями [52]. Стружка имеет неравномерную усадку в течение одного периода колебаний, что выражается в неравномерной ее кривизне. Это свидетельствует о том, что размеры и форма элементов стружки определяются периодом колебаний, а следовательно, возможности регулирования размеров стружки при гармоническом законе ограничены.



Рис. 3.20 – Изменение коэффициента усадки в процессе срезания одного элемента стружки

При введении в зону резания одиночных акустических импульсов длина элемента стружки определяется промежутком времени между очередными подводимыми импульсами.

Разработанная система инструмент-акустический преобразователь позволяет регулировать длину элемента образующейся стружки посредством изменения скважности Q_n задаваемых одиночных акустических импульсов. Определим влияние скважности подводимых одиночных импульсов на длину элемента стружки.

Скважность задаваемых импульсов

$$Q_{\text{и}} = \frac{T}{t_{\text{п.и}}},$$

где T – период следования импульсов, с;

$t_{\text{п.и}}$ – время действия импульса, с.

Время действия импульса

$$t_{\text{п.и}} = \frac{1}{f},$$

где f – частота колебаний, задаваемых генератором, Гц.

Расстояние, которое инструмент проходит по поверхности резания за время между очередными импульсами

$$L_{\text{р}} = v \cdot T = \frac{\pi d n}{60} \cdot Q_{\text{и}} \cdot t_{\text{п.и}} = \frac{\pi d n Q_{\text{и}}}{60 f}, \quad (3.30)$$

где v – скорость резания, мм/с.

Тогда длина одного элемента стружки $l_{\text{э.с}}$ с учетом ее усадки

$$l_{\text{э.с}} \approx \frac{\pi d n Q_{\text{и}}}{60 f \xi_{\text{с}}}. \quad (3.31)$$

Из формулы (3.31) видно, что длина элемента стружки, образующейся при введении в зону резания одиночных акустических импульсов, пропорциональна скважности задаваемых импульсов $Q_{\text{и}}$ и обратно пропорциональна усадке стружки $\xi_{\text{с}}$.

Экспериментальные исследования влияния скважности $Q_{\text{и}}$ задаваемых одиночных акустических импульсов на длину образующейся стружки проводилась при продольном точении предварительно обработанной заготовки из стали 45 диаметром 60 мм на режимах резания: $t = 1,0$ мм; $S_0 = 0,15$ мм/об; $n = 500$ мин⁻¹. Обработка велась с введением в зону резания одиночных акустических импульсов с

амплитудой $A = 60$ мкм (гарантирующей дробление стружки), частотой $f = 22 \cdot 10^3$ Гц и скважностью $Q_{и1} = 0,2 \cdot 10^3$ и $Q_{и2} = 1,1 \cdot 10^3$.

Из формулы (3.30) расстояние, которое инструмент проходит между двумя очередными импульсами, соответственно равно $l_{э,с1} = 14,3$ мм и $l_{э,с2} = 78,5$ мм. Проведенные обмеры стружки показали, что при увеличении скважности в 5,5 раз длина элемента стружки примерно во столько же раз уменьшалась. Таким образом, при заданных режимах обработки, регулируя скважность $Q_{и}$, можно получить стружку необходимой длины.

3.2 Экспериментальное исследование вибрационного течения введением в зону резания одиночных акустических импульсов

3.2.1 Исследование влияния геометрических параметров инструмента, режимов резания и амплитуды возбуждаемых колебаний на процесс дробления стружки

В процессе экспериментальных исследований влияния амплитуды вводимых в зону резания направленных колебаний на процесс формирования и дробления стружки определялись форма стружки и возможность обеспечения ее стабильного дробления при продольном наружном тчении заготовок из различных материалов. Обработка осуществлялась на режимах резания $v = 70-120$ м/мин, $t = 1,5$ мм, $S_0 = 0,15$ мм/об без применения СОТС.

На рисунке 3.21 показана стружка, полученная при тчении заготовок из стали 45 с введением в зону резания направленных колебаний различной амплитуды.

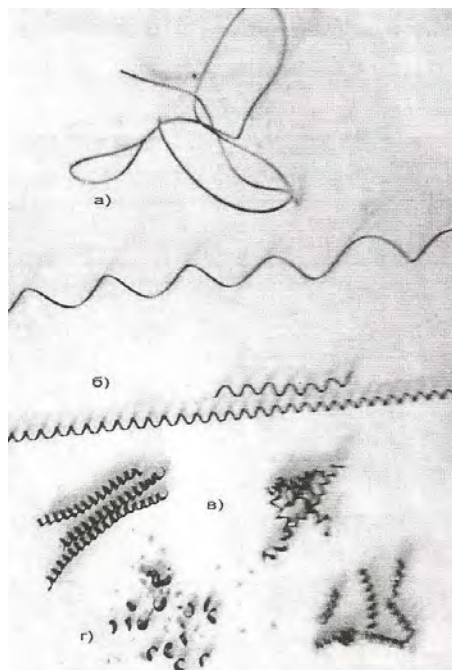


Рис. 3.21 - Внешний вид образующейся стружки при различных амплитудах направленных колебаний A

При традиционном точении ($A=0$) образовывалась путанная сливная стружка (рисунок 3.21, а). При задании амплитуды колебаний $A = 0,03$ мм формировалась сливная стружка переменной толщины и элементы стружки имели различную длину (рисунок 3.21, б). С увеличением амплитуды ($A = 0,05$ мм) процесс стружкодробления становился более устойчивым (рисунок 3.21, в) и, начиная с амплитуды $A_{\min} = 0,07$ мм, дробление стружки становилось стабильным. При этом формировались элементы стружки одинаковой длины и формы (рисунок 3.21, г). Дальнейшее повышение амплитуды колебаний ($A > 0,1$ мм) существенно не влияло на стабильность формирования и дробления стружки, но при этом отмечалось увеличение шероховатости обработанной поверхности и уменьшение периода стойкости инструмента на 15-20%.

Каждый режущий инструмент характеризуется набором геометрических параметров, которые определяют его способность к стружкообразованию при резании. При этом наибольшее влияние на процесс формирования и дробления стружки при точении оказывает главный угол в плане $\varphi_{п}$, так как в зависимости от различных углов $\varphi_{п}$ изменяется направление стружкозавивания, а также ширина срезаемого слоя, а следовательно, и стружки.

На рисунке 3.22 представлены полученные экспериментальные зависимости минимальной амплитуды колебаний A_{\min} , обеспечивающей стабильное дробление стружки, от главного угла в плане $\varphi_{п}$. При исследованиях применялись проходные резцы с МНП из твердого сплава Т15К6 без покрытий.

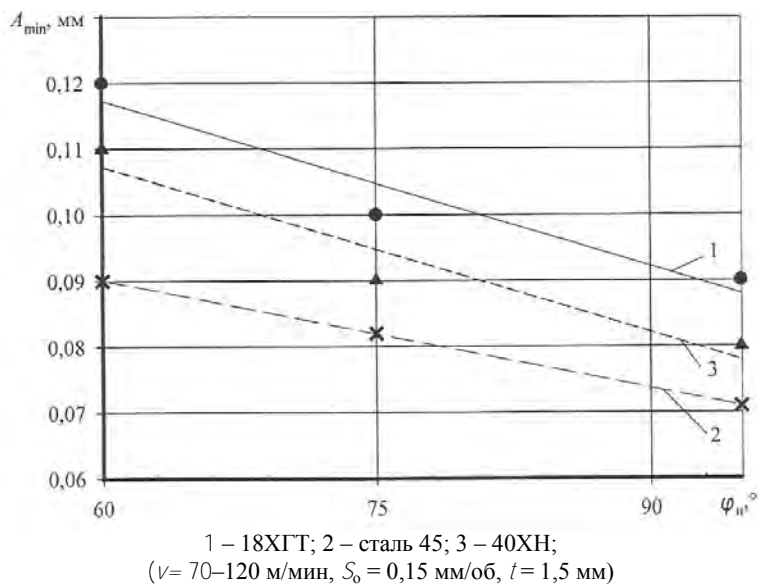


Рис. 3.22 - Зависимости A_{\min} от главного угла в плане $\varphi_{п}$

Как видно из графика (рисунок 3.22), при увеличении угла $\varphi_{п}$ стабильное дробления стружки достигается при меньших значениях A_{\min} , что обусловлено уменьшением ширины срезаемого слоя и упругих деформаций ТС станка в радиальном направлении.

Для всех исследуемых материалов повышение скорости резания в диапазоне $v = 70-120$ м/мин незначительно влияет на A_{\min} (рисунок 3.23). Это объясняется повышением температуры в зоне резания, а следовательно, увеличением пластической вязкости деформируемого материала.

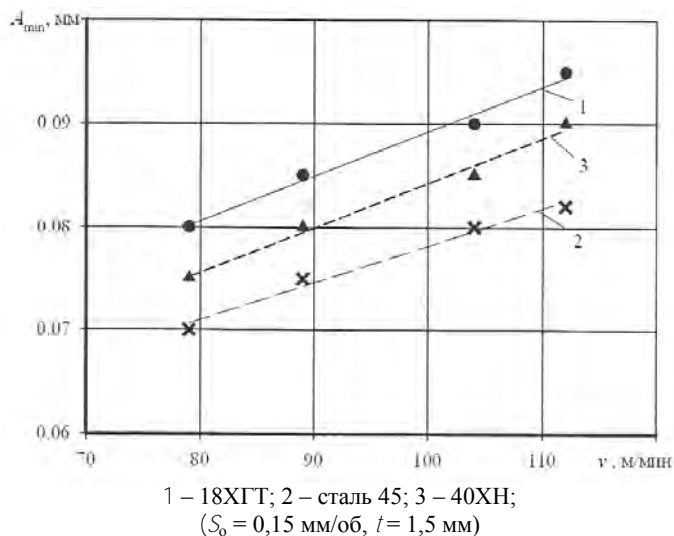


Рис. 3.23 – Влияние скорости резания v на величину минимальной амплитуды A_{\min}

На рисунке 3.24 представлена зависимость A_{\min} от подачи S_0 (штрихпунктирной линией показана прямая, вычисленная по теоретической формуле $A=0,5S_0$, т.е. прямая амплитуд, обеспечивающих прерывистое резание). Из приведенного графика видно, что для всех сталей фактические амплитуды, обеспечивающие дробление стружки, меньше амплитуд, гарантирующих прерывистое резание. При точении стали 18ХГТ A_{\min} пропорциональна подаче, а при обработке стали 45 (на подачах $S_0 > 0,2$ мм/об) закон пропорциональности не соблюдается, что объясняется изломом стружки в утонченных местах. Следовательно, в этом случае для осуществления стружкодробления отпадает необходимость в прерывании процесса резания. Однако такой излом стружки (при обработке одного и того

же материала) неустойчив и зависит от режимов резания, геометрических параметров и величины износа режущей части инструмента.

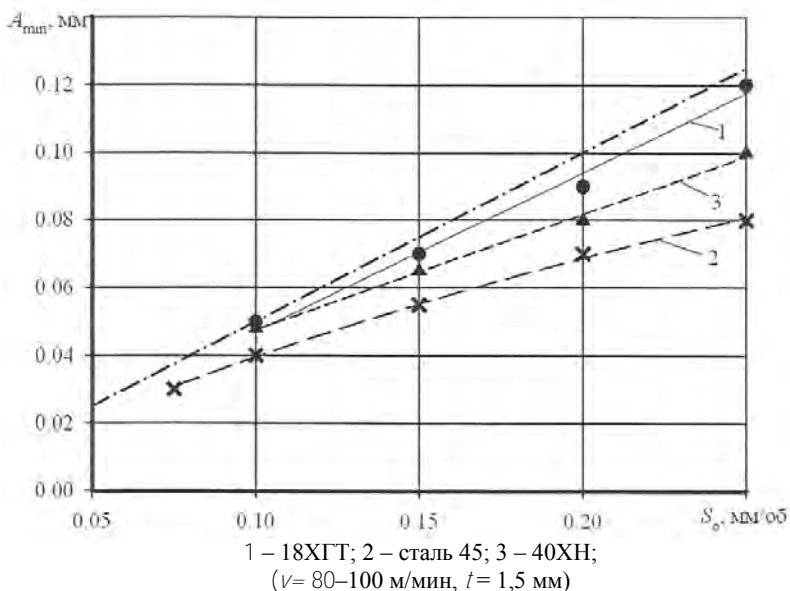
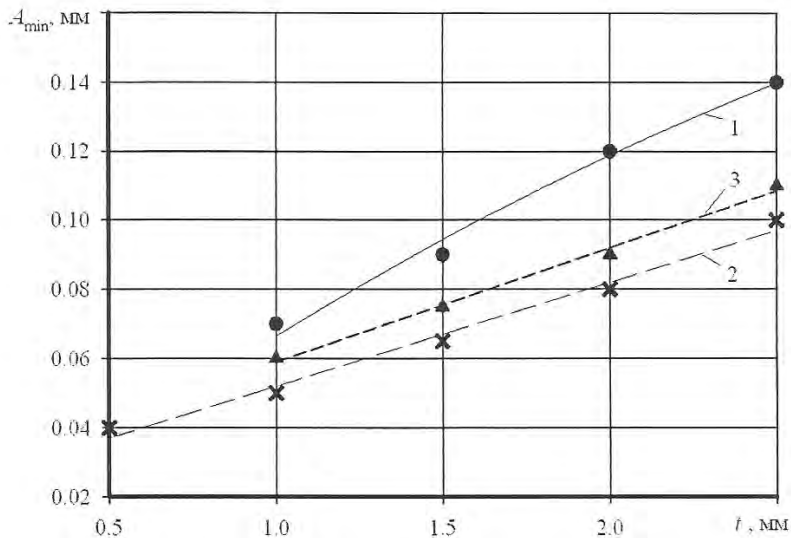


Рис. 3.24 – Зависимости минимальной амплитуды A_{min} от подачи S_0

На рисунке 3.25 представлены зависимости A_{min} от глубины резания t при обработке сталей различных марок. Как видно из графика (рисунок 3.25), с увеличением глубины резания t растет A_{min} , что обусловлено увеличением площади сечения срезаемого слоя. Кроме того, при глубинах резания, превышающих $t = 2$ мм, наблюдается заметное снижение задаваемой амплитуды A одиночных акустических импульсов из-за возрастающей нагрузки на режущую кромку инструмента. Поэтому для достижения требуемой амплитуды A_{min} необходимо увеличивать мощность вводимых в зону резания направленных колебаний.



1 – 18ХГТ; 2 – сталь 45; 3 – 40ХН;
($v = 70\text{--}120$ м/мин, $S_0 = 0,15$ мм/об)

Рис. 3.25 – Зависимости минимальной амплитуды A_{min} от глубины резания t

Влияние режимов резания на минимальную амплитуду A_{min} исследователи при вибрационном точении заготовок из стали 45. Основные характеристики плана экспериментов приведены в таблице 3.1. Матрица планирования и результаты эксперимента приведены в таблице 3.2. Результаты расчетов представлены на рисунке 3.26.

Таблица 3.1 – Факторы и интервалы варьирования

Уровень	Кодированное значение	Фактор		
		x_1 (S_0 , мм/об)	x_2 (t , мм)	x_3 (v , м/мин)
Основной	0	0,1625	1,5	97,5
Интервалы варьирования:		0,0875	1,0	17,5
верхний	+1	0,25	2,5	115
нижний	-1	0,075	0,5	80

Таблица 3.2 - Матрица планирования и результаты опыта

X ₀	X ₁ (S ₀ , мм/об)	X ₂ (t, мм)	X ₃ (V, м/мин)	Y ₁	Y ₂	Y ₃
				мм		
+1	-1	-1	-1	0,035	0,04	0,037
+1	+1	-1	-1	0,06	0,07	0,065
+1	-1	+1	-1	0,05	0,055	0,052
+1	+1	+1	-1	0,08	0,09	0,085
+1	-1	-1	+1	0,04	0,05	0,045
+1	+1	-1	+1	0,065	0,075	0,07
+1	-1	+1	+1	0,07	0,08	0,075
+1	+1	+1	+1	0,1	0,09	0,095

С учетом значений коэффициентов регрессии математическая модель имеет вид

$$y = 0,066 + 0,013x_1 + 0,011x_2 + 0,006x_3 \quad (3.32)$$



Рис. 3.26 – Результаты расчетов влияния режимов резания на A_{min} по методу полного факторного эксперимента 2³

В уравнение (3.32) факторы входят в кодовых значениях. Пользуясь зависимостями

$$x_1 = \frac{S_0 - 0,1625}{0,0875}; \quad x_2 = \frac{t - 1,5}{1}; \quad x_3 = \frac{v - 97,5}{17,5},$$

получим уравнение (3.33) в натуральных величинах

$$y = -0,0081 + 0,1486S_0 + 0,011t + 0,000343v. \quad (3.33)$$

Уравнение (3.33) справедливо для значений S_0 , t и v в выбранных пределах варьирования при обработке заготовок из стали 45. Анализ полученной математической модели показывает, что наибольшее влияние на A_{\min} оказывает подача S_0 .

3.2.2 Исследование влияния интенсивности колебаний на точность обработки

Для выявления и анализа законов распределения диаметральных размеров заготовок, обработанных при вибрационном резании, и погрешности формы в поперечном сечении обрабатывались две партии заготовок из стали 40ХН диаметром 53 мм и длиной 60 мм. Обработка осуществлялась на режимах резания: $n=630 \text{ мин}^{-1}$, $S_0=0,2 \text{ мм/об}$, $t=1,5 \text{ мм}$. Первая партия заготовок обрабатывалась стандартным токарным подрезно-проходным резцом с механическим креплением пластины твердого сплава Т15К6. Вторая партия обрабатывалась разработанным устройством для вибрационного точения с аналогичными геометрическими параметрами режущей части. Из каждой партии обработанных заготовок была взята выборка объемом $n_d=100$ шт. Измерение диаметральных размеров осуществлялось микрометром МР75 (цена деления 0,002мм). Погрешность формы в поперечном сечении определялась как разность между максимальным и минимальным диаметральными размерами. Результаты расчетов сведены в таблицу 3.3.

Таблица 3.3 - Статистические характеристики погрешностей размеров и формы деталей

Контролируемый параметр	Вид обработки	Среднее арифметическое отклонение \bar{X} , мм	Среднее квадратическое отклонение s^2 , мм
Диаметральный размер	Традиционное точение	0,0124	0,0068
	Вибрационное точение	0,0187	0,0090
Форма в поперечном сечении	Традиционное точение	0,0024	0,0008
	Вибрационное точение	0,0027	0,00087

Проведенные расчеты показали, что во всех случаях гипотеза о том, что выборка принадлежит нормально распределенной генеральной совокупности, не отвергалась. Некоторые практические и теоретические кривые распределения погрешностей размеров и формы представлены на рисунках 3.27 и 3.28.

Относительная частота

$$W_i = \frac{m_i}{n_d},$$

где $n_d = \text{const} = 100$ шт.;

m_i – эмпирическая частота.

По методике расчетов, предложенной в работе [118], рассеяние погрешностей обработки определяется как сумма рассеяния погрешностей размеров Δ_p и погрешностей формы Δ_ϕ (методика допустима, когда погрешность формы по длине обработки не изменяется)

$$\Delta = \Delta_p + \Delta_\phi.$$

Влиянием погрешности формы Δ_{ϕ} можно пренебречь, если величина среднего квадратического отклонения этих погрешностей составляет не более 30% от величины среднего квадратического отклонения погрешностей размеров σ_p . При обработке инструментом для вибрационного точения величина σ_{ϕ} не превышает 10% от σ_p , поэтому фактическое поле рассеяния погрешностей обработки $\Delta = 6\sigma$.

Для учёта погрешности определения среднего квадратического отклонения S^2 , зависящей от величины партии измеряемых деталей n_d , при подсчёте σ целесообразно использовать зависимость $\sigma_p = p_{с.к} S^2$, где $p_{с.к}$ – коэффициент, учитывающий погрешность определения среднего квадратического в зависимости от размера партии измеренных деталей n_d (для $n_d = 100$ шт. коэффициент $p_{с.к} = 1,2$ [119]). Тогда при обработке инструментом для вибрационного точения $\sigma = 0,0108$ мм; $\Delta = 6\sigma = 0,0648$ мм.

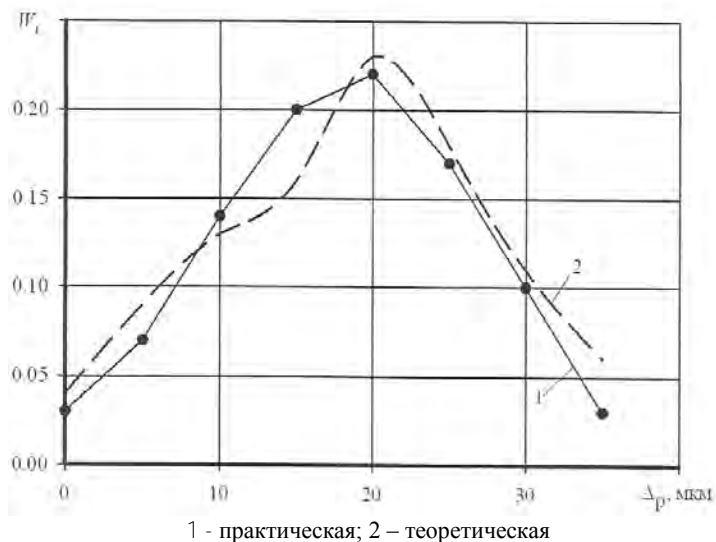


Рис. 3.27 - Практическая и теоретическая кривые распределения отклонений от диаметральных размеров

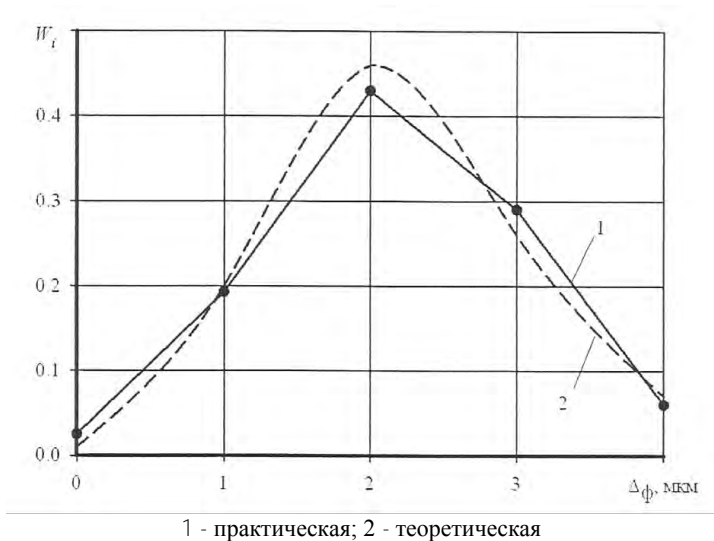
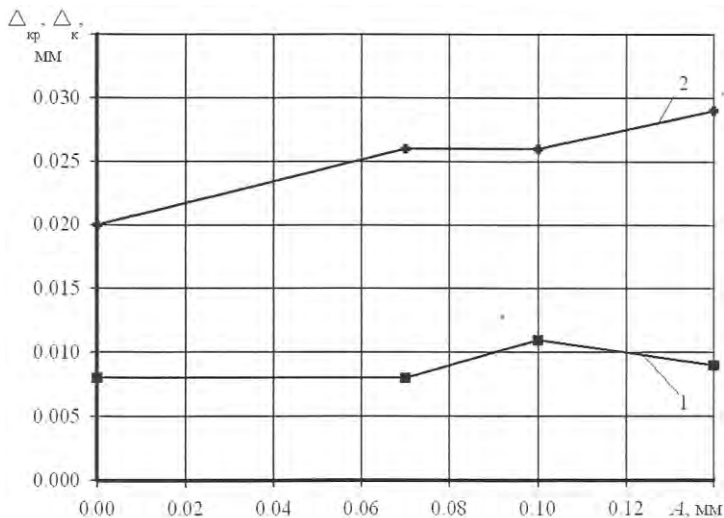


Рис. 3.28 - Практическая и теоретическая кривые распределения погрешности формы в поперечном сечении

С целью определения влияния параметров вибрационного точения на точность формы изготовленных деталей в поперечном и продольном сечениях обрабатывалась партия заготовок из стали 40ХН диаметром 60 мм и длиной 120 мм на режимах резания: $t = 1,5$ мм; $S_0 = 0,2$ мм/об; $v = 110$ м/мин (при различных значениях амплитуды возбуждаемых колебаний A). При контроле измерялись отклонение от круглости $\Delta_{кр}$ детали и отклонение профиля продольного сечения (конусообразность Δ_k). Полученные данные сравнивались со значениями отклонений от круглости и конусообразности элементарных поверхностей заготовок, обработанных стандартным токарным резцом ($A = 0$ на рисунке 3.29).



1 - отклонение от круглости; 2 – конусообразность

Рис. 3.29 - Влияние амплитуды колебаний на отклонение от круглости и конусообразность

В результате экспериментов установлено, что отклонение от круглости и конусообразность при точении с направленными осевыми колебаниями такие же, как и при обычном точении: отклонение от круглости колеблется в пределах 0,01 мм; средняя конусообразность на длине 100 мм не превышает 0,03 мм.

Каких-либо определенных зависимостей овальности и конусообразности от амплитуды возбуждаемых колебаний выявить не удалось, несмотря на большое количество замеров. Это объясняется на наш взгляд тем, что установка в резцедержатель станка разработанных инструментов вибрационного точения не снижает жесткость суппорта, при этом среднее значение усилия резания несколько снижается по сравнению с обычным резанием. Однако при установке инструментов и устройств вибрационного точения на станки, имеющие недостаточную жесткость, следует провести мероприятия по повышению жесткости технологической системы: установить правильные зазоры в подшипниках, устранить биение шпинделя,

уменьшить люфты в винтовых соединениях, в направляющих станины и салазках суппорта.

3.2.3 Влияние интенсивности колебаний на шероховатость обработанной поверхности

Анализ результатов исследований по формированию шероховатости поверхностей при токарной обработке показывает, что на образование шероховатости оказывают влияние следующие факторы: 1) геометрия рабочей части инструмента; 2) кинематика движения режущей кромки; 3) колебательные перемещения инструмента относительно обрабатываемой поверхности; 4) упругие и пластические деформации в зоне резания; 5) шероховатость режущей кромки и вырывы частиц обрабатываемого материала [52, 54]. В зависимости от условий обработки степень влияния каждого из этих факторов на образование шероховатости поверхности будет различной. Первые четыре фактора вызывают образование систематической составляющей профиля шероховатости, которая может быть описана математически. Пятый фактор способствует образованию случайной составляющей профиля и определяет разброс, или дисперсию, параметров шероховатости.

Процесс вибрационного точения сопровождается рядом физических явлений, существенно отличающих его от традиционного [52, 54, 59], что естественно, ведет к изменению механизма действия практически всех факторов, оказывающих влияние на шероховатость поверхности. Поэтому задача оценки шероховатости поверхности, обработанной вибрационным точением, является актуальной.

Поскольку размеры поперечной шероховатости при токарной обработке обычно в два-три раза превышают продольную шероховатость, то оценку шероховатости поверхности при точении обычно производят на основании измерения поперечной шероховатости, которая зависит главным образом от геометрии режущей части инструмента и величины подачи [120].

Геометрическая картина образования шероховатостей поверхности при резании с угловыми вибрациями вокруг оси, параллельной скорости резания и расположенной в горизонтальной плоскости

приведена на рисунке 3.30. Положения режущих кромок инструмента обозначены: главная и вспомогательная на первом обороте соответственно Г1 и В1, на втором – Г2 и В2. Рассматривается случай касания траекторий вершины резца на соседних оборотах как обеспечивающий дробление стружки при осевых вибрациях. При этом предполагается, что закон колебательного движения инструмента является гармоническим.

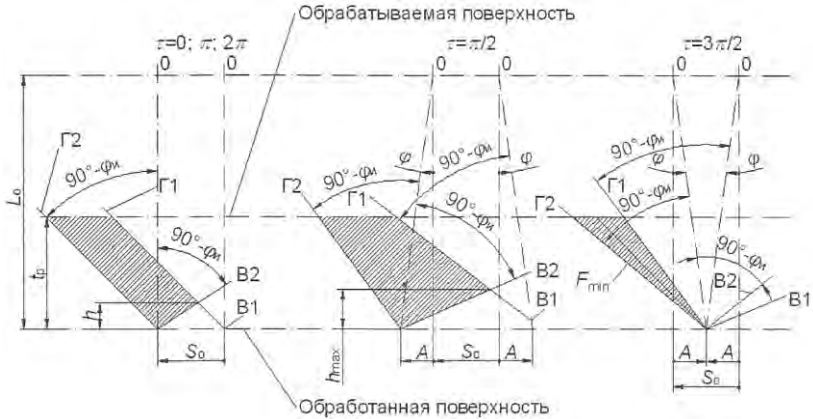


Рис. 3.30 – Кинематическая схема резания с угловыми вибрациями

При угле сдвига фаз $\tau = 0; \pi; 2\pi$ положения режущих кромок для угловых вибраций совпадают с положениями обычного резания, поэтому сечения срезаемого слоя и высота микронеровностей одинаковы. При $\tau = \pi/2$ траектории вершины резца находятся на максимальном удалении друг от друга, поэтому в данный момент высота микронеровностей наибольшая

$$h_{\max} = \frac{2S_0 \sin((\varphi_{и1} - \Delta\varphi_{и1}) - \varphi) \sin((\varphi_{и1} + \Delta\varphi_{и1}) - \varphi)}{\sin((\varphi_{и1} - \Delta\varphi_{и1}) + (\varphi_{и1} + \Delta\varphi_{и1}) - 2\varphi)} + L_0(1 - \cos\varphi) \quad (3.34)$$

где h_{\max} – максимальная высота микронеровностей, мкм;

L_0 – расстояние от оси колебаний до вершины режущей кромки, мм;

$\Delta\varphi_{и1}$ – изменение углов в плане резца, связанное с предварительным отжатием упругого элемента, °.

Учитывая, что минимальная амплитуда гарантирующая дробление стружки $A = 0,5S_0$, можно (3.34) записать в виде

$$h_{\max} = \frac{(S_0 + 2A) \sin((\varphi_{\text{н}} - \Delta\varphi_{\text{н}}) - \varphi) \sin((\varphi_{\text{н1}} + \Delta\varphi_{\text{н}}) - \varphi)}{\sin((\varphi_{\text{н}} - \Delta\varphi_{\text{н}}) + (\varphi_{\text{н1}} + \Delta\varphi_{\text{н}}) - 2\varphi)} + L_0(1 - \cos\varphi). \quad (3.35)$$

Для заданных конструктивных и геометрических параметров инструмента $L_0 = 145$ мм; $\varphi_{\text{н}} = 95^\circ$ и $\varphi_{\text{н1}} = 5^\circ$ выражение (3.35) примет вид

$$h_{\max} = \frac{(S_0 + 2A) \sin((95^\circ - \Delta\varphi_{\text{н}}) - \varphi) \sin((5^\circ + \Delta\varphi_{\text{н}}) - \varphi)}{\sin((95^\circ - \Delta\varphi_{\text{н}}) + (5^\circ + \Delta\varphi_{\text{н}}) - 2\varphi)} + 145(1 - \cos\varphi) \quad (3.36)$$

где φ – угловая амплитуда колебаний вершины режущей кромки инструмента.

Так как амплитуда колебаний вершины резца изменяется в диапазоне $A = 0,02 - 0,15$ мм, то

$$\operatorname{tg}\varphi_{\max} = \frac{A}{L_0} = \frac{0,15}{145} = 0,00103; \quad \varphi_{\max} \approx 0,06^\circ.$$

Вследствие малости угла φ принимаем $\cos\varphi \approx 1$ [90, с. 87], тогда выражение (3.36) примет вид

$$h_{\max} = \frac{(S_0 + 2A) \sin(95^\circ - \Delta\varphi_{\text{н}}) \sin(5^\circ + \Delta\varphi_{\text{н}})}{\sin((95^\circ - \Delta\varphi_{\text{н}}) + (5^\circ + \Delta\varphi_{\text{н}}))}.$$

Известно [121], что $h_{\max} = 1,2R_z$, тогда

$$R_z = \frac{(S_0 + 2A) \sin(95^\circ - \Delta\varphi_{\text{н}}) \sin(5^\circ + \Delta\varphi_{\text{н}})}{1,2 \sin((95^\circ - \Delta\varphi_{\text{н}}) + (5^\circ + \Delta\varphi_{\text{н}}))}.$$

При $S_0 = 0,25$ мм/об и $t = 1,5$ мм изменение углов в плане резца, связанное с предварительным отжатием упругого элемента, составляет $\Delta\varphi_{из} = 5^\circ$. Тогда

$$R_z = \frac{(S_0 + 2A) \sin(95^\circ - 5^\circ) \sin(5^\circ + 5^\circ)}{1,2 \sin((95^\circ - 5^\circ) + (5^\circ + 5^\circ))} \cdot 10^{-3} = \quad (3.37)$$

$$= 0,177(S_0 + 2A) \cdot 10^{-3}.$$

На рисунке 3.31 представлены зависимости высоты неровностей R_z от амплитуды колебаний A и подачи S_0 , рассчитанные по формуле (3.37).

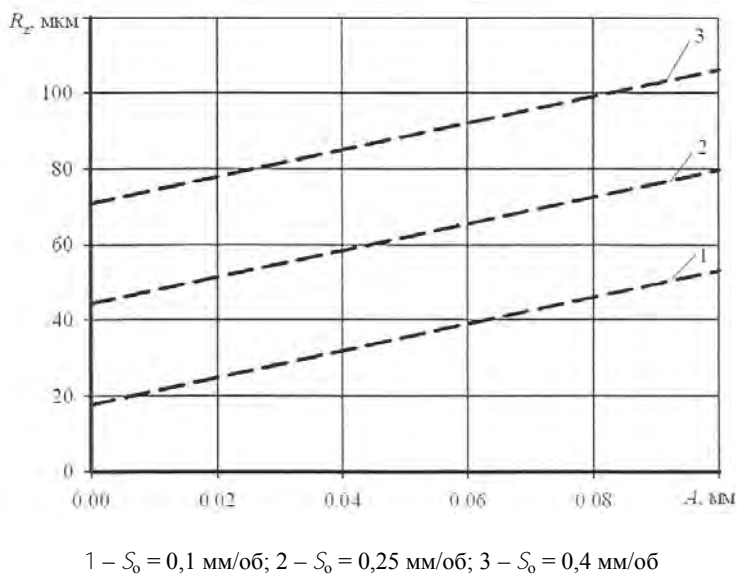


Рис. 3.31 – Теоретическая зависимость высоты неровностей R_z от амплитуды колебаний A

При вибрационном точении важным фактором, влияющим на шероховатость и форму обрабатываемой поверхности, является от-

ношение частоты колебаний к частоте вращения заготовки $\chi_{\text{ч}}$ [52, 122, 123]

$$\chi_{\text{ч}} = \frac{f}{n},$$

где f - частота колебаний, Гц;

n - частота вращения заготовки, мин^{-1} .

Для получения низкой шероховатости поверхности рекомендуется задавать частоты вибраций, близкие к частоте вращения шпинделя или кратные ей, а для обеспечения дробления стружки значения f должны отличаться от n на небольшую величину – порядка 5% [52]. Кроме того, при чистовой обработке для улучшения параметров шероховатости рекомендуется выдерживать $\chi_{\text{ч}}$ равным или близким 0,5; 1,5; 2,5 и т.д. [51].

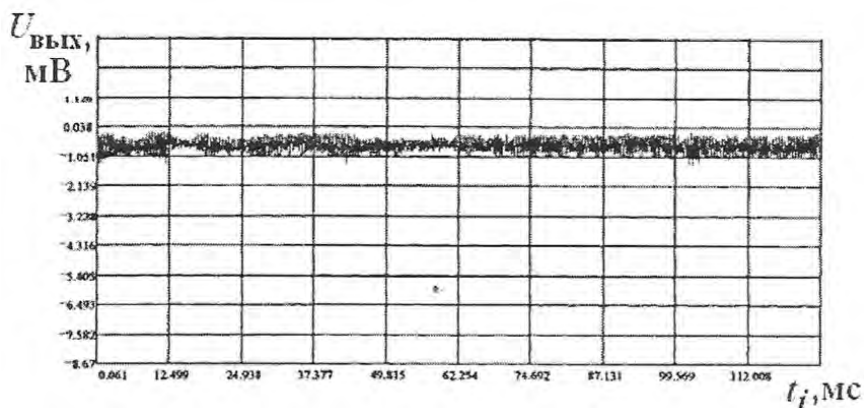
Частота вибрационного движения [51]

$$f = \frac{\pi d n}{60 l_{\text{з.с}}}, \quad (3.38)$$

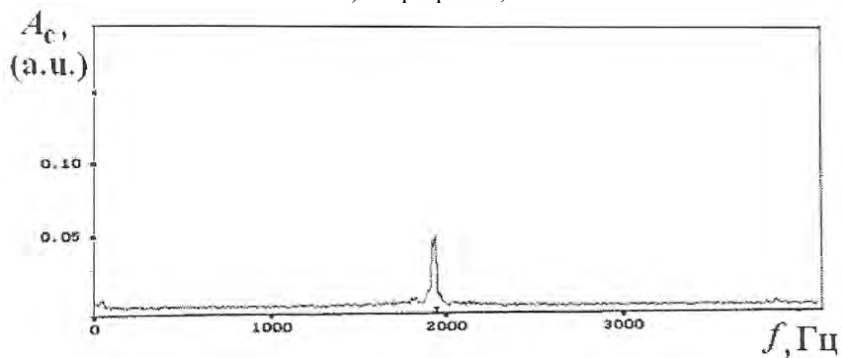
где $l_{\text{з.с}}$ – длина элемента стружки по поверхности резания, мм;

d – диаметр обрабатываемой заготовки, мм.

На рисунке 3.32 представлены виброграмма перемещения вершины режущей кромки инструмента и соответствующая ей спектральная плотность при обработке заготовок из стали 40ХН диаметром $d = 51$ мм на режимах резания: $t = 1,5$ мм; $n = 630 \text{ мин}^{-1}$; $V = 100,9$ м/мин; $S_0 = 0,25$ мм/об. При этом наблюдалось формирование винтовой стружки отрезками $l_{\text{з.с}} = 40$ мм. Как видно из рисунка 3.32,б, основные пики лежат в двух диапазонах частот: низкочастотном 48 Гц и высокочастотном 1937 Гц. Для принятых условий обработки частота вибрационного движения, рассчитанная по формуле (3.38), $f = 42$ Гц, а расчетное значение коэффициента $\chi_{\text{ч}} = 0,076$.



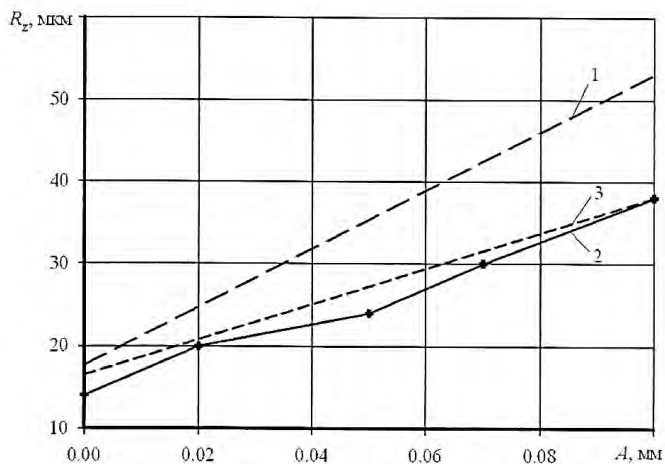
а) виброграмма;



б) спектральная плотность

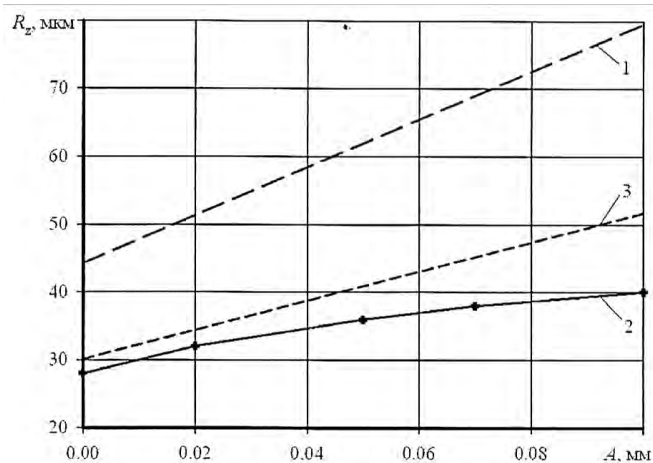
Рис. 3.32 – Виброграмма и спектральная плотность процесса

На рисунках 3.33 – 3.35 представлены результаты экспериментальной проверки влияния интенсивности вводимых в зону резания колебаний на шероховатость обработанной поверхности.



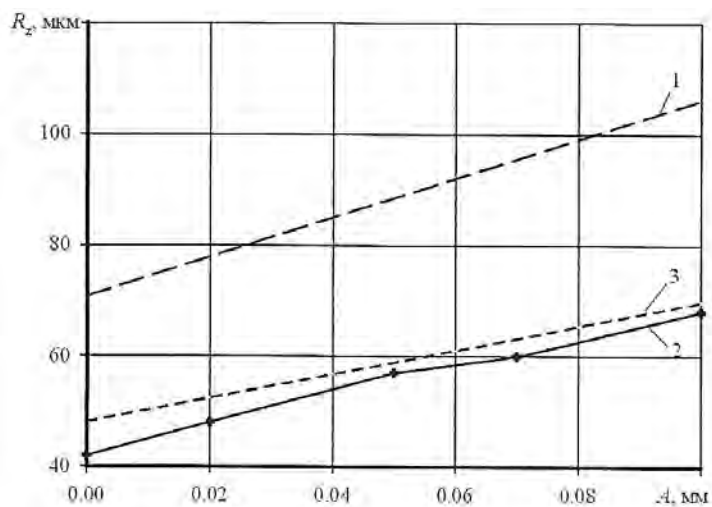
1 – теоретическая, 2 – экспериментальная, 3 – расчетная

Рис. 3.33 – Зависимость высоты неровностей R_z от амплитуды колебаний A при $S_0=0,1$ мм/об



1 – теоретическая, 2 – экспериментальная, 3 – расчетная

Рис. 3.34 – Зависимость высоты неровностей R_z от амплитуды колебаний A при $S_0=0,25$ мм/об



1 – теоретическая, 2 – экспериментальная, 3 – расчетная

Рис. 3.35 – Зависимость высоты неровностей R_z от амплитуды колебаний A при $S_0=0,4$ мм/об

Влияние параметров колебаний на шероховатость поверхности исследовали при вибрационном точении заготовок диаметром $d = 51$ мм при глубине резания $t = 1,5$ мм по методике полного факторного эксперимента 2^3 , основные характеристики плана которого приведены в таблице 3.4.

Таблица 3.4 - Факторы и интервалы варьирования при $f = 48$ Гц

Уровень	Кодированное значение	Фактор		
		$x_1 (S_0, \text{мм/об})$	$x_2 (\gamma_{\text{н}})$	$x_3 (A, \text{мм})$
Основной	0	0,25	0,079	0,06
Интервалы варьирования:		0,15	0,041	0,04
верхний	+1	0,4	0,12	0,1
нижний	-1	0,1	0,038	0,02

Матрица планирования и результаты полного факторного эксперимента приведены в таблице 3.5. Результаты расчетов представлены на рисунке 3.36.

Таблица 3.5 – Матрица планирования и результаты опыта при $f = 42$ Гц

x_0	x_1 (S_0 , мм/об)	x_2 (χ_4)	x_3 (A, мм)	y_1	y_2	y_3
				МКМ		
+1	-1 (0,1)	-1 (0,038)	-1 (0,02)	25	27	26
+1	+1 (0,4)	-1 (0,038)	-1 (0,02)	45	51	48
+1	-1 (0,1)	+1 (0,12)	-1 (0,02)	22	20	21
+1	+1 (0,4)	+1 (0,12)	-1 (0,02)	44	40	42
+1	-1 (0,1)	-1 (0,038)	+1 (0,1)	37	35	36
+1	+1 (0,4)	-1 (0,038)	+1 (0,1)	69	73	71
+1	-1 (0,1)	+1 (0,12)	+1 (0,1)	33	35	34
+1	+1 (0,4)	+1 (0,12)	+1 (0,1)	68	62	65



Рис. 3.36 – Результаты расчетов влияния параметров колебаний на шероховатость поверхности по методу полного факторного эксперимента 2^3

С учетом значений коэффициентов регрессии математическая модель имеет вид

$$y = 42,875 + 13,625x_1 - 2,375x_2 + 8,625x_3 \quad (3.39)$$

В уравнение (3.39) факторы входят в кодовых значениях. Пользуясь зависимостями

$$x_1 = \frac{S_0 - 0,25}{0,15}; \quad x_2 = \frac{\chi_n - 0,079}{0,041}; \quad x_3 = \frac{A - 0,06}{0,04},$$

получим уравнение (4.8) в натуральных величинах

$$y = 11,81 + 90,83S_0 - 57,93\chi_n + 215,63A. \quad (3.40)$$

Уравнение (3.40) справедливо для значений S_0 , χ_n и A в выбранных пределах варьирования. Анализ полученной математической модели показывает, что наибольшее влияние на шероховатость обработанной поверхности оказывает амплитуда вводимых в зону резания колебаний.

Сравнение полученных теоретических, расчетных и экспериментальных данных (рисунки 3.33–3.35) показывает, что фактическая высота микронеровностей меньше, чем расчетная. А различие между теоретическими и экспериментальными данными объясняется упругими и пластическими деформациями заготовки и инструмента, которые не учитывались при рассмотрении кинематики процесса.

3.2.4 Влияние интенсивности колебаний на силу резания

При включении в процесс резания вибрационного движения режущей кромки инструмента в широких пределах изменяются геометрические параметры сечения срезаемого слоя, скорость резания, кинематические рабочие углы. Это определяет условия протекания пластического деформирования в зоне резания, приводит к изменению скоростей сдвига и размеров зоны пластической деформации.

Как следствие изменяется площадь контакта режущей кромки резца с обрабатываемым материалом и условия трения по передней и задней поверхностям, что отражается на силовом и температурном режимах обработки, стойкости инструмента. От указанных факторов в значительной степени зависят точность обработки и качество обработанной поверхности.

В этой связи возникает необходимость в исследованиях влияния интенсивности вводимых в зону резания направленных колебаний на физические параметры процесса резания. Полученные результаты будут полезны при выборе оптимальных режимов обработки и параметров вводимых в зону резания колебаний с целью повышения эффективности применения вибрационного точения.

При вибрационном точении фактическая толщина срезаемого слоя определяется относительным положением поверхности резания на предыдущем и последующем оборотах заготовки, т.е. зависит от частоты колебаний и частоты вращения заготовки. За счет наличия сдвига фаз траекторий перемещения режущей кромки резца на двух соседних оборотах заготовки можно добиться явления, когда большая толщина среза будет совпадать с большим действительным углом γ , а малая – с меньшим. В этом случае средняя сила резания будет меньше, чем при традиционном точении. Наличие сдвига фаз приводит также к уменьшению среднего значения силы резания вследствие периодического перемещения режущей кромки резца в наклепанном или менее наклепанном на предыдущем обороте заготовки слое металла [55].

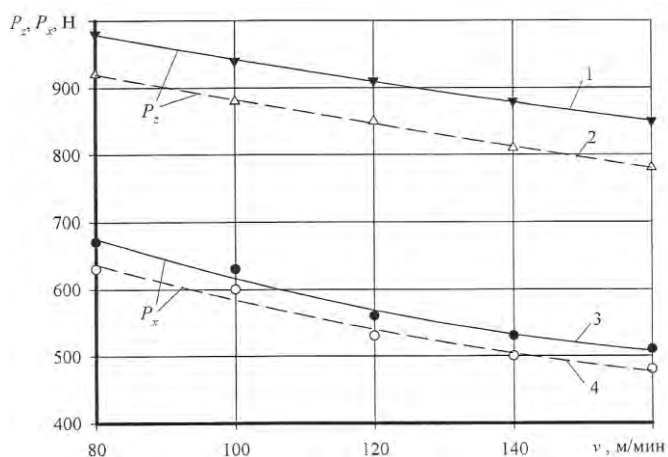
Известно, что сила резания P связана с глубиной резания t , подачей на оборот S_0 и скоростью резания v нелинейной зависимостью вида [124]

$$P = C_p \cdot t^{x_p} \cdot S_0^{y_p} \cdot v^{n_p}.$$

Значения постоянного коэффициента C_p и показателей степени x_p , y_p и n_p зависят от свойств обрабатываемого материала, геометрических параметров режущей части резцов, условий смазки и охлаждения и т.д. Практически для всех конструкционных сталей общего назначения величина y_p находится в пределах $0,5 < y_p < 1,0$. Это указывает на то, что удельная сила резания с ростом толщины среза

уменьшается. По этой причине среднее значение силы резания при вибрационном точении будет меньше силы резания при традиционном точении (с постоянной подачей) [55].

Для экспериментального исследования зависимости составляющих силы резания при вибрационном и традиционном точении обрабатывались заготовки из стали 45 при различных скоростях резания. На рисунке 3.37 представлены зависимости составляющих сил резания P_z и P_x от скорости резания.



1, 3 – традиционное точение; 2, 4 – вибрационное точение

Рисунок 3.37 – Зависимости составляющих сил резания P_z и P_x от скорости резания v

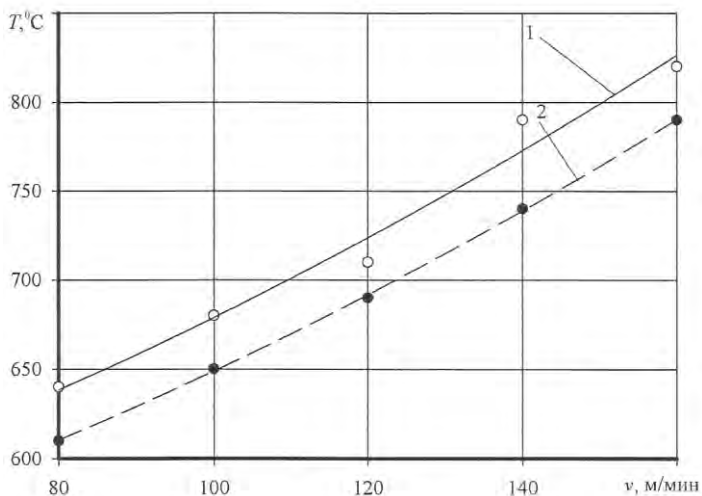
Из графиков видно, что средние составляющие силы резания при вибрационном точении уменьшаются на 10-15 % по сравнению с традиционным во всем диапазоне исследуемых скоростей. Это можно объяснить тем, что с изменением переднего угла изменяются также условия трения стружки о переднюю поверхность. Увеличение γ ведет к уменьшению силы трения. Это происходит за счет уменьшения площадки контакта передней поверхности со стружкой. Уменьшение интенсивности сдвига и силы трения обеспечивает в результате уменьшение удельной силы резания. Изменение

заднего угла α влияет на величину силы резания в меньшей степени, чем изменение угла γ . С уменьшением α увеличивается площадь контакта задней поверхности резца с упруго восстанавливающимся материалом обрабатываемой заготовки, что ведет к увеличению силы трения, а следовательно, и силы резания.

3.2.5 Влияние интенсивности колебаний на температуру в зоне резания

Источниками тепловыделения при вибрационном резании являются область наибольших пластических деформаций, зона трения в месте контакта стружки с передней поверхностью инструмента и зона трения на площадке контакта заготовки с задней поверхностью инструмента [52]. Решающее влияние на интенсивность тепловых явлений оказывает характер течения процесса резания с вибрациями – непрерывный или прерывистый. Если при непрерывном процессе резания с вибрациями характер воздействия тепловых явлений подобен процессу обычного резания, то при прерывистом резании основное значение имеет соотношение времен резания и перерывов, а также условия входа в обрабатываемый материал и выхода из него режущего клина инструмента.

Измерение температуры в зоне вибрационного резания производилось методом естественной термопары. В результате сравнительной оценки температуры резания при точении заготовок из стали 45 на режимах резания $t=1,5$ мм; $S_0=0,25$ мм/об установлено (рисунок 3.38), что среднее значение температуры в зоне резания при вибрационном точении меньше, чем при традиционном. Снижение температуры при резании с низкочастотными вибрациями можно объяснить тем, что физическая картина течения процесса аналогична обычному резанию с переменной толщиной среза. Этому способствует большая инерционность изменения температуры [52].



1 – традиционное точение; 2 – вибрационное точение

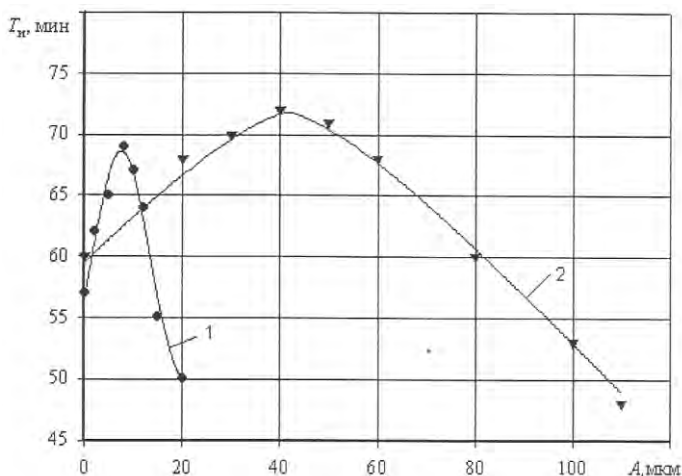
Рис. 3.38 - Зависимость температуры в зоне резания T от скорости резания v

3.2.6 Влияние интенсивности колебаний на стойкость режущего инструмента

Зависимость стойкости инструмента от интенсивности колебаний можно исследовать как однофакторную [59], поскольку частота колебаний для каждого конкретного процесса обработки изменяется в малых пределах и весьма слабо влияет на стойкость инструмента. В то же время изменение частоты колебаний в больших пределах вызывает существенное изменение характера ее влияния на обрабатываемость [52, 125, 126]

С целью выявления оптимальных амплитуд возбуждаемых в зоне резания колебаний обрабатывались заготовки из конструкционной стали 45 на режимах резания: $v = 120$ м/мин; $t = 1,5$ мм; $S_0 = 0,25$ мм/об. На рисунке 3.39 представлены зависимости периода стойкости инструмента T_n от амплитуды вводимых в зону резания колебаний для различных диапазонов частот: низкочастотного ($f = 8 - 100$ Гц) и высокочастотного ($f = 1800 - 2100$ Гц). Графики постро-

ны по усредненным значениям из четырех опытов. Из графиков видно, что характер износа в обоих случаях аналогичен, а наибольший период стойкости инструментов наблюдается при амплитуде $A_{\text{опт}}=8-15$ мкм (в диапазоне частот $f = 1800-2100$ Гц) и $A_{\text{опт}}= 40-60$ мкм (в диапазоне частот $f = 8-100$ Гц). Увеличение и уменьшение амплитуды вводимых в зону резания колебаний приводят к снижению периода стойкости инструмента на 15-20 %.



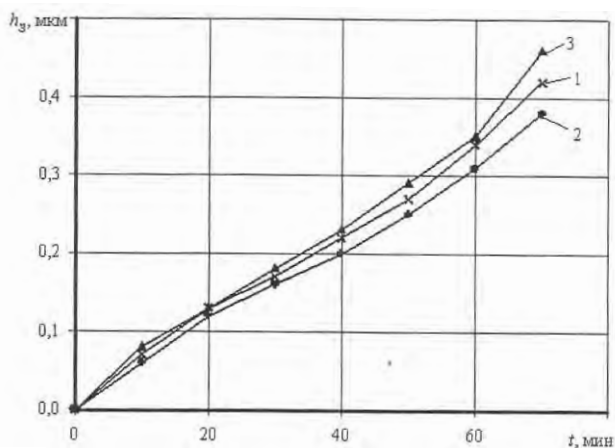
1 – $f = 1800-2100$ Гц; 2 – $f = 8-100$ Гц

Рис. 3.39 – Зависимость периода стойкости инструмента T_n от амплитуды колебаний A

При вибрационном точении характер износа проявлялся в образовании шероховатой и неровной фаски по задним поверхностям и мелких выкрашиваний и сколов на передней поверхности. Зависимости ширины площадки износа по задней поверхности h_3 от времени резания при традиционном точении и с введением в зону резания направленных низкочастотных колебаний представлены на рисунке 3.40.

Из графиков видно, что при введении в зону резания колебаний с оптимальной амплитудой $A_{\text{опт}} = 40$ мкм для диапазона частот 8–100 Гц наблюдается уменьшение износа по задней поверхности в срав-

нении с традиционным точением на 5-10 %. Это можно объяснить тем, что колебания такой интенсивности улучшают отвод стружки и облегчают процесс пластической деформации в зоне резания, при этом отмечается уменьшение составляющих сил резания и температуры на 15-20 %. Колебания с амплитудой $A = 100$ мкм не вызывают скалывания или выкрашивания режущей кромки, но при этом возрастает ширина площадки износа h_3 на 15-20 %. Обработка с амплитудами колебаний $A > 150$ мкм приводит к разрушению режущей пластины, что может быть обусловлено недостаточной прочностью режущей грани при циклическом нагружении.



- 1 - традиционное точение; 2 - вибрационное точение ($A = 40$ мкм);
3 - вибрационное точение ($A = 100$ мкм)

Рис. 3.40 - Зависимость ширины площадки износа на задней поверхности h_3 от времени обработки t

Размерная стойкость инструмента характеризуется продолжительностью его работы без подналадки или замены, количеством обработанных заготовок, площадью обработанной поверхности, объемом снятого материала, длиной пути резания. Однако эти характеристики непригодны для выбора оптимальных условий формообразования, поскольку не учитывают уровни скорости резания и допустимого затупления режущей кромки. Более объективными на 210

наш взгляд является линейный износ, отнесенный к 1000 м пути резания $h_{0,л}$.

Предварительные исследования, выполненные по методике [100], показали, что взаимосвязь различных параметров, влияющих на относительный размерный износ режущего инструмента при вибрационном точении, достаточно точно выражается эмпирической зависимостью, которая описывается степенной функцией следующего вида

$$h_{0,л} = C_h \cdot t^{\alpha_h} \cdot v^{\beta_h} \cdot S_0^{\gamma_h} \cdot A^{\varepsilon_h}, \quad (3.41)$$

где C_h – коэффициент, зависящий от обрабатываемого материала и материала режущего инструмента;

$\alpha_h, \beta_h, \gamma_h, \varepsilon_h$ – показатели степени, различные для различных обрабатываемых материалов и условий обработки;

A – амплитуда колебаний, мкм.

Параметры режима резания изменялись в следующих диапазонах: $t = 0,5 - 2,5$ мм; $v = 80 - 130$ м/мин; $S_0 = 0,1 - 0,3$ мм/об; $A = 20 - 70$ мкм.

Для установления зависимости использован метод наименьших квадратов. Логарифмируя уравнение (3.41), получаем

$$\lg h_0 = \lg C_h + \alpha_h \lg t + \beta_h \lg v + \gamma_h \lg S_0 + \varepsilon_h \lg A.$$

Полагая $\lg h_0 = h_0^1$; $\lg C_h = C$; $\lg t = t^1$; $\lg v = v^1$; $\lg S_0 = S_0^1$; $\lg A = A^1$, находим

$$h_0^1 = C + \alpha_h t^1 + \beta_h v^1 + \gamma_h S_0^1 + \varepsilon_h A^1. \quad (3.42)$$

Используя условие Гаусса, из выражения (3.42) можно получить следующие уравнения:

$$-\sum_1^n h_0^1 + \sum_1^n C + \alpha_h \sum_1^n t^1 + \beta_h \sum_1^n v^1 + \gamma_h \sum_1^n S_0^1 + \varepsilon_h \sum_1^n A^1 = 0, \quad (3.43)$$

$$-\sum_1^n t^1 h_0^1 + C \sum_1^n t^1 + \alpha_h \sum_1^n (t^1)^2 + \beta_h \sum_1^n v^1 t^1 + \gamma_h \sum_1^n S_0^1 t^1 + \varepsilon_h \sum_1^n A^1 t^1 = 0, \quad (3.44)$$

$$-\sum_1^n v^1 h_0^1 + C \sum_1^n v^1 + \alpha_h \sum_1^n t^1 v^1 + \beta_h \sum_1^n (v^1)^2 + \gamma_h \sum_1^n S_0^1 v^1 + \varepsilon_h \sum_1^n A^1 v^1 = 0, \quad (3.45)$$

$$-\sum_1^n S_0^1 h_0^1 + C \sum_1^n S_0^1 + \alpha_h \sum_1^n t^1 S_0^1 + \beta_h \sum_1^n v^1 S_0^1 + \gamma_h \sum_1^n (S_0^1)^2 + \varepsilon_h \sum_1^n A^1 S_0^1 = 0, \quad (3.46)$$

$$-\sum_1^n A^1 h_0^1 + C \sum_1^n A^1 + \alpha_h \sum_1^n t^1 A^1 + \beta_h \sum_1^n v^1 A^1 + \gamma_h \sum_1^n S_0^1 A^1 + \varepsilon_h \sum_1^n (A^1)^2 = 0. \quad (3.47)$$

Решая уравнения (3.43) – (3.47), определяем неизвестные C_h , α_h , β_h , γ_h , ε_h .

На основании экспериментальных данных, представленных в таблице 3.6, получим следующие уравнения:

$$-7,889 + 10C + 1,403\alpha_h + 19,915\beta_h - 7,16\gamma_h + 15,995\varepsilon_h = 0, \quad (4.17)$$

$$-1,165 + 1,403C + 1,235\alpha_h + 2,837\beta_h - 0,812\gamma_h + 2,12\varepsilon_h = 0, \quad (4.18)$$

$$-15,74 + 19,915C + 2,837\alpha_h + 39,734\beta_h - 14,245\gamma_h + 31,767\varepsilon_h = 0, \quad (4.19)$$

$$5,61 - 7,16C - 0,812\alpha_h - 14,245\beta_h + 5,37\gamma_h - 11,521\varepsilon_h = 0, \quad (4.20)$$

$$-12,582 + 15,995C + 2,12\alpha_h + 31,767\beta_h - 11,521\gamma_h + 26,088\varepsilon_h = 0. \quad (4.21)$$

Таблица 3.6 - Результаты экспериментальных исследований размерной стойкости режущего инструмента при вибрационном точении

№ опыта	t , мм	v , м/мин	S_0 , мм/об	A , мкм	$h_{0,л}$, мкм/км
1	0,5	80	0,125	70	5,3
2	3,0	80	0,125	70	5,5
3	0,5	130	0,125	20	6,5
4	3,0	130	0,3	20	6,9
5	0,5	80	0,3	70	5,9
6	3,0	80	0,3	20	6,3
7	1,0	90	0,15	30	5,6
8	1,5	100	0,175	40	6,0
9	2,0	110	0,2	50	6,5
10	2,5	120	0,25	60	7,3

В результате расчета посредством пакета Mathcad получена зависимость для определения относительного размерного износа при вибрационном точении конструкционной стали 45 инструментом с материалом режущей части T15K6

$$h_{0,л} = 1,035 t^{0,041} v^{0,374} S_0^{-0,0003} A^{0,0015}$$

Разработанная математическая модель может быть использована для расчета величины составляющей погрешности обработки, вызванной износом режущего инструмента при вибрационном точении, а также для определения оптимальных режимов обработки и параметров вводимых в зону резания колебаний.

3.3 Разработка технологической оснастки и операции вибрационного точения введением в зону резания одиночных акустических импульсов

3.3.1 Разработка устройств и режущих инструментов для вибрационного точения

Технологическая оснастка для осуществления вибрационного точения должна удовлетворять ряду требований.

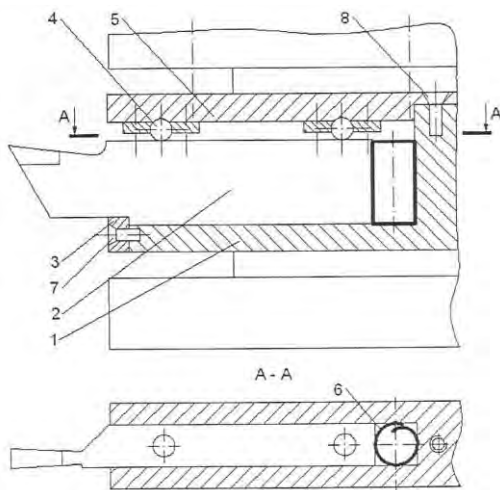
1. Технологические требования:

- обеспечивать надежное стружкодробление;
- обеспечивать заданные параметры точности и качества обрабатываемых поверхностей;
- обладать повышенной стойкостью режущей части инструмента.

2. Конструктивные требования:

- устанавливаться и закрепляться в резцедержатель станка без каких-либо изменений конструкции последнего;
- в качестве режущего инструмента должны использоваться стандартные токарные резцы с незначительной доработкой державок;
- установка инструментов на станке не должна изменять геометрию режущей части;
- содержать минимальное количество мест регулирования.

На основании выполненных теоретических исследований выявлен механизм управления процессом стружкодробления, основанный на принципе возбуждения и поддержания в технологической системе колебаний необходимой интенсивности. По результатам проведенных теоретических и экспериментальных исследований разработаны конструкции резцовых державок для проходных (рисунков 3.2) и отрезных инструментов (рисунок 3.41), создающих в направлении движения подачи наименьшую регулируемую жесткость, и подготовлены комплекты конструкторской и технологической документации на их изготовление. Конструкции инструментов защищены патентами Республики Беларусь [127, 128].



1- корпус; 2 – резец; 3 – планка; 4 - шарик; 5 – крышка; 6 - упругий элемент;
7 и 8 – винты

Рис. 3.41 - Принципиальная схема устройства для точения с поперечной подачей

С целью внедрения выполненных научных исследований в промышленное производство изготовлены опытные образцы технологической оснастки для осуществления вибрационного точения на универсальном и автоматизированном оборудовании (рисунок 3.42):

- опытный образец инструмента для вибрационного точения для осуществления продольного наружного точения, включающий резцовую державку, комплект сменных упругих элементов и проходной резец с МНП (СИ 2.21.0001 СБ);

- опытный образец инструмента для вибрационного точения для осуществления отрезных и прорезных работ, включающий резцовую державку, комплект сменных упругих элементов и отрезной резец с потайной пластиной (СИ 2.21.0002 СБ).

Инструменты предназначены для черновой и получистовой токарной обработки наружных поверхностей, прорезания канавок и отрезки заготовок. При этом для установки инструментов в резце-

держатель токарно-винторезного станка 16K20 не требовалось изменений в конструкции станка (рисунок 3.43).



Рис. 3.42 - Инструменты для вибрационного точения

Разработанная технологическая оснастка отличается простотой конструктивного исполнения, универсальностью, взаимозаменяемостью и обеспечивает высокую надежность при эксплуатации. Конструкции инструментов для вибрационного точения технологичны по материалоемкости и трудоемкости изготовления, удобны в эксплуатации и обслуживании. Основные комплектующие изделия оснастки унифицированы, режущий инструмент стандартизирован.



Рис. 3.43 - Установка инструментов на станке

В результате выполнения исследований разработано также устройство для введения в зону резания направленных одиночных акустических импульсов с регулируемой скважностью (рисунок 3.1). На основании проведенного компьютерного моделирования предложена конструкция колебательной системы с присоединенной (сосредоточенной) массой (рисунок 3.12), позволяющей увеличить значение импульсных сил, возникающих при взаимодействии режущей кромки резца с заготовкой, и тем самым повысить эффективность стружкодробления. В результате была разработана конструкция и изготовлен опытный образец системы инструмент-акустический преобразователь (рисунок 3.44).



Рис. 3.44 - Система инструмент-акустический преобразователь

Система предназначена для чистового вибрационного точения заготовок конструкционных и высоколегированных сталей на универсальном и автоматизированном оборудовании в диапазоне ре-

жимов резания: $t = 0,25-1,5$ мм; $S_0 = 0,05-0,2$ мм/об; $v = 70-130$ м/мин. Она обеспечивает формирование стружки с управляемой формой и размерами, получение поверхностей с заданными параметрами качества, повышение производительности. Устройство обладает простотой конструктивного исполнения, универсальностью, взаимозаменяемостью, надежностью в эксплуатации.

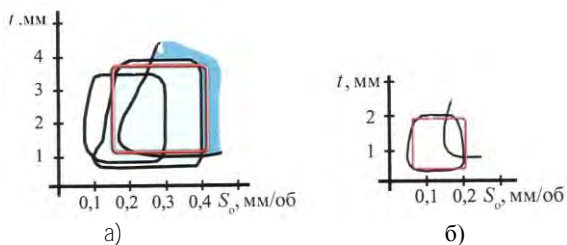
Техническая характеристика системы инструмент-акустический преобразователь (СИБ.23.0000СБ):

- мощность привода – 100-700 Вт;
- диапазон частот непрерывных электрических импульсов – 18-22 кГц;
- амплитуда одиночных импульсов – 8-60 мкм;
- стойкость инструмента – 80-95 мин.

3.3.2 Области применения разработанных устройств и инструментов для вибрационного точения

По результатам выполненных экспериментальных исследований определены области применения разработанных устройств и инструментов вибрационного точения для обработки заготовок из сталей марок 45, 40ХН, 18ХГТ при продольном наружном точении без применения СОТС.

На рисунке 3.45 представлены области надежного стружкодробления, которые относятся к исследуемым материалам и действительны для случая использования МНП из твердого сплава Т15К6 без покрытия со следующими геометрическими параметрами: главный угол в плане $\varphi_{II} = 95^\circ$, вспомогательный угол в плане $\varphi_{II1} = 5^\circ$, задний угол $\alpha = 8^\circ$, передний угол $\gamma = 12^\circ$, радиус закругления режущей кромки $r_B = 0,8$ мм.



а) черновая и получистовая обработка; б) чистовая обработка

Рис. 3.45 - Области применения разработанных устройств и инструментов для вибрационного точения

Как видно из представленных на рисунке 3.45 диаграмм, для достижения надежного стружкодробления при выполнении получистовой и чистовой обработки заготовок отпадает необходимость в применении нескольких различных по форме и геометрии МНП, а также державок, что значительно уменьшает номенклатуру инструмента, повышает производительность и снижает стоимость механической обработки.

Вибрационное точение в указанных диапазонах режимов резания обеспечивает стабильность технологического процесса, что в свою очередь гарантирует выпуск годной продукции при наличии среднестатистических отклонений параметров процесса и размеров заготовок, поступающих на обработку.

3.3.3 Подготовка и настройка технологического оборудования и оснастки для осуществления вибрационного точения

Для эффективного использования технологической оснастки для вибрационного точения предварительно необходимо:

- изолировать станок от вынужденных колебаний, которые могут передаваться от посторонних источников;
- выполнить проверку станка на статическую и динамическую жесткость;
- провести мероприятия по повышению жесткости технологической системы: отрегулировать зазоры между направляющими

станины и продольного суппорта, а также в передаче «винт-гайка» поперечного суппорта и в направляющих типа «ласточкин хвост» на продольном суппорте;

- отрегулировать плавность движения по направляющим для устранения скачкообразного скольжения с периодическими остановками;

- выполнить проверку и при необходимости устранить биение шпинделя в осевом и радиальном направлениях.

Установка и закрепление разработанных инструментов для вибрационного точения в резцедержатель токарного станка не отличается от установки обычного токарного инструмента. Их настройка на достижение оптимальных амплитуд колебаний ($A_{\text{опт}} = 8\text{--}15$ мкм в диапазоне частот 1800–2100 Гц, $A_{\text{опт}} = 40\text{--}60$ мкм в диапазоне частот 8–100 Гц) осуществляется за счет нелинейной характеристики упругих элементов и регулируется посредством изменения жесткости (заменой упругого элемента и регулировочным винтом).

На эффективность работы системы инструмент-акустический преобразователь оказывает влияние, как выбранный метод соединения, так и качество выполнения соединения ее основных частей: акустического преобразователя, концентратора и державки режущего инструмента. Поэтому при использовании системы инструмент-акустический преобразователь в производственных условиях следует:

- выбрать способы соединения составных частей акустического преобразователя;

- определить способ крепления акустического преобразователя к режущему инструменту;

- определить способ установки режущего инструмента на станке;

- выявить расположение мест крепления режущего инструмента в резцедержателе станка, место установки датчика обратной связи, а также место присоединения акустического преобразователя к державке режущего инструмента.

При выполнении операций вибрационного точения необходимо соблюдать те же правила безопасности работы на станке, что и при обычном точении.

3.3.4 Разработка операции вибрационного точения

На основании выполненных теоретических и экспериментальных исследований установлены зависимости между видом образующейся стружки и качеством обработанной поверхности от интенсивности вводимых в зону резания колебаний. Установлено, что для каждой технологической операции существует определенный оптимальный уровень колебаний, при котором наблюдается максимальная стойкость инструмента, повышение производительности и улучшение качества обработанной поверхности. Данные зависимости позволяют разработать структурную схему и последовательность проектирования операции вибрационного точения.

Для ряда технологических операций (точения, растачивания, фрезерования, нарезания резьбы) различными исследователями установлен оптимальный уровень интенсивности колебаний применительно к инструментам, оснащенным твердым сплавом, при обработке конструкционных и высоколегированных материалов. Разработаны методики управления интенсивностью возникающих в процессе резания автоколебаний, позволяющие значительно снизить вредное влияние вибраций на точность и качество обработанных поверхностей, стойкость инструмента [59, 129].

Отличительной особенностью предлагаемой структурной схемы проектирования операции вибрационного точения является то, что она дает возможность не только управлять уровнем интенсивности колебаний, но и использовать энергию вводимых в зону резания направленных колебаний для обеспечения надежного дробления стружки. При этом проектирование операции вибрационного точения не противоречит поискам средств гашения вредных вибраций и снижения их интенсивности.

Параметры упругой ТС, режимов резания, геометрии и конструкции инструментов можно ранжировать (расположить в определенной последовательности) по степени их влияния на процесс дробления стружки и интенсивность колебаний (рисунок 3.46).



Рис. 3.46 - Структура факторов, влияющих на процесс вибрационного точения

Наибольшее влияние на процесс формирования стружки различных типов и ее дробление при традиционном точении оказывает отношение глубины резания к подаче t/S_0 (при обработке резцами с главным углом в плане $\varphi_{И} = 90^\circ$). С уменьшением отношения t/S_0 за счет увеличения подачи S_0 или уменьшения t изменяется усадка стружки, форма ее поперечного сечения и средний диаметр витка стружки d_{cp} . Изменение отношения t/S_0 за счет подачи S_0 не влияет на d_{cp} , в то же время варьирование глубиной резания t приводит к существенному изменению d_{cp} .

С изменением скорости резания v изменяется усадка стружки, а следовательно, и ее толщина a [8]. Чем меньше скорость резания, тем больше усадка и толщина стружки и больше ее жесткость. Это приводит к тому, что при работе на низких скоростях резания стружка дробится даже при больших отношениях t/S_0 .

Из геометрических параметров режущей части инструмента наибольшее влияние на процесс формирования и дробления стружки при точении оказывает главный угол в плане $\varphi_{И}$ который влияет на ширину срезаемого слоя b , а следовательно, и стружки. В зависимости от различных главных углов в плане $\varphi_{И}$ изменяется направление стружкозавивания. Однако выбор угла $\varphi_{И}$ необходимо производить с учётом прежде всего типа операции и схемы обра-

ботки, и только потом – обеспечения стабильного процесса стружкообразования.

В работе установлено, что для конкретных технологических условий токарной обработки существует минимальная амплитуда вводимых в зону резания колебаний A_{\min} , при которой не происходит прерывания процесса резания и обеспечивается надежное дробление стружки. При этом увеличение амплитуды колебаний существенно не влияет на стабильность формирования и дробления стружки, но отмечалось ухудшение качества обработанной поверхности и снижение периода стойкости инструмента.

Наибольшее влияние на уровень интенсивности вводимых в зону резания колебаний оказывает жесткость доминирующей колебательной системы J_c и обобщенный коэффициент сопротивления (деформирования) η_0 . Кривые, выражающие зависимости $A = f(\eta_0)$ и $A = f(J_c)$, имеют форму гипербол [59]. Установлено, что колебания в ТС станка при точении развиваются по осям наименьших жесткостей. Все остальные факторы незначительно влияют на интенсивность колебаний и могут не учитываться при разработке операций вибрационного резания.

Выполненные экспериментальные исследования подтвердили правомерность назначения режимов резания при вибрационном точении согласно рекомендациям, приводимым для традиционного точения. Поэтому при проектировании операции вибрационного точения режимы резания следует принимать в такой последовательности:

1. Назначается по нормативам наибольшая технологически допустимая подача $S_{\text{нтд}}$ или рассчитывается с учетом ограничений: по шероховатости поверхности и по жесткости изделия; по жесткости и прочности инструмента; по прочности механизма подачи станка. Наименьшая подача, соответствующая этим условиям и сверенная с паспортом станка, принимается за подачу S_0 .

2. Для обеспечения максимальной площади сечения среза ($F_{\max} = t_{p\max}$) и из условия получения приемлемого с точки зрения стабильного стружкодробления (соотношения t/S_0) определяется t .

3. По нормативам выбирается экономический обоснованный период стойкости $T_{иэ}$ для данного инструмента.

4. После выбора $T_{и.э.}$, t , S_0 определяется необходимая скорость резания по известной формуле [124]

$$v = \frac{C_v}{T_{и.э}^m t^{X_v} S_0^{Y_v}} \cdot k_v,$$

где C_v , m , X_v , Y_v – коэффициент и показатели степени, учитывающие фактические условия резания;

k_v – поправочный коэффициент, учитывающий свойства обрабатываемого и инструментального материала, а также состояние поверхности заготовки.

5. По установленной скорости резания определяется необходимая частота вращения шпинделя $n = 1000 \cdot v / (\pi \cdot d)$ и сверяется с частотами, имеющимися на станке.

6. Выбранный режим резания (n , t , S_0) проверяется по крутящему моменту на шпинделе станка на данной ступени $M_{рез} \leq M_{ст}$. Если это условие не соблюдается, то необходимо уменьшить частоту вращения шпинделя или использовать на данной операции более мощный станок.

7. С целью обеспечения максимального периода стойкости режущей кромки инструмента необходимо стремиться к поддержанию оптимальных амплитуд колебаний ($A_{опт} = 8-15$ мкм в диапазоне частот 1800-2100 Гц, $A_{опт} = 40-60$ мкм в диапазоне частот 8-100 Гц). Увеличение и уменьшение амплитуд колебаний в каждом из частотных диапазонов приводит к снижению периода стойкости инструмента на 15-20 %. Кроме того, для достижения требуемых параметров качества обработки необходимо осуществлять процесс резания с минимально необходимыми для дробления стружки амплитудами колебаний, так как с увеличением амплитуды отмечалось заметное ухудшение параметров шероховатости.

Рассчитанные режимы резания проверяются на получение стружки приемлемой формы (дробленной) и динамическую устойчивость. Для этого на выбранных режимах резания осуществляется пробный проход с соблюдением всех условий дальнейшей обработки партии заготовок.

При образовании во время пробного прохода сливной стружки необходимо установить в резцедержатель станка разработанные инструменты или устройство для вибрационного точения с целью возбуждения и поддержания в зоне резания направленных колебаний для обеспечения дробления стружки. Целесообразно произвести пробный проход, во время которого с помощью виброизмерительной аппаратуры измерить параметры (A и f) возбуждаемых в зоне резания колебаний.

Измеренное с помощью виброизмерительной аппаратуры значение A необходимо сопоставить с оптимальной амплитудой колебаний (по критерию стойкости). Если амплитуда близка к оптимальной $A_{\text{опт}}$ или отличается от нее не более чем на ± 5 мкм, то данную технологическую операцию необходимо считать динамически устойчивой.

Если во время пробного прохода инструментами для вибрационного точения не происходит надежного дробления стружки или не поддерживается $A_{\text{опт}}$, то необходимо произвести регулировку параметров вводимых в зону резания колебаний путем изменения жесткости упругого элемента (для инструментов вибрационного резания) или увеличения мощности подводимых колебаний для системы инструмент-акустический преобразователь).

После достижения при пробном проходе надежного дробления стружки и обеспечения $A_{\text{опт}}$ (для инструментов вибрационного точения) можно осуществлять обработку партии заготовок. Оценка эффективности операции вибрационного точения следует производить по критериям обеспечения заданного качества обработанной поверхности, повышения производительности обработки и стойкости режущего инструмента.

Применение предложенной последовательности проектирования операции вибрационного точения требует определенного времени на подготовку производства и материальных затрат. Однако экономический выигрыш от обеспечения стабильного стружкодробления и оптимизации уровня интенсивности колебаний за счет повышения производительности обработки, стойкости инструмента и улучшения качества изделий, как правило, окупает затраты.

ЛИТЕРАТУРА

1. Грановский, Г.И. Резание металлов: учеб. для машиностр. и приборостр. спец. вузов / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М.: Высш. шк., 1985. – 304 с.
2. Ящерицын, П.И. Основы резания материалов и режущий инструмент: учеб. для машиностроит. спец. вузов / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Н.И. Жигалко. – 2-е изд. – Минск: Вышэйшая школа, 1981. – 560 с.
3. Вульф, А.М. Резание металлов / А.М. Вульф. – 2-е изд. – Л.: Машиностроение, 1973. – 496 с.
4. Талантов, Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н.В. Талантов. – М.: Машиностроение, 1992. – 240 с.
5. Старков, В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве / В.К. Старков. – М.: Машиностроение, 1989. – 296 с.
6. Кожевников, Д.В. Резание материалов: учеб. для вузов / Д.В. Кожевников. – М.: Машиностроение, 2007. – 472 с.
7. Ящерицын, П.И. Теория резания: учеб. / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – 2-е изд., испр. и доп. – Минск: Новое знание, 2006. – 512 с.
8. Куфарев, Г.Л. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании / Г.Л. Куфарев, К.Б. Окенов, В.А. Говорухин. – Фрунзе: Мектеп, 1970. – 170 с.
9. Механизм стружкообразования при резании металлов / Е.И. Яцун. [и др.] // Технология машиностроения. – 2012. – №5. – С. 9–14.
10. Васин, С.А. Проектирование сменных многогранных пластин. Методологические принципы / С.А. Васин, С.Я. Хлудов. – М.: Машиностроение, 2006. – 352 с.
11. Нодельман, М.О. Стружколомание при токарной обработке / М.О. Нодельман. – Челябинск: Челябин. кн. из-во, 1963. – 120 с.
12. Лавров, Н.К. Завивание и дробление стружки в процессе резания / Н.К. Лавров. – М.: Машиностроение, 1971. – 88 с.

13. Справочник по технологии резания материалов: в 2 кн. / редкол. нем. изд.: Г. Шруп, Т. Штеферле, пер. с нем. В.Ф. Колотенкова [и др.]; под ред. Ю.М. Соломенцева. – М.: Машиностроение, 1985. – Кн.1. – 616 с.

14. Гостева, Г.К. Методы дробления сливных стружек / Г.К. Гостева, В.Т. Воробьев, Б.Ф. Канашкин // Технология машиностроения: межвуз. сб. – Тула, 1971. – Вып.23: Исследования в области технологии машиностроения и режущего инструмента. – С. 78–89.

15. Гаришин, К.В. О классификации методов дробления стружки / К.В. Гаришин, Л.Б. Быховский, В.В. Потапов // Управление качеством в механосборочном производстве: сб. науч. тр. – Пермь, 1975. – Вып. 2. – С. 102–105.

16. Матвеев, В.С. Классификация способов превращения сливной стружки из непрерывной в дробленую / В.С. Матвеев // Пути интенсификации производственных процессов при механической обработке: межвуз. науч.-техн. сб. / Томский политехн. ин-т. – Томск, 1979. – С. 20–24.

17. Ахметшин, Н.И. Вибрационное резание металлов / Н.И. Ахметшин, Э.М.Гоц, Н.Ф. Родиков; под ред. К.М. Рагульскаса. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. – 80 с.

18. Ванчурин, А.Н. Автоматизация и управление процессом стружкодробления обрабатываемого материала при предварительном пластическом воздействии: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.13.06 / А.Н. Ванчурин; Северо-Запад. гос. заоч. техн. ун-т. – СПб., 2006. – 24 с.

19. Тимофеев, Д.Ю. Автоматизация и управление процессом стружкодробления на основе предварительного термического воздействия на обрабатываемый материал: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.13.06 / Д.Ю. Тимофеев; Северо-Запад. гос. заоч. ун-т. – СПб., 2004. – 24 с.

20. Горбунов, О.И. Автоматизация и управление процессом дробления при тонком точении материала аустенитного класса: дис. ... канд. техн. наук: 05.13.06 / О.И. Горбунов; Северо-Запад. гос. заоч. техн. ун-т. – СПб., 2009. – 23 с.

21. Мансырев, И.Г. Методы дробления сливной стружки в процессе резания / И.Г. Мансырев, А.А.Смирнов, И.И. Козарь. – Л.: ЛДНТП, 1983 – 20 с.

22. Ильин, В.С. Способы завивания и дробления стружки при работе на токарных станках с программным управлением: технологические рекомендации / В.С. Ильин, А.С. Кондратов, Б.Н.Бубнов. – Науч.-исслед. ин-т технологии и орг. пр-ва НИАТ, [Б.м.], 1975. – 24 с.

23. Власов, А.Ф. Безопасность при работе на металлорежущих станках / А.Ф. Власов. – М.: Машиностроение, 1977. – 121с.

24. Захаров, Ю.Е. Полезные вибрации в машиностроении / Ю.Е.Захаров, В.Т. Гарбузюк – Тула: Приокское кн. из-во, 1970. – 112 с.

25. Рогов, В.А. Устройства для дробления стружки / В.А Рогов // СТИН. – 2001. – №1. – С. 31–33.

26. Способы завивания и дробления сливной стружки и области их применения: руководящие материалы / Всесоюз. науч.-исслед. ин-т информ. по машиностроению. – М., 1970. – 38 с.

27. Подураев, В.Н. Организация научно-исследовательских работ по вибрациям при механической обработке / В.Н. Подураев. – М.: Всесоюз. ин-т науч. и техн. информ., 1961. – 66 с.

28. Закураев, В.В. Физические предпосылки разработки метода управления процессом завивания и дробления сливной стружки / В.В. Закураев // Вестник машиностроения. – 2002. – №12. – С. 41–46.

29. Калдор, С. Механизм дробления стружки / С. Калдор, А. Бер, Е. Ленц // Конструирование и технология машиностроения; пер. с англ., 1979. – Т101. – №3. – С. 92–102.

30. Режущий инструмент: пат. 2080216 РФ, МПК В 23 В 27/22/ Н.Е. Чигодаев; заявитель ООО «РАР». – №93040612/02; заявл. 10.08.93; опубл. 27.05.97 // Изобретения / ВНИИПИ. – 1997. – №15. – С. 80.

31. Turning apparatus and turning method: пат. WO2012056631 МПК В23В25/00, 25/02, В23Q11/00 / Kyoji Masayuki; Onozuka Hideaki; Kono Ippei; Yoshikawa Takehisa [Япония]; заявитель Hitachi Ltd, Kyoji Masayuki; Onozuka Hideaki; Kono Ippei; Yoshikawa Takehisa. –

№WO02011JP05642; заявл. 07.10.2011; опубл. 03.05.2013 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?CC=WO&NR=2012056631A1&KC=A1&FT=D&ND=3&date=20120503&DB=EPODOC&locale=ru_ru – Date of access: 24.03.2015.

32. Способ дробления стружки: пат. 1519011 РФ, МПК В 23 В 1/00, 25/02. / Б.М. Солодов; заявитель Б.М. Солодов. – №4222626/08; заявл. 07.04.87; опубл. 25.07.95 // Изобретения. – 1995. – №21. – С. 249.

33. Аваков, А.А. Новый метод управления формой сходящей стружки путем ввода в зону резания силовых электрических токов от 30 до 640 ампер / А.А. Аваков, Л.М. Саргосян // Исследование процесса резания и режущих инструментов: межвуз. науч.-техн. сб. / Томский политехн. ин-т. – Томск, 1984. – С. 45–48.

34. Chip disposal: пат. 06328304 Япония, МПК В 23 В 25/02, 27/22, В 23 К 9/013, В23Q11/00 / Aritsuka Chihiro; Kawahara Fumio; Miyauchi Hitoshi; Egawa Tsuneo; Kuroda Motofumi; заявитель Mitsubishi Heavy Ind. Ltd. – №19940012290; заявл. 02.04.1994; опубл. 29.11.1994 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: [http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=](http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=0&ND=3&adjacent=true&locale=ru_ru&FT=D&date=19941129&CC=JP&NR=H06328304A&KC=A)

[0&ND=3&adjacent=true&locale=ru_ru&FT=D&date=19941129&CC=JP&NR=H06328304A&KC=A](http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=0&ND=3&adjacent=true&locale=ru_ru&FT=D&date=19941129&CC=JP&NR=H06328304A&KC=A) – Date of access: 24.03.2015.

35. Chip breaking device for turning machine: пат. 202398830 КНР, МПК В 23 В 25/02 / Fengguo Shen; заявитель: Xuzhou Hengji Weiye Building Material Dev Co. Ltd.– №20112460588U; заявл. 19.11.2011; опубл. 29.08.2012 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=0&ND=3&adjacent=true&locale=ru_ru&FT=D&date=20120829&CC=CN&NR=202398830U&KC=U – Date of access: 24.03.2015.

36. Cryogenic machining of soft/ductile materials: пат. 5592863 США, МПК В 23 В 25/02 / Jaskowiak Timothy R, Gilmore III Daniel R, Digravio Thomas L; заявитель Xerox Corp.– № 19950533580; заявл. 25.09.1995; опубл. 14.01.1997 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: <http://worldwide.espacenet.com/publication>

Details/biblio?DB=EPODOC&I=0&ND=3&adjacent=true&locale=ru_ru&FT=D&date=19970114&CC=US&NR=5592863A&KC=A – Date of access: 24.03.2015.

37. Стружкодробитель. пат. 2009763 РФ, МПК В 23 В 25/02 / Г.Г. Позняк, В.А. Рогов; заявитель Ун-т дружбы народов им. Патриса Лумумбы. – №4900551/08; заявл. 08.01.91; опубл. 30.03.94 // Изобретения. – 1994. – №6. – С. 29–30.

38. Управление контактными процессами для обеспечения процесса стружкодробления и повышения стойкости инструмента. / О.В. Кретинин [и др.]; под ред. Н.В. Гарапова. – Центр. науч.-исслед. ин-т «Румб», 1990. – 68 с.

39. Бурский, В.А. Разработка процессов механической обработки нежестких деталей и методов дробления стружки: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / В.А. Бурский; Физ.-техн. ин-т АН Беларуси. – Минск, 1995. – 30 с.

40. Способ дробления стружки при токарной обработке пластичных материалов: а.с. 1371773 СССР, МПК В 23 В 1/00, 25/02 / В.Н. Подураев, Н.Н. Зубков, А.И. Овчинников, С.В. Борзов; МВТУ им. Баумана. – №4106629/31–08; заявл. 14.08.86; опубл. 07.02.88 // Открытия. Изобретения. – 1988. – №5. – С. 55.

41. Богословский, Н.В. Кинематическое дробление стружки при точении труднообрабатываемых сталей / Н.В. Богословский, Т.И. Иващенко // Пути повышения эффективности обработки материалов резанием в машиностроении: материалы краткосроч. науч.-техн. семинара 13–14 мая / Общество «Знание»: под ред. Ю.М. Зубарева. – Л., 1991. – С. 47–48.

42. Способ обработки материалов с дроблением стружки и устройство для его осуществления: а.с. 806260 СССР, МПК В 23 В 1/00, 25/02 / В.М. Пестунов. – №2727431/25–08; заявл. 23.02.79; опубл. 23.02.81 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. – 1981. – №7. – С. 48.

43. Шилин, И.И. Дробление стружки методом дискретного точения / И.И. Шилин, Х.Г. Садолевская // Станки и инструмент. – 1965. – №3. – С. 26–27.

44. Повышение надежности дробления стружки при точении с негармоническими колебаниями режущего инструмента : автореф.

дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / Н.В. Богословский; Ленинград. гос. техн. ун-т. – Л., 1991–16 с.

45. Щеголев, В.В. Стружкодробление на токарных станках с ЧПУ способом синхронизированного резания для повышения производительности обработки по автоматическому циклу: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / В.В. Щеголев; ЭНИМС. – М., 1987. – 15 с.

46. Максаров, В.В. Изменение рабочих углов резания при точении с осевыми негармоническими колебаниями заготовки / В.В. Максаров, И.Ю. Максарова // Исследование процесса резания и режущих инструментов: межвуз. науч.-техн. сб. / Томский политехн. ин-т. – Томск, 1984. – С. 98–101.

47. Способ кинематического дробления стружки: а.с. 1038079 СССР, МПК В 23 В 25/02 / В.В. Максаров, И.Ю. Максарова, И.Г. Мансырев; Кемеров. технолог. ин-т пищев. пром-ти. – №3444225/25-08; заявл. 28.05.82; опубл. 30.08.83 // Открытия. Изобретения. – 1983. – №32. – С. 43.

48. Устройство для дробления стружки: а.с 1292926 СССР, МПК В 23 В 25/02 / Э.М. Гоц, Н.Ф. Родиков, Н.И. Ахметшин; Камский политехн. ин-т. – №3971088/31–08; заявл. 30.10.85; опубл. 28.02.87 // Открытия. Изобретения. – 1987. – №8. – С. 53.

49. Turning apparatus with improved chip handling; пат. 5291812 США, МПК В 23 В 25/02 / Yen David W, Alverio John: заявитель General Motors Corp.– №19920327188; заявл. 22.05.1992; опубл. 08.03.1994 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?CC=US&NR=5291812A&KC=A&FT=D&ND=3&date=19940308DB=EPODOC&locale=ru_ru – Date of access: 24.03.2015.

50. Способ кинематического дробления стружки на токарных станках с ЧПУ: а.с 670384 СССР, МПК В 23 В 1/00, 25/02 / В.Л. Романов, В.В. Щеголев, В.А. Астахов. – №2193309/25-08; заявл. 26.11.75; опубл. 30.06.79 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. – 1979. – №24. – С. 34.

51. Коновалов, Е.Г. Осциллирующее точение / Е.Г. Коновалов, А.В. Борисенко. – Минск: Из-во АН БССР, 1960. – 32 с.

52. Подураев, В.Н. Обработка резанием с вибрациями / В.Н. Подураев. – М.: Машиностроение, 1970. – 350 с.
53. Политов, И.В. Вибрационная обработка деталей машин и приборов / И.В. Политов, Н.А. Кузнецов. – Л.: Лениздат, 1965. – 126 с.
54. Кумабэ, Д. Вибрационное резание / Д. Кумабэ. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с.
55. Подураев, В.Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания / В.Н. Подураев. – М.: Машиностроение, 1977. – 304 с.
56. Козлов, А.А. Ультразвуковая обработка жаропрочных материалов с обдувом зоны резания сжатым воздухом / А.А. Козлов, М.Н. Дерябин // Вестник машиностроения. – 2010. – №2. – С. 45–47.
57. Прогрессивная технология металлообработки: опыт ленинградских предприятий / Сост. В.А. Волосатов. – Л.: Лениздат, 1985. – 207 с.
58. Бармин, Б.П. Вибрации и режимы резания / Б.П. Бармин – М.: Машиностроение, 1972. – 72 с.
59. Жарков, И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1986. – 184 с.
60. Каллиоппин, В.В. Механика волны при резании / В.В. Каллиоппин. – Минск: Наука и техника, 1969. – 176 с.
61. Мансырев, И.Г. Способы кинематического дробления стружки при резании / И.Г. Мансырев // Станки и инструмент. – 1976. – №2. – С. 32–34.
62. Сергиев, А.П. Вибрационное резание стали 110Г13Л / А.П. Сергиев, С.В. Волошин, Е.Г. Швачкин // Вестник машиностроения. – 2000. – №12. – С. 50–52.
63. Баранов, В.Н. Электрогидравлические и гидравлические вибрационные механизмы / В.Н. Баранов, Ю.Е. Захаров. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с.
64. Гидромеханическое вибрационное устройство для дробления стружки / Б.Т. Ситников [и др.] // Станки и инструмент. – 1972. – №5. – С. 36–37.

65. Давыдова, Р.Г. Устройство для дробления стружки в процессе точения / Р.Г. Давыдова // Станки и инструмент. – 1982. – №7. – С. 14–15.

66. Устройство для дробления стружки: а.с. 246278 СССР, МПК В 23b / Е.Г. Коновалов, В.И. Молочко, В.Н. Погодаев, И.С. Корольков; Минский радиотехн. ин-т. – №1274587/25-8; заявл. 13.10.68; опубл. 11.06.69 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. – 1969. – №20. – С. 137–138.

67. Устройство для дробления стружки: а.с.379322 СССР, МПК В 23 b 25/02/ Е.Г. Коновалов, И.С. Корольков, В.А. Крюк, В.И. Молочко; Минский радиотехн. ин-т. – №1665261/25-08; заявл. 12.05.71; опубл. 20.04.73 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. – 1973. – №20. – С. 24.

68. Качающаяся резцедержавка с рычажным приводом: а.с.408706 СССР, МПК В 23 b 25/02 / Е.Г. Коновалов, И.С. Корольков, В.А. Крюк, В.И. Молочко; Минский радиотехн. ин-т. – №1697790/25-08; заявл. 07.09.71; опубл. 30.11.73 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. – 1973. – №48. – С. 23.

69. Устройство для анкерного точения: а.с.476092 СССР, МПК В 23 b 25/02 / В.И. Молочко, В.П. Филиппенко, И.С. Корольков, Н.С. Бондарев; Минский радиотехн. ин-т. – №1919315/25-08; заявл. 24.05.73; опубл. 05.07.75 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. – 1975. – №25. – С. 33.

70. Резцедержатель для анкерного точения: а.с.707695 СССР, МПК В 23 b 25/02 / В.А. Крюк, В.И. Молочко, Н.С. Бондарев; Минский радиотехн. ин-т. – №2522197/25-08; заявл. 12.09.77; опубл. 05.01.80 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. – 1980. – №1. – С. 42.

71. Автоколебательный отрезной резец: а. с. 1821292А1 СССР, МКИ В 23 В 27/04 / Э.А. Станчук, А.П. Шумилов, И.Д. Галимов, А.В. Рудаков. – №4912890/08; заявл. 20.02.91; опубл. 15.06.93 // Открытия. Изобрет. – 1993. – №22. – С. 25.

72. Баширов, Р.Д. Ультразвуковое чистовое растачивание цилиндров судовых двигателей, восстановленных методом индукционной наплавки / Р.Д. Баширов // Вестник машиностроения. – 2003. – № 6. – С. 62-64.

73. Шевченко, О.В. Эффективне дроблення стружки інструментальним оснащенням з пружними елементами / О.В. Шевченко, А.Ю. Беляева // Вісник Сумського державного університету. Серія Технічні науки. – 2003. – № 12. – С.189–196.

74. Менько, О.З. Применение вибрационного резания для улучшения показателей обрабатываемости материалов / О.З. Менько, А.П. Шумилов // Техногенна безпека. – 2007. – Вып. 48. – С. 89–91.

75. Чепчуров, М.С. Управление колебаниями режущего инструмента при токарной обработке крупногабаритных деталей / М. С. Чепчуров, А.В. Хуртасенко, И.В. Маслова // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2010. – №2. – С. 31–35.

76. Козочкин, М.П. Особенности стружкообразования при лезвийной обработке с ультразвуковыми вибрациями / М.П. Козочкин, Н.В. Солис-Пинарготе // Машиностроитель. – 2011. – № 2. – С. 29–35.

77. Способ вибрационной обработки тел вращения: пат. 2245763 РФ, МПК В 23 В 1/00 / Д.А. Расторгуев, О.И. Драчев, Д.Е. Салабаев; заявитель Тольяттинский государственный университет. – №113841/02; заявл. 12.05.2003; опубл. 10.02.05 // Изобретения. Полезные модели / Федеральный институт промышленной собственности. – 2005. – № 4. – С. 658.

78. Резец для вибрационного резания: пат. 2292990 РФ, МПК В 23 В 27/00/ Д.А. Расторгуев, О.А. Расторгуева, О.И. Драчев, С. В. Николаев; заявитель Тольяттинский государственный университет. – №133783/02; заявл. 18.11.04; опубл. 10.02.07 // Изобретения. Полезные модели / Федеральный институт промышленной собственности. – 2007. – №4. – С. 405.

79. Способ вибротангенциального точения: пат. 2355514 РФ, МПК В 23 В 1 /00 / А.В. Лобусов; заявитель Кубанский государственный технологический университет. – №144800/02; заявл. 03.12.07; опубл. 20.05.09 // Изобретения. Полезные модели / Федеральный институт промышленной собственности. – 2009. – №14. – С. 757.

80. Способ вибрационного резания и вибрационный резец: пат. 2356700 РФ, МПК В 23 В 1/00, В 23 В 27/00 / Э.М. Гоц; заявитель Гоц Эдуард Михайлович. – №128970/02; заявл. 30.07.07; опубл.

27.05.09 // Изобретения. Полезные модели / Федеральный институт промышленной собственности. – 2009. – №15. – С.523.

81. Vibration cutting device and vibration generating device: пат. 2005271171 Япония, МПК В 23 В 1/00, В 23 В 29/12/ Tsuchiya Kazuhiro (Япония); Seiko Epson corp. – №20040091620; заявл. 26.03.2004; опубл. 06.10.2005 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?FT=D&date=20051006&DB=&locale=ru_RU&CC=JP&NR=2005271171A&KC=A&ND=4. – Date of access: 11.12.2011.

82. Vibration cutting apparatus and vibration cutting method: пат. 2008068364 Япония, МПК В 23 В 1/00, В 23 Q 15/013, В 23 Q 17/12 / Sakae Hidetoshi, Kai Satoshi (Япония); Ricon KK. – №20060249436; заявл. 14.09.2006; опубл. 27.03.2008 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?FT=D&date=20080327&DB=&locale=ru_RU&CC=JP&NR=2008068364A&KC=A&ND=4. – Date of access: 11.12.2011.

83. Cutting vibrator, vibratory cutting unit, machining device, mold, and optical element: пат. 2008149456 Япония, МПК В 23 В 1/00, С 23 С 18/16, С 23 С 18/34 / Imai Toshiyuki, Hosoe Hide, Matsuda Hiroyuki (Япония); Konica Minolta opto Inc. – №20070333895; заявл. 26.12.2007; опубл. 03.07.2008 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=0&ND=3&adjacent=true&locale=ru_ruFT=D&date=20080703&CC=JP&NR=2008149456A&KC=A. – Date of access: 11.12.2011.

84. Vibration cutting device and method for vibration cutting: пат. 2010288092 США, МПК В 26 D 1/00, В 26 D 1/547, В 27 В 13/04, В 27 В13/16/ Manger Christoph, Sawatzki-Forster Joerg (Германия); Branson ultraschall. – № 20080744101; заявл. 27.11.2008; опубл. 18.11.2010 // Espacenet [Electronic resource] – Mode of access: http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=0&ND=3&adjacent=true&locale=ru_ruFT=D&date=20101118&CC=US&NR=2010288092A&KC=A1. – Date of access: 11.12.2011

85. Elliptical vibrating cutting tool: пат. 20110015155 Корея, МПК В 23 В 27/02, В 23 В 27/04, В 23 В 29/00 / Lee Tae Hong, Kim Jong Hyuk (Корея); Wia corp. – №20090072735; заявл. 07.08.2009; опубл. 15.02.2011 // Espacenet [Electronic resource]. – Mode of access:

http://wor1dwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?FT=D&date=20110215&DB=EPODOC&locale=ru_ru&CC=KR&NR=20110015155A&KC=A&ND=4. – Date of access: 11.12.2011.

86. Способ обработки резанием с кинематическим дроблением стружки заготовки из вязкого металла или сплава: пат. 19193 Респ. Беларусь, МПК В 23В 25/02 / В.И. Молочко, С.С. Данильчик; заявитель Белорус. нац. техн. ун-т. – № а20111660; заявл. 06.12.2011; опубл. 30.06.2015 // Вынаходствы. Карысныя мадэлі. Прамысл. узоры [Электронный ресурс]: Афіцыйны бюл. / Национальный центр интеллектуальной собственности. – 2015. – № 3 – С. 67.

87. Мансырев, И.Г. Способы кинематического дробления стружки при резании / И.Г. Мансырев // Станки и инструмент. – 1976. – №2. – С. 32–34.

88. Пискунов, Н.С. Дифференциальное и интегральное исчисления для втузов: учеб. пособие для втузов: в 2 т / Н.С. Пискунов. – 13-е изд. – М.: Наука, Главная редакция физико-математической литературы, 1985. – Т. 2. – 560 с.

89. Яблонский, А.А. Курс теоретической механики: учебник / А.А. Яблонский, В.М. Никифорова. – 9-е изд., стер. – СПб.: Лань, 2004. – 768 с.

90. Бутенин, Н.В. Курс теоретической механики / Н.В. Бутенин, Я.Л. Лунц, Д.Р. Меркин. – 8-е изд., стер. – СПб.: Лань, 2006. – 731 с.

91. Режимы резания металлов: справочник / Ю.В. Барановский [и др.]; под общ. ред. А.Д. Корчемкина. – М.: НИИТавтопром, 1995. – 456 с.

92. Свешников, В.К. Станочные гидроприводы: справочник / В.К. Свешников, А.А. Усов. – М.: Машиностроение, 1982. – 464 с.

93. Кацев, П.Г. Статистические методы исследования режущего инструмента / П.Г. Кацев. – М.: Машиностроение, 1968. – 156 с.

94. Кораблев, П.А. Пути повышения точности обработки на металлорежущих станках в приборостроении / П.А. Кораблев. – М.: Машиностроение, 1974. – 120 с.

95. Муслина, Г.Р. Измерение и контроль геометрических параметров деталей машин и приборов: учеб. пособие / Г.Р. Муслина, Ю.М. Правиков; под общ. ред. Л.В. Худобина. – Ульяновск: – УлГТУ, 2007. – 220 с.

96. Колев, К.С. Технология машиностроения: учеб. пособие для вузов / К.С. Колев. – М.: Высш. шк., 1977. – 256 с.

97. Маталин, А.А. Технология машиностроения: учеб. для машиностроит. вузов / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 496 с.

98. Общетехнический справочник / Е.А. Скороходов [и др.]; под общ. ред. Е.А. Скороходова. – 4-е изд., испр. – М.: Машиностроение, 1990. – 496 с.

99. Макаров, А.Д. Износ инструмента, качество и долговечность деталей из авиационных материалов: учеб. пособие / А.Д. Макаров, В.С. Мухин, Л.Ш. Шустер. – Уфа: Уфимский авиац. ин-т, 1974. – 372 с.

100. Медведев, Д.Д. Точность обработки в мелкосерийном производстве / Д.Д. Медведев. / М.: Машиностроение, 1973. – 120 с.

101. Лоладзе, Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.

102. Симонян, М.М. Влияние ударных воздействий и адгезионных явлений на стойкость твердосплавного инструмента при прерывистом резании / М.М. Симонян, М.О. Навоян, К.С. Кочарян // Вестник машиностроения. – 2006. – №9. – С. 67–69.

103. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев [и др.]; под общ. ред. И.А. Ординарцева. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. – 846 с.

104. Допуски и посадки: справочник: в 2ч. / В.Д. Мягков [и др.]. – 6-е изд. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1982. – Ч.1. – 543 с.

105. Справочник технолога-машиностроителя: в 2 т. / Ю.А. Абрамов [и др.]; под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд. – М.: Машиностроение, 1985. – Т. 2. – 496 с.

106. Марков, А.И. Ультразвуковая обработка материалов / А.И. Марков. – М.: Машиностроение. – 1980. – 237 с.

107. Расчеты на прочность в машиностроении: в 3 т. / С.Д. Пономарев [и др.]; под ред. С. Д. Пономарева. – М.: Машгиз, 1956–1959. – Т. 1: Теоретические основы и экспериментальные методы. Расчеты стержневых элементов конструкций при статической нагрузке. – 1956. – 884 с.

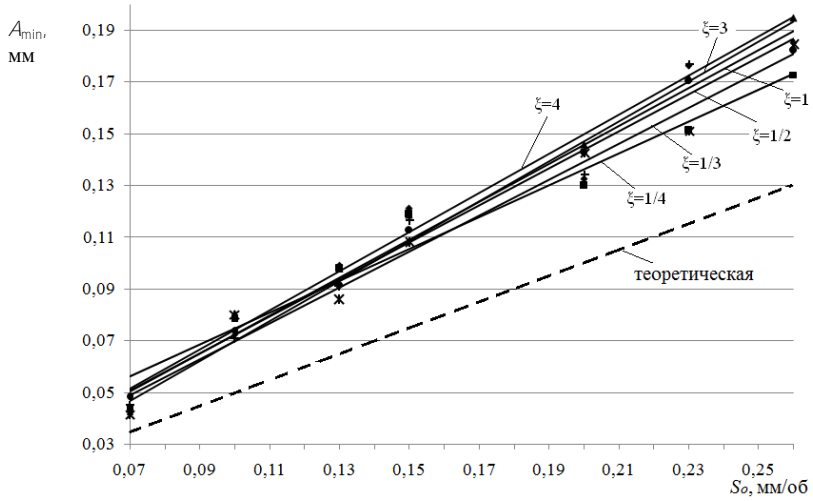
108. Никитин, Н.Н. Курс теоретической механики: учеб. для машиностроит. и приборостроит. спец. вузов. / Н.Н. Никитин. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. ШК., 1990. – 607 с
109. Крылов, Н.М. Введение в нелинейную механику / Н.М. Крылов, Н.Н. Боголюбов. – Киев: АН УССР, 1937. – 366 с.
110. Джонсон, Н. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке. Методы обработки данных / Н. Джонсон, Ф. Лион; пер. сангл. Е.Г. Коваленко [и др.]; под ред. Э.К. Лецкого. – М.: Мир, 1980. – 610 с.
111. Кринецкий, И.И. Основы научных исследований / И.И. Кринецкий. – Киев: Вища шк., 1981. – 210 с.
112. Кутлалиев, Х.Х. Разработка процессов вибрационного резания при точении поверхностей сложной формы фасонными резцами / Х.Х. Кутлалиев // Изв. вузов. Машиностроение. – 1993. – № 2. – С. 92–95.
113. Асташев, В.К. Влияние ультразвуковых колебаний резца на процесс резания / В.К. Асташев // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1992. – №3. – С. 81–86.
114. Асташев, В.К. Использование метода копечных элементов для моделирования термомеханических процессов, сопровождающих ультразвуковое резание / В.К. Асташев, А.В. Разипкин // Вестник научно-технического развития. – 2009. – № 1. – С. 18–25.
115. Бабаков, И.М. Теория колебаний / И.М. Бабаков. – М.: Наука, 1968. – 560 с.
116. Киселев, М.Г. Математическое моделирование процесса контактного взаимодействия тел в условиях ультразвукового нагружения / М.Г. Киселев, В.А. Ибрагимов // Приборостроение. – 1989. – Вып. 11. – С. 98–102.
117. Киселев, М.Г. Моделирование режимов взаимодействия деформирующего инструмента с ограниченным диском при ультразвуковой укатке / М.Г. Киселев, Д.А. Степаненко // Вестник Могилевского государственного технического университета. – 2005. – № 2. – С. 56–62.
118. Кораблев, П.А. Точность обработки на металлорежущих станках в приборостроении / П.А. Кораблев. – М.: Машиностроение, 1962. – 228 с.

119. Большов, Л.Н. Таблицы математической статистики / Л.Н. Большов, Н.В. Смирнов. – М.: Наука, 1963. – 464 с.
120. Баранов, А.В. Расчет стойкости осевого лезвийного инструмента / А.В. Баранов // СТИН. – 2001. – № 3. – С. 25–27.
121. Инженерия поверхности деталей / под ред. А.Г. Суслова. – М.: Машиностроение, 2008. – 320 с.
122. Ляндон, Ю.Н. Функциональная взаимозаменяемость в машиностроении / Ю.Н. Ляндон. – М.: Машиностроение, 1967. – 220 с.
123. Пуш, В.Э. Формообразование поверхности при точении с учетом относительных колебаний заготовки и инструмента / В.Э. Пуш, Н.А. Кочинев, А.Х. Хачатрян // Станки и инструмент. – 1991. – №7. – С. 28–30.
124. Справочник технолога-машиностроителя: в 2 т. / А.М. Дальский [и др.]; под ред. А.М. Дальского [и др.]. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение-1, 2001. – Т. 2. – 944 с.
125. Шустиков, А.Д. Влияние вибраций на износ инструмента / А.Д. Шустиков // СТИН. – 2000. – № 1. – С. 12–16.
126. Шафиков, А.А. Интенсивность автоколебаний при резании и оптимизация процесса изнашивания режущего инструмента / А.А. Шафиков // СТИН. – 2009. – № 9. – С. 19–23.
127. Резцовая державка: пат. 1294 Респ. Беларусь, МПК В 23 В 29/04 / Станчук Э.А., Филонов И.П., Беляев Г.Я., Присевок А.Ф., Федорцев В.А., Соловей А.И., Прохоренко Д.М.; заявитель Белорус. гос. политех. акад. – №128; заявл. 04.02.1995; опубл. 16.09.1996 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 1996. – № 3. – С. 118.
128. Резцовая державка: пат. 3046 Респ. Беларусь, МПК В 23 В 29/034 / А.Ф. Присевок, В.Г. Куптель, М.М. Кривомаз, В.А. Федорцев, Г.Я. Беляев, Н.Т. Минченя, А.Н. Лаврентьев, Д.М. Прохоренко; заявитель Белорус. гос. политех. акад. – №970420; заявл. 01.08.1997; опубл. 30.09.1999 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 1999. – №3. – С. 103–104.
129. Сутормин, В.И. Выбор оптимальных средств при автоматизированном виброрезании / В.И. Сутормин, А.В. Ерошенков // Механизация и автоматизация производства. – 1991. – №4. – С. 11–13.

ПРИЛОЖЕНИЯ

ПРИЛОЖЕНИЕ А

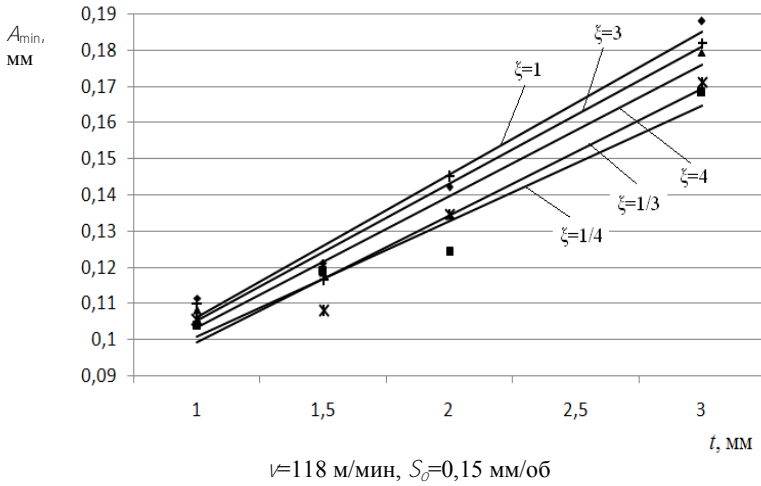
Зависимость минимальной амплитуды колебаний инструмента от подачи при точении стали ШХ15



$v=118$ м/мин, $f=1,5$ мм

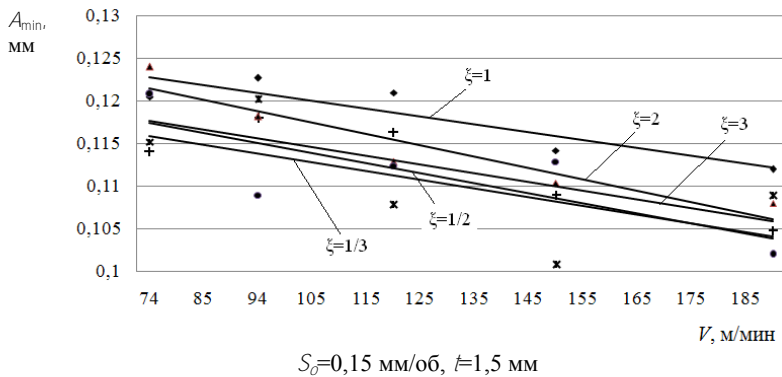
ПРИЛОЖЕНИЕ Б

Зависимость минимальной амплитуды колебаний инструмента от глубины резания при точении стали ШХ15



ПРИЛОЖЕНИЕ В

Зависимость минимальной амплитуды колебаний инструмента от скорости резания при точении стали ШХ15



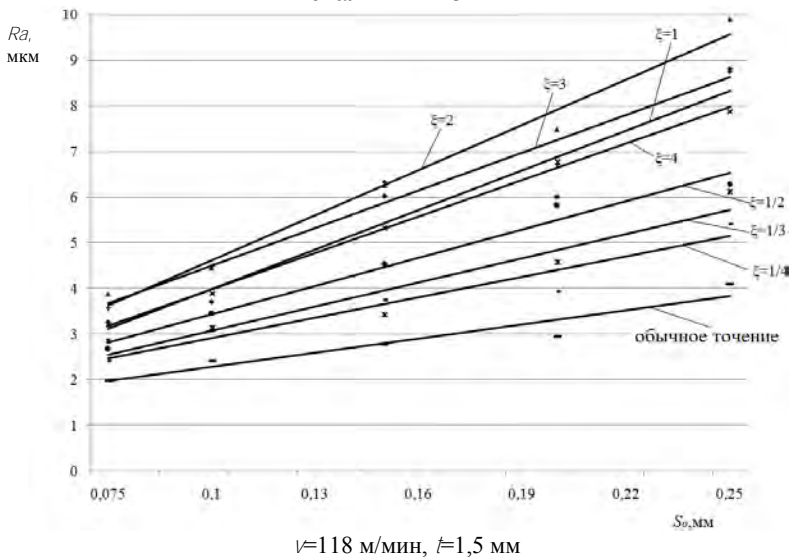
ПРИЛОЖЕНИЕ Г

Регрессионные модели зависимости минимальной амплитуды A_{\min} колебаний инструмента от режимов резания Сталь 45

ξ	Регрессионная модель	Расчетное значение критерия $F_{\text{расч}}$	Табличное значение критерия $F_{\text{табл}}$
1/3	$A_{\min} = 0,0098 + 0,04409 S_o + 0,0215 t + 0,0002 v$	1,060598	2,67
1/2	$A_{\min} = 0,00036 + 0,48775 S_o + 0,02092 t - 0,00018 v$	0,67667	
2	$A_{\min} = -0,00295 + 0,452941 S_o + 0,033855 t - 0,00028 v$	0,179937	
1	$A_{\min} = -0,00093 + 0,40665 S_o + 0,027423 t$	0,99336	

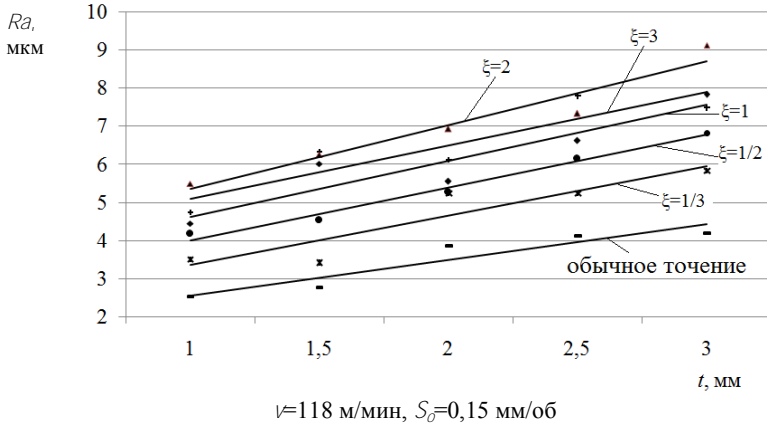
ПРИЛОЖЕНИЕ Д

Зависимость шероховатости поверхности от подачи при точении стали ШХ15



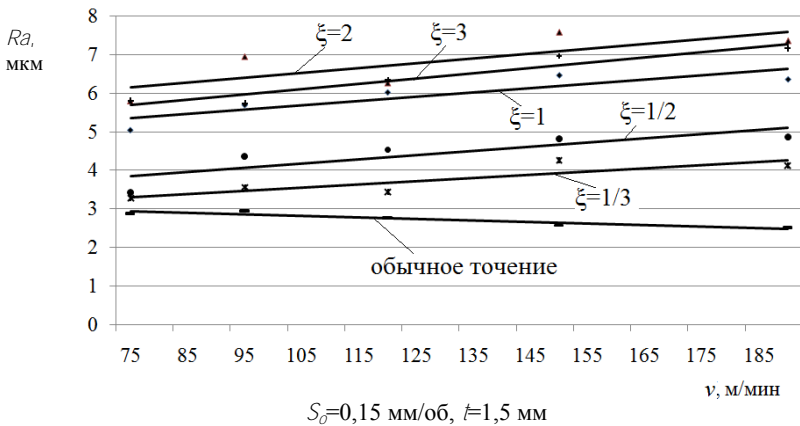
ПРИЛОЖЕНИЕ Е

Зависимость шероховатости поверхности от глубины резания при точении стали ШХ15



ПРИЛОЖЕНИЕ Ж

Зависимость шероховатости поверхности от скорости резания при точении стали ШХ15



ПРИЛОЖЕНИЕ 3

Регрессионные модели зависимости шероховатости поверхности от режимов резания

Сталь 45

ξ	Регрессионная модель	Расчетное значение критерия $F_{\text{расч}}$	Таблич- ное значение критерия $F_{\text{табл}}$
3	$Ra = 0,00727 + 14,69341 S_o + 1,11419 t + 0,00742 v$	0,358	2,67
2	$Ra = -3,71242 + 23,10864 S_o + 1,93065 t + 0,02555 v$	0,106	
1	$Ra = -0,70230 + 16,74509 S_o + 1,36006 t + 0,01032 v$	1,428	
1/2	$Ra = -0,83113 + 17,71756 S_o + 1,35189 t$	0,644	
1/4	$Ra = 1,04835 + 6,22759 S_o + 0,4899 t + 0,00392 v$	1,892	
обычное точение	$Ra = -0,03779 + 7,97747 S_o + 0,77716 t$	1,018	

Сталь ШХ15

ξ	Регрессионная модель	Расчет- ное значение критерия $F_{\text{расч}}$	Таблич- ное значение критерия $F_{\text{табл}}$
3	$Ra = 1,60687 + 16,14227 S_o + 1,024159 t + 0,00823 v$	1,139	2,67
2	$Ra = -0,23144 + 27,13 S_o + 0,80384 t + 0,01007 v$	0,654	
1	$Ra = 0,16202 + 24,59395 S_o + 0,54242 t + 0,00865 v$	0,226	
1/2	$Ra = 0,84908 + 16,16627 S_o + 1,29713 t + 0,0057 v$	1,592	
1/3	$Ra = -1,40702 + 16,10065 S_o + 1,46414 t$	1,145	
1/4	$Ra = -1,66673 + 16,53705 S_o + 1,30433 t + 0,00378 v$	1,353	
обычное точение	$Ra = -0,96363 + 14,25214 S_o + 1,43088 t + 0,00715 v$	0,891	

Научное издание

ДАНИЛЬЧИК Сергей Сергеевич
ИВАЩЕНКО Сергей Анатольевич
КАШТАЛЬЯН Иван Алексеевич и др.

ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

Подписано в печать 24.02.2018. Формат 60×84 ¹/₁₆. Бумага офсетная. Ризография.
Усл. печ. л. 14,24. Уч.-изд. л. 11,14. Тираж 100. Заказ 28.

Издатель и полиграфическое исполнение: Белорусский национальный технический университет.
Свидетельство о государственной регистрации издателя, изготовителя, распространителя
печатных изданий № 1/173 от 12.02.2014. Пр. Независимости, 65. 220013, г. Минск.