ХОДЖИБЕРГЕНОВ ДАВЛАТБЕК ТУРГАНБЕКОВИЧ

КИНЕМАТИКА И ДИНАМИКА ПРОЦЕССА РОТАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ

Шымкент, 2012

УДК 669.01
ББК 34.63
Х69

Монография рекомендована к изданию Методическим советом ЮКГУ им. Ауезова. (протокол № 6 от «09» июля 2012 г.)

Рецензенты:
1. Волненко А.А. - директор НИИ «Механика и машиностроение» ЮКГУ им. М. Ауезова, доктор технических наук, профессор.
2. Исмаилов А.А. - доктор технических наук, профессор кафедры «ТСМИиК» ЮКГУ им. М. Ауезова.
3. Серманизов С.С. - доктор технических наук, профессор Академического инновационного университета

Ходжибергенов Д.Т.
Х69 Кинематика и динамика процесса ротационной обработки: монография.- Шымкент :
№ Южно-Казахстанский государственный университет им. М.Ауезова, 2012.- 172 с.

ISBN 9965-870-85-3

Монография посвящена вопросам комплексного исследования, со структурно-параметрическим анализом ротационной обработки. Подробно рассмотрен механизм деформаций, отличающийся от традиционных, обоснован выбор марки инструментального материала и предложены критерии, регламентирующие стойкость ротационных инструментов в зависимости от обрабатываемого материала и режимов резания. В работе разработана новая методика, уточняющая зависимость угла сдвига слоев обрабатываемого материала от геометрии инструмента за счет замены трения скольжения на контактных поверхностях обкатыванием. Произведена методика расчетов и аналитические зависимости определения кинематических параметров режущей части инструмента при ротационном резании для практического применения.

Монография предназначена для студентов, магистрантов, докторантов, преподавателей технических вузов и факультетов, а также может быть использована при проведении дальнейших научных исследований в области резания металлов. Работа может быть полезна конструкторам и технологам машиностроительных производств.

УДК 669.01
ББК 34.63

© Ходжибергенов Д.Т., 2012
© Южно-Казахстанский государственный университет им. М.Ауезова, 2012

ISBN 9965-870-85-3

ОГЛАВЛЕНИЕ

Оглавление…… 4
Введение…… 6
Список сокращений…….. 7

Глава I Схемы резания в процессе лезвийной обработки

§ 1.1 Анализ кинематических схем резания материалов..... 10
§ 1.2 Ротационное резание……. 16
§ 1.3 Взаимосвязь процессов деформации и стружкообразования при ротационной обработке…… 19
§ 1.4 Особенности построения кинематических схем при ротационной обработке и их влияние на динамику процесса……. 22
§ 1.5 Особенности тепловых процессов при ротационной обработке…… 28
§ 1.6 Влияние схемы резания, геометрии и режимов обработки на качество обработанной поверхности……. 32

Глава 2 Математическое моделирование особенностей механики взаимодействия режущего инструмента и материала детали

§ 2.1 Упрочняющая обработка поверхностей пластическим деформированием..... 38
§ 2.2 Анализ контакта режущего нструмента с обрабатываемой поверхности детали …….. 44
§ 2.3 Изменение параметров площади контакта при тангенциальном перемещении тел…….. 48
§ 2.4 Тепловая задача для процесса многолезвийного ротационного резания……... 51

Глава 3 Методика экспериментальных исследований

§ 3.1 Экспериментальная установка и геометрические схемы резания……... 69
§ 3.2 Методика экспериментального изучения стружкообразования при МРО…… 74
§ 3.3 Исследования силовых характеристик процесса МРО……. 78
§ 3.4 Измерение температуры в зоне резания…… 79

Глава 4 Статические, кинематические и динамические параметры в процессе ротационной обработки

§ 4.1 Статические и кинематические параметры инструмента в

процессе ротационной обработки…….. 84
§ 4.2 Влияние схемы резания на кинематические параметры процесса резания……. 87
§ 4.3 Влияние параметров процесса резания на температуру и силы резания при ротационной обработке……. 93
§ 4.4 Анализ экспериментальных результатов при измерении силы резания и температуры……... 107
§ 4.5 Работа, затрачиваемая на пластические деформации в срезаемом слое при РО..... 113
§ 4.5 Определение активной дуги режущей кромки при РО……. 116
Глава 5 Проблема стружкообразования
§ 5.1 Особенности стружкообразования при РО…… 120
§ 5.2 Влияние кинематических параметров на форму стружки и угол сдвига……. 126
§ 5.3 Особенности обработанной поверхности и поверхности сдвига при увеличении числа режущих лезвий 131
§ 5.4 Взаимосвязь между передним углом γ и углом сдвига β_1.... 136
§ 5.5 Проблемы управления образующейся стружкой в процессах ротационной обработки……. 138
Глава 6 Вопросы стойкости режущего инструмента и качество поверхности при многолезвийной обработке
§ 6.1 Стойкость при черновой и чистовой обработке быстрорежущим инструментом…….. 140
§ 6.2 Стойкость твердосплавного инструмента……. 145
§ 6.3 Качество обработанной поверхности……...…….. 150
Заключение 161
Список литературы……...…… 162

ВВЕДЕНИЕ

Современное состояние машиностроительного производства требует все более широкого использования материалов с особыми и специфическими свойствами, которые трудно обрабатываются резанием (детали мельниц для измельчения горных пород, различные жаростойкие стали и сплавы, долотные стали, броневые стали, закаленные стали, титан и его сплавы и т.д.). Обработка таких материалов связана с большим расходом инструментального материала при традиционных способах механической обработки. При этом обработанная поверхность должна соответствовать требованиям к её качеству (как правило, шероховатость Ra<1 мкм). При этом желательно, чтобы относительная опорная длина профиля tp на уровне сечения 0,3 была не менее 40%. Обеспечение таких показателей связано с необходимостью применения абразивной обработки. При этом обработанная поверхность «шаржируется» микрочастицами абразива.

Предлагаемый способ ротационный обработки основан на трении качения между задней поверхностью режущего клина и обрабатываемой поверхностью, и не требует значительных усилий для взаимодействия, что всегда допустимо. При этом самовращение инструмента происходит в основном с помощью трения скольжения между передними поверхностями режущего клина и сбегающей стружкой.

В технической литературе методы ротационной обработки рассматриваются, как правило, обособленно, без связи с другими методами механической обработки, не показаны тенденции их развития [1 ÷ 11]. Это снижает эффективность использования методов ротационной обработки, т.к. машиностроительные предприятия ориентированы на использование определенного, традиционного метода с учетом объективных условий применения и тенденции его развития.

Способ позволяет лезвийной обработкой достичь требуемого качества обработанной поверхности, исключив при этом необходимость применения абразивной обработки. Это избавит от «шаржирования» (от заражения обработанной поверхности мелкими частицами абразивного инструмента, которые впоследствии вкрепляются в поверхность), что отрицательно сказывается на износостойкости обработанной детали в процессе эксплуатации её в узлах машин. Особенно важным является этот момент для подвижных соединений. Кроме токарных, ротационная обработка может быть реализована на строгальных и фрезерных станках.

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ

Для систематизации экспериментальных данных, базируясь на ранее принятых данных, введем обозначения в геометрические и установочные параметры ротационного инструмента в следующем порядке:

— РИ – ротационный инструмент;

— РО - ротационная обработка;

— РР – ротационное резание;

— МРО – многолезвийная ротационная обработка;

— РРИ –ротационный режущий инструмент;

— МРРИ – многолезвийный ротационный режущий инструмент.

1. Режущее лезвие обозначаем буквой «L» в зависимости от количества режущего лезвия, перед «L» ставим коэффициент (рисунок 1).

2. Эксперименты проводились с заточенными и не заточенными задними (параллельной оси инструмента) поверхностями (рисунок 2).

3. В зависимости от условий экспериментов многолезвийный ротационный инструмент устанавливался одним указанным лезвием по центру станка. Так как наибольшую внедренную точку режущего лезвия назвали буквой «М», обозначения производим в таком же порядке. Точка «М» первого лезвия по центру 1М (рисунок 3,а) или точка «М» третьего лезвия по центру 3М (рисунок 3,б).

4. Согласно условиям экспериментов происходило смещение активной дуги части режущих кромок относительно линии центров станка выше или ниже последней. Когда режущая кромка устанавливалась ниже линии центров станка, к выше указаннму обозначению добавляем букву «М» - 1 MPN (рисунок 5,а), при установлении выше добавим букву «V» - 1 MPV (рисунок 5,б). Если буквы V и n отсутствуют, значит, режущая кромка установлена по линии центров станка (рисунок 5,в).

Если режущее лезвие МРИ имеет не заточенную заднюю поверхность, то ее можно установить по центру с правой кромки, левой кромки или по середине. При установке первого лезвия по центру с правой кромки к вышеуказанному обозначению добавим букву «Р»-1 MP (рисунок 4,а). Аналогично при установке по левой кромке - 1 ML (рисунок 4,б), посередине - 1 MS (рисунок 4,в).

К примеру:

Трехлезвийный ротационный резец - 3L (рисунок 1,а), или однолезвийный ротационный резец - 1L (рисунок 1, б).

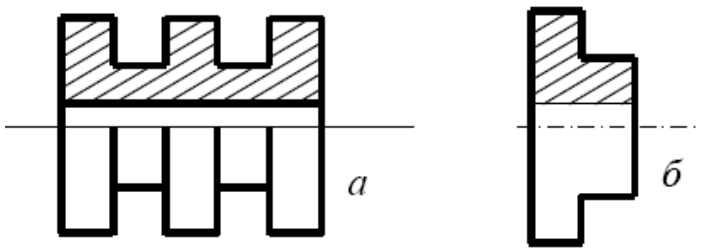


Рисунок 1. Многолезвийный (а) и однолезвийный (б) ротационный инструмент

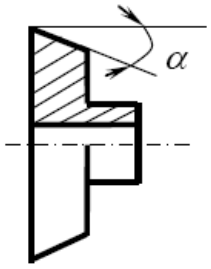


Рисунок 2. Однолезвийный ротационный инструмент

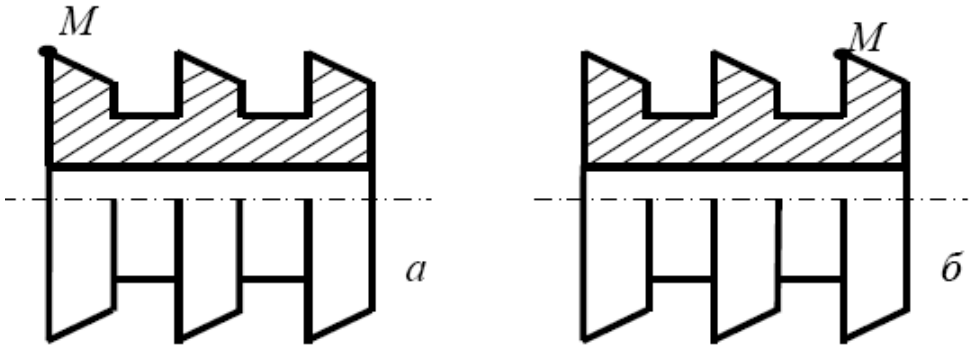


Рисунок 3. Многолезвийный ротационный инструмент (МРИ)

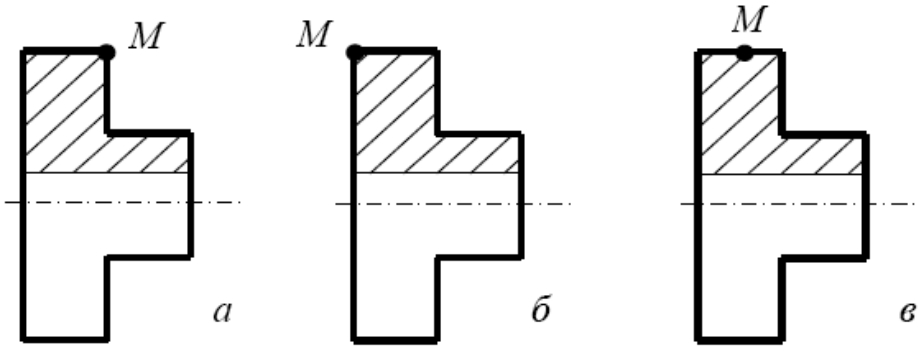
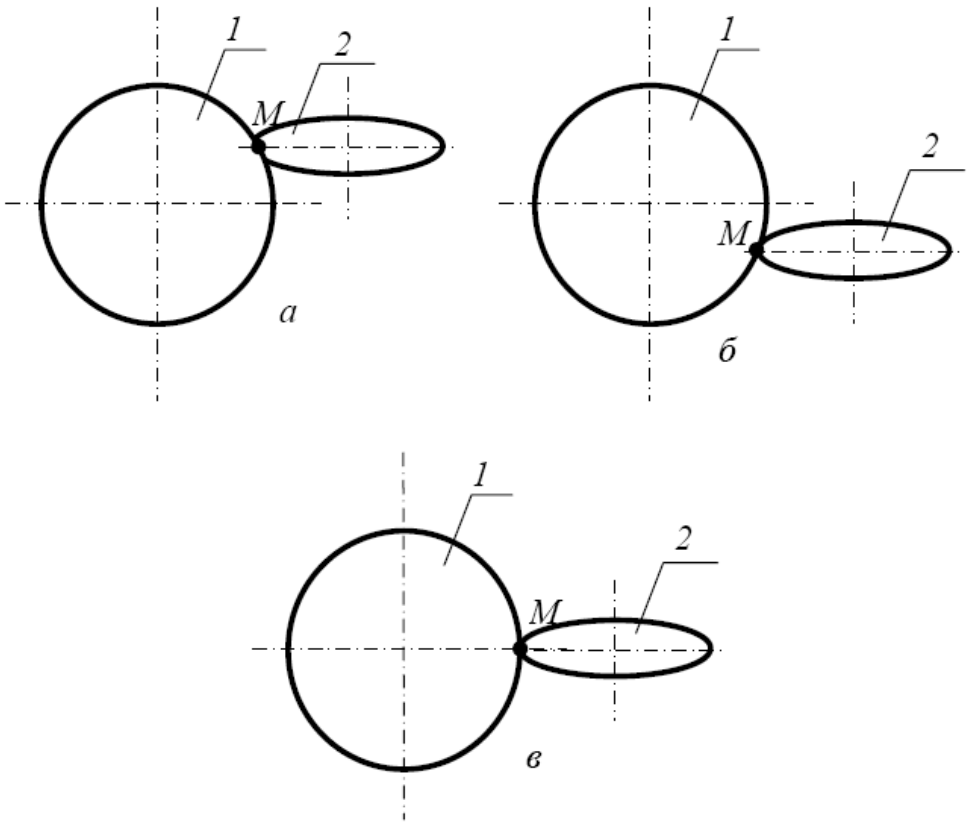


Рисунок 4. Однолезвийный ротационный инструмент



1 - заготовка; 2 - ротационный инструмент.

Рисунок 5. Схема расположения ротационного инструмента относительно линии станков

ПЕРЕЧЕНЬ ИСПОЛЬЗОВАННЫХ НОРМАТИВНЫХ ДОКУМЕНТОВ

1. ГОСТ 25762-83. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий.

2. ГОСТ 24705-27-83. Основные нормы взаимозаменяемости. Допуски формы и расположения поверхностей. Числовые значения.

Глава I

СХЕМЫ РЕЗАНИЯ В ПРОЦЕССЕ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ

§ 1.1 Анализ кинематических схем резания материалов

Известные методы механической обработки работают на принципе скольжения между его режущей частью, сбегающей стружкой и обработанной поверхностью [13]. Скорость относительного скольжения в значительной мере определяет как энергические затраты на осуществление процесса [6], так и стойкость инструмента, качество обработанной поверхности. Вместе с тем, уменьшение скорости относительного скольжения в контактных зонах инструмента с обрабатываемым материалом может быть достигнуто заменой скольжения, при их взаимодействии, на качение.

Чтобы срезать с заготовки некоторый слой, необходимо режущий инструмент внедрить в металл, что можно осуществить приложением соответствующей силы и при условии, если твердость инструмента при достаточной его прочности будет больше твердости обрабатываемого металла. Далее при относительном перемещении инструмента при достаточной его прочности будет больше твердости обрабатываемого металла. При дальнейшем относительном перемещении инструмента и заготовки, т. е. в процессе резания, инструмент, особенно его режущая часть (непосредственно соприкасающаяся с обрабатываемым металлом), подвергается большим давлениям, трению и нагреву, что приводит к износу режущего инструмента, а иногда и к полному его разрушению. Поэтому основными требованиями, предъявляемыми к материалам, применяемым для изготовления режущего инструмента, являются [1]:

1) Достаточная твердость и прочность;

2) Износостойкость при высокой температуре нагрева и в течение продолжительного времени.

Известные методы повышения стойкости режущих инструментов, основанные на новых инструментальных материалах, упрочнении рабочих поверхностей инструментов и оптимизации геометрии режущей части в настоящее время практически исчерпаны. Они не исключают основную причину износа инструментов — наличие трения скольжения в контакте инструмента и заготовки в зоне резания, а лишь противодействуют

последствиям этого трения, т.е. уменьшают влияние на стойкость тепловыделения, механического и адгезионного изнашивания рабочих поверхностей инструментов [14].

Если рассмотреть традиционные схемы процесса резания (рисунок 1.1), режущий инструмент, внедряясь в обрабатываемую заготовку на определенную глубину, выполняет очень большую работу деформации. Так как направление скоростей резания и стружки имеют большое расхождение.

Передняя поверхность режущего инструмента в процессе отделения припуска от обрабатываемой поверхности, останавливая его, направляет в обратную сторону. Таким образом, отделяемая стружка подвергается большой деформации, что приводит к увеличению температуры резания, износу инструмента и т.д. Сохраняя прочность инструмента, мы не имеем возможности увеличить передний угол γ для того, чтобы улучшить процесс резания. Во всех схемах традиционной лезвийной обработки можно выделить режущий клин, характеризующийся углами резания и углом самого клина β. При выборе значений этих углов необходимо учитывать двойное требование к конструкции режущей части. Так, обеспечение максимальной прочности режущего клина требует увеличения угла клина β и выбора минимально необходимого значения угла α [15].

Схемы резания, нашедшие наибольшее применение в практике традиционной лезвийной обработки материалов [4,12,16,17], можно условно разделить на две группы (рисунок 1).

Первая из них (рисунок 1.1, *а; б*) предусматривает процесс резания с неразрывным контактом между режущей кромкой и обрабатываемым материалом за один проход. Такая схема имеет место, например, при точении, строгании, протягивании. При этом режущий инструмент закреплен статически или перемещается со скоростью движения подачи. Относительная стабильность, обеспечиваемая непрерывностью процесса резания и более жесткая система СПИД, при работе этой схемы, являются основными ее достоинствами. Следует также отметить еще одно немаловажное преимущество этой схемы, которая заключается в том, что непрерывность контакта, при правильно выбранных режимах резания способствует разупрочнению слоев обрабатываемого материала в зоне предварительной пластической деформации. В то же время, что режущая кромка и контактные поверхности инструмента подвержены термодинамическим напряжениям большой величины на протяжении

всего времени, затрачиваемого на проход, является недостатком, присущим этой схеме резания.

Вторая группа (рисунок 1.1, *в*) схем резания характеризуется наличием вращения режущего инструмента, имеющего несколько режущих зубьев. Каждый зуб периодически кратковременно участвует в процессе резания и за время холостого пробега успевает восстановить свои прочностные свойства. Снимаемый припуск за один проход распределяется на каждый зуб. Эти преимущества позволяют значительно увеличить производительность процесса резания. Однако прерывистость процесса резания каждым зубом вносит дополнительные возмущения сил резания, а также зачастую приводит к упрочнению обрабатываемого материала в зоне резания. Эти обстоятельства отрицательно влияют на качество обрабатываемой поверхности и стойкость режущего инструмента.

Кроме отмеченного, есть еще два фактора, которые присущи обеим группам.

Первый заключается в том, что срезаемая в процессе стружка контактной стороной трется по передней поверхности, а обработанная поверхность - по задней поверхности инструмента. Причем оба фрикционных контакта работают в особо тяжелых условиях.

Второй фактор, также отрицательно влияющий на стойкость инструмента – это необходимость больших энергетических затрат на работу деформации срезаемого припуска в стружку. В виду того, что направление схода стружки $V_{стр}$ оказывается противоположным относительно главной скорости резания V.

Исходя из выше изложенного анализа схем механической обработки традиционного резания, можно сформулировать следующее:

Точение, строгание

Недостатки:

1. Одно режущее лезвие;
2. Работа деформации $A_{деф} - max$, при $V \neq V_{стр} = max$;
3. Воздействие σ и T^oC постоянно;
4. Коэффициенты трения $\mu \rightarrow \mu_{тр.пер.}$ и $\mu_{тр.зад.} > 0{,}7$ [1,17];
5. Угол резания $\delta \rightarrow \beta < \delta < 90^0$
6. интенсивный износ;
7. проблемы стружки.

Преимущества:

1. Стабильность $P_{рез}$, T^0;

2. Жесткая система СПИД;

3. Обрабатываемый материал разупрочняется в зоне предварительной деформации и сдвига;

Протягивание, то же самое, кроме 1 пункта.

Фрезерная обработка

Недостатки:

Пункты 2,4,5,6,7 сохраняются, дополнительно

8. нестабильность σ и T^oC.

Преимущества:

1. Воздействие σ и T^oC кратковременно.
2. Режущих кромок несколько (прогрессивность).

Сохраняя преимущества с одновременным исключением (или уменьшением влияния) недостатков, присущим им, составляем требования к наиболее рациональной схеме резания, которая должна позволить:

1. Работа деформации $A_{деф} - min;$
2. Коэффициенты трения $\mu - min;$
3. Температура резания $\Theta - min;$
4. $\sigma - min;$
5. γ - $max;$
6. $\beta_1 \approx 45^0$.
7. *Прогрессивность.*

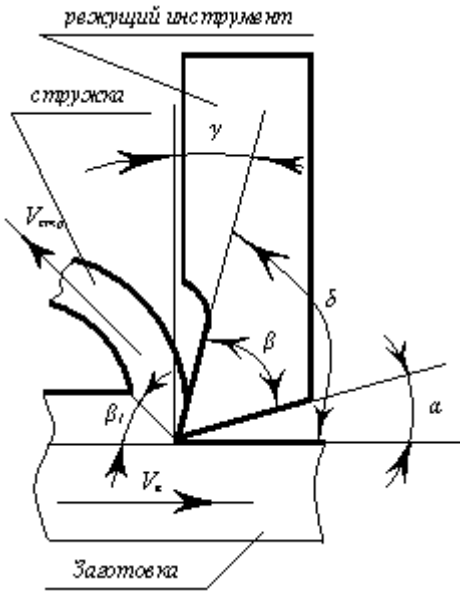
Кроме этого, схема резания должна обеспечить возможность в широком диапазоне варьировать значениями углов при сохранении угла (максимально прочный клин) по возможности максимально по величине. Обеспечить непрерывность контакта режущей кромки с обрабатываемым материалом. Обновлять режущую кромку со скоростью, равной скорости схода стружки. Обеспечить совпадения направлений скорости схода стружки и главного движения. Распределить снимаемый припуск на отдельные режущие кромки или элементы.

Совершенствование существующих и создание новых методов и практических приёмов обработки металлов резанием невозможно без использования других подходов теории о резании металлов, которое все больше применяется и вытесняет традиционные методы механической обработки.

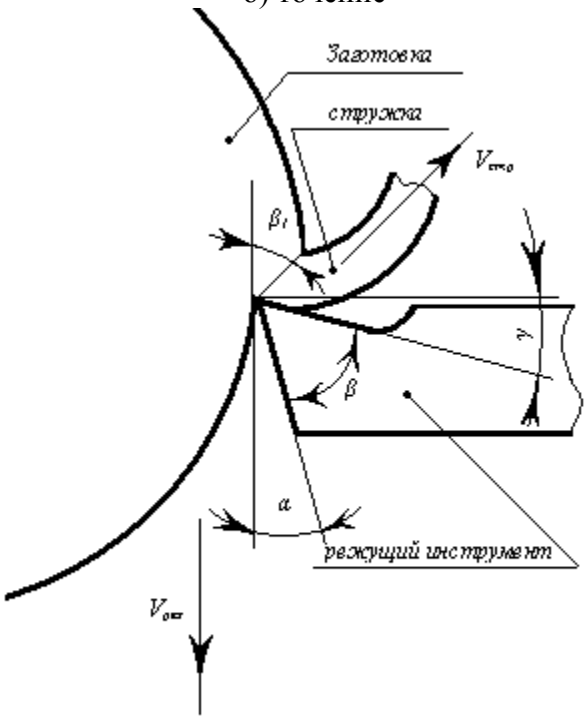
В данное время в ведущих машиностроительных производствах широко применяются нетрадиционные методы механической обработки. В число которых входят ротационные методы обработки [4,5,6]. Схема

резания ротационной обработки [5] приведена на рисунке 1.1, *г*, имеет все перечисленные преимущества. Но в этой схеме одним из главных

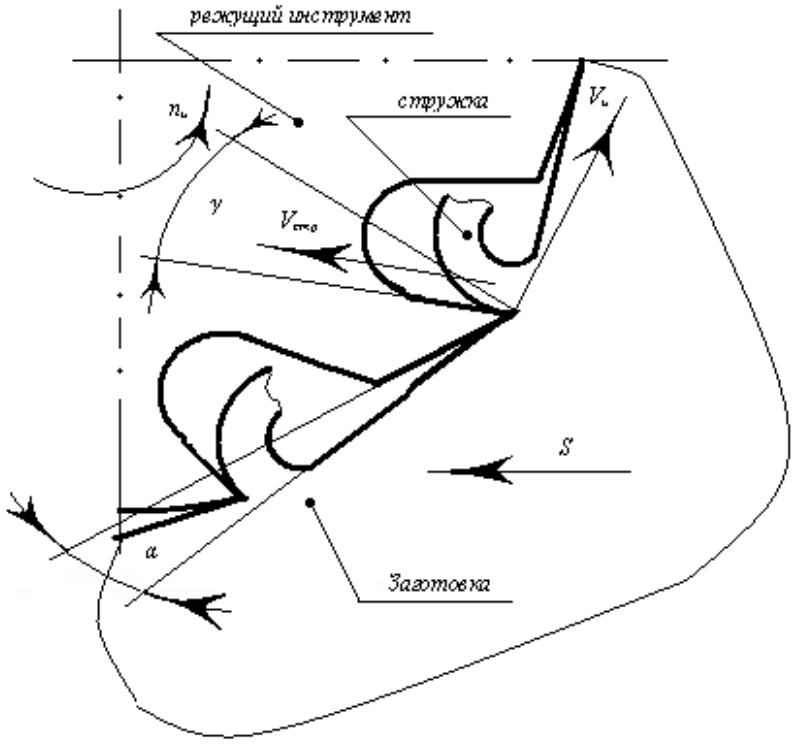
а) протягивание



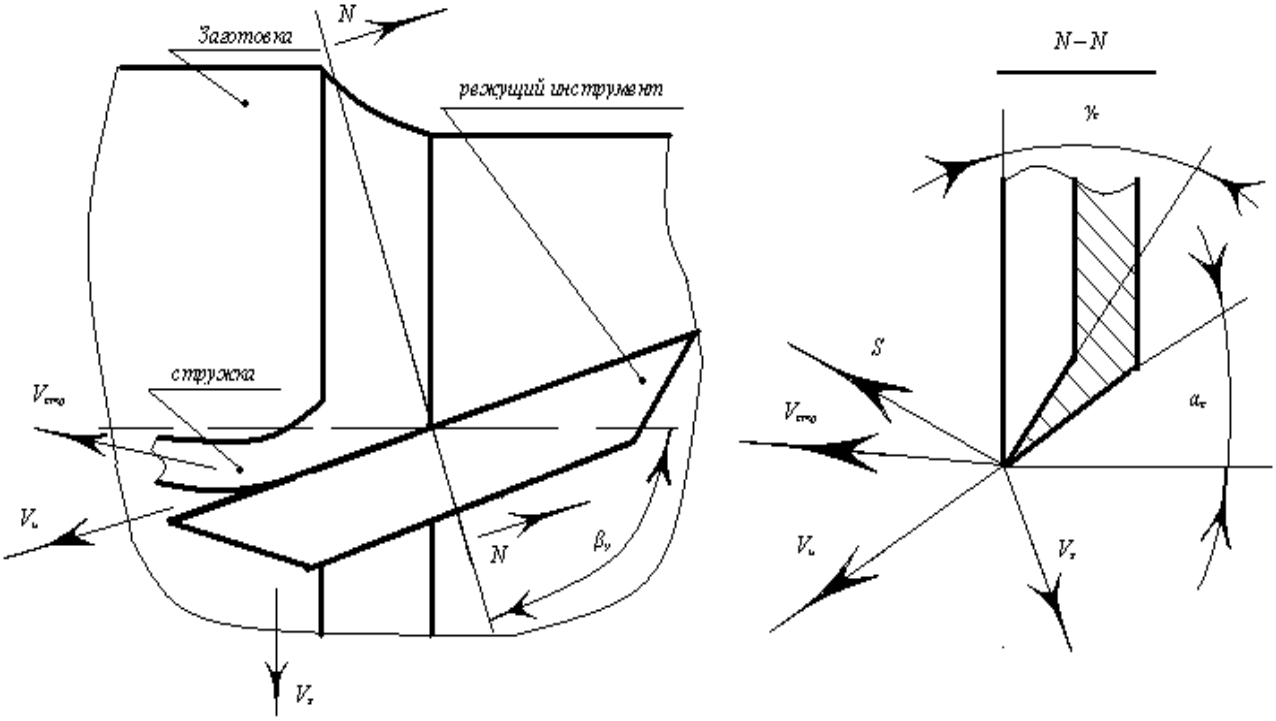
б) точение



в) фрезерование



г) ротационная обработка чашечным резцом



д) ротационная обработка режущим элементом в виде кольца

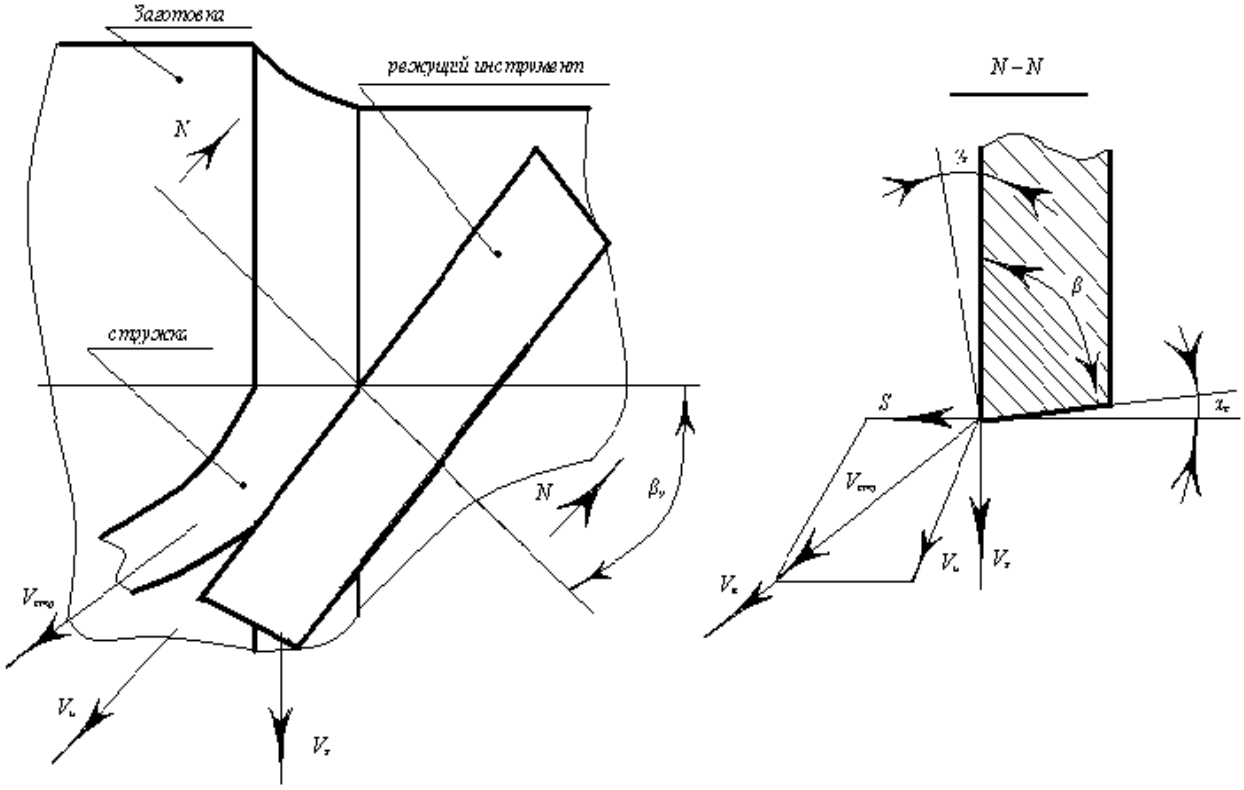


Рисунок 1.1. Схемы резания при механической лезвийной обработке

недостатков является угол установки режущего инструмента β_y. Где скорости резания V_e, стружки $V_{стр}$, инструмента $V_и$ и подача S имеют

большие расхождения. Следующим недостатком служит применение чашечного режущего инструмента, который проскальзывает во время резания.

Схемы резания, обеспечивающие замену, в той или иной мере, скольжения в контактных зонах на качение, отличаются наибольшей эффективностью. Резание металлов с заменой скольжения на качение и осуществляющие этот процесс инструменты названы ротационными, поскольку реализация качения при взаимодействии рабочих поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом переводит резание в класс ротационной обработки [5].

Благодаря большой длине круговой режущей кромки лезвия, непрерывному вращению его во время работы, а также хорошим условиям охлаждения лезвия за время холостого пробега, температура в зоне резания, при обработке ротационным инструментом, по сравнению с традиционным, снижается до 40%.

Исследования базируются на системном физико-математическом анализе контактных и тепловых процессов резания и основных положениях теории обработки материалов резанием. Ряд теоретических исследований были связаны с расчетами геометрических установочных параметров инструмента в кинематике.

Одним из направлений улучшения процесса резания является замена трения скольжения на трение качения в зоне резания, что снижает работу деформирования инструментального и обрабатываемого материалов. Этими свойствами обладают методы ротационной обработки.

Таким образом, исследования в области резания металлов, обоснование новых способов обработки материалов и новых режущих инструментов, несомненно, актуальны и требуют продолжения.

§ 1.2 Ротационное резание

Первые сведения о применении инструментов с вращающимися резцами относятся ко второй половине XIX в. В 1891 году был сконструирован чашечный резец с принудительным вращением для продольного точения. Резец со статическим углом наклона режущей кромки, равным 0°, устанавливался в плоскости центра обрабатываемой детали и приводился во вращение от ходового винта токарного станка. В 1914 г. был предложен первый самовращающийся резец - прототип современных резцов. Чашечный резец, установленный относительно оси

детали под отрицательным статическим углом наклона режущей кромки, приводился во вращение трением, возникающим между резцом и деталью, со скоростью $V_р$, пропорциональной скорости резания V. При обработке детали из низкоуглеродистой стали резцом диаметром 100 мм, установленном $\lambda = 57^0\ 30'$ при глубине резания t = 2, 48(мм); S = 2,12 (мм /об) была достигнута скорость резания V = 145 (м/мин) без заметного нагревания стружки [1].

В 1935 г. появился самовращающийся резец - ролик А.С. Карабанова, образованный поверхностями двух конусов, сложенных большими основаниями, и установленный под положительным углом наклона режущей кромки.

В 1945 г. Б.Ф. Петропавловский подробно исследовал работу самовращающегося токарного резца с положительным углом наклона режущей кромки.

Для обработки труднообрабатываемых конструкционных материалов необходимо использовать износостойкие режущие инструменты. Поэтому внимание специалистов вновь привлекли самовращающиеся ротационные инструменты.

Отличие механики стружкообразования, теплофизики, кинематики, динамики ротационного резания от традиционных методов механической обработки потребовало глубокого их исследования. Начиная с 50 - х годов XX века, начали производиться комплексные теоретические и экспериментальные работы по исследованию процессов ротационного резания.

В зависимости от причины, вызывающей перемещение инструмента в процессе резания, инструменты с вращающимися круглыми резцами можно разделить на две группы: инструменты с принудительным вращением режущей кромки от специального привода и инструменты с самовращением режущей кромки силами трения, возникающими между контактными поверхностями резца и детали.

При переходе от традиционного резания к ротационному, относительное скольжение в контакте рабочих поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом заменяется на качение с долей проскальзывания [4]. Доля проскальзывания характеризует степень реализации основного принципа ротационного резания в конкретном инструменте и определяется кинематическим коэффициентом К, равным отношению линейных скоростей резца $V_р$ детали, $V_д$ при резании:

$$K_v = V_р / V_д \quad (1.1)$$

Взаимное качение двух тел возможно, если хотя бы одно из них является телом вращения. Так как обрабатываемые детали могут иметь различную форму и нецелесообразно ограничивать их применение в процессе резания только вращательным движением, форма тела вращения придаётся инструменту. Значит, переход к ротационному резанию предполагает относительное перемещение режущего лезвия в касательном направлении, а в более простом случае режущая часть инструмента имеет круговую режущую кромку. Тогда касательное перемещение означает вращение её вокруг собственной оси. В общем случае эти изменения сводятся к следующему:

1. Относительное скольжение в контактных зонах, необходимым образом сопровождающее любой известный традиционный метод обработки резанием, заменяется качением с той или иной долей проскальзывания. Осуществление указанной замены сопровождается:

– непрерывным обновлением в процессе резания контактных поверхностей, как обрабатываемой детали, так и инструмента;

– непрерывным обновлением в процессе резания активного участка лезвия;

– резким снижением скорости относительного скольжения в контактных зонах.

2. Для каждого элементарного участка режущего лезвия происходит переход от процесса непрерывного резания к периодически повторяющемуся, прерывистому [5].

Периодизация процесса резания улучшает условия работы контактных поверхностей инструмента, это способствует повышению теплоотвода из зоны резания через инструмент, снижению общей тепловой напряженности процесса и в результате увеличивается период стойкости инструмента.

Известны способы ротационной обработки, основанные на принципе периодизации режущей кромки при непрерывном резании. Они классифицированы в работах [2,3,6,11] Коновалова Е.Г., Гик Л.А., Ходырова В.И. В указанной классификации не рассматривается многолезвийная ротационная обработка (МРО).

Бобров В.Ф., Коновалова Е.Г., Землянский В.А., Кучма Л.К. считают, что главным недостатком для самовращающегося ротационного чашечного резца является проскальзывание.

В теории обработки резанием общепризнано, что трение скольжения играет главенствующую роль в процессе износа режущего инструмента. Именно на этой основе базируется современная теория износа и стойкости инструмента [13]. Очевидно, что для повышения его износостойкости следует создать условия, при которых кинематическое трение в контактных зонах будет минимальным.

Решение этого вопроса привело к созданию инструментов с перемещающейся режущей кромкой с задним и передним углом, равным нулю в кинематике [19,20,21].

§ 1.3 Взаимосвязь процессов деформации и стружкообразования при ротационной обработке

При работе инструментами с самовращающимися режущими чашками режущая кромка в процессах резания перемещается вдоль самой себя. Это усложняет процесс образования стружки по сравнению с обычным косоугольным резанием.

В работах, посвященных процессам ротационной обработки вопрос стружкообразования, как правило, обязательно затрагивается [1,2,3,5,6,11,22-28].

Часть работ, посвященных вопросу стружкообразования (на основании анализа микрошлифов, микротвердости и корней стружек) при ротационной обработке, установили особенности формирования стружки на передней грани резца [29]. По их мнению, при перемещении инструмента вдоль своей кромки развернутая на передней поверхности срезанная стружка в первом приближении представляет собой параллелограмм, боковая сторона которого равна длине стружки L_c, соответствующей пути α, пройденному инструментом в направлении вектора скорости резания V (рисунок 1.2)

Они считали стружкообразование важным параметром - определяемым величиной и знаком β_y.

Скорость самовращения режущей кромки является важнейшей кинематической характеристикой, считают Бобров В.Ф. и Иерусалимский Д.Е. Скорость самовращения, определяющая особенность резания инструментами с самовращающимися резцами, и её величина оказывают значительное влияние на процессы, происходящие в зоне деформации и на передней поверхности инструмента, а также на стружкообразование.

При этом они не учитывали взаимодействия рабочих задних поверхностей резца с обрабатываемым материалом, обеспечивающее его устойчивое самовращение.

Благодаря устойчивому самовращению резца, происходит равномерное стружкообразование.

Также установлено [14], что условия резания влияют и на завивание стружки. Так, при возрастании угла γ завивание стружки увеличивается, а радиус кривизны стружки уменьшается. Такая закономерность проявляется тем более четко, чем меньше скорость резания.

Размеры площадки контакта стружки с передней поверхностью резца совместно с действующими силами характеризуют нормальные и касательные напряжения прирезцовой поверхности, температуру резания и износ инструмента [14]. Автор все истекающие зависимости от процесса ротационного резания приводит к длине дуги L (рисунок 1.3), которая получается при контакте инструмента с заготовкой. Предлагает уравнение длины дуги:

$$l_n^{max} = \sqrt{\sin^2\eta\,(tg\eta + r - t)^2 - itg\eta\,(tg\eta + Lr - 2t)} - (1 - t)^2 + r^2 - \\ - \sqrt{\sin^2\eta\,(tg\eta + r - t)^2 - itg\eta\,(tg\eta + 2r - 2t)} - (1 - t)^2 + (1 - L)^2 \qquad (1.2)$$

где

η - угол схода стружки;

r - радиус круглого резца;

t - глубина резания.

Процесс превращения срезаемого слоя в стружку при резании инструментом, перемещающимся вдоль касательной к режущей кромке, является осложненным случаем обычного резания.

Многие исследователи срезание стружки представляют следующим образом.

При резании абсолютно недеформируемого материала развернутая на передней поверхности стружка [1], соответствующая перемещению инструмента из положения I в положение II на расстояние L_c истинной скоростью резания W_1, представляла бы собой параллелограмм *pmnqc* основанием, равным рабочей длине режущей кромки, и высотой L_n, равной расстоянию по нормали между указанными положениями режущей кромки (рисунок 1.4).

Боковые стороны параллелограмма образуют с перпендикуляром к режущей кромке угол, равный статическому углу наклона режущей кромки. Но при резании деформируемого материала образующаяся стружка претерпевает двойную деформацию, утверждают исследователи. [2,5,6]: укорочение в направлении, перпендикулярном к режущей кромке, до размера L_{CN} и сдвиг вдоль режущей кромки на величину $L_{ст}$ в сторону от выходящей точки кромки к входящей . Сдвиг слоев стружки вдоль кромки подтверждается следующим опытом. Если на обрабатываемую поверхность нанести риску mR, перпендикулярную к режущей кромке, то на свободной стороне срезанной стружки эта риска займёт положение m_2R, отклонившись от перпендикуляра к кромке в сторону выходящей точки на угол λ. В результате двойной деформации развёрнутая на передней поверхности стружка представляет собой параллелограмм pm_2n_2q со стороной, равной длине стружки L_c, наклоненной к перпендикуляру режущей кромки под углом η. Угол схода стружки η, рассматриваемый относительно поверхности резания, не будет равен углу наклона режущей кромки β_y и в зависимости от направления вектора скорости V_p может быть больше или меньше этого угла [1,2].

Несмотря на большой объём выполненных исследований процесса РР, многие вопросы, связанные со стружкообразованием, не изучены с достаточной полнотой и ясностью.

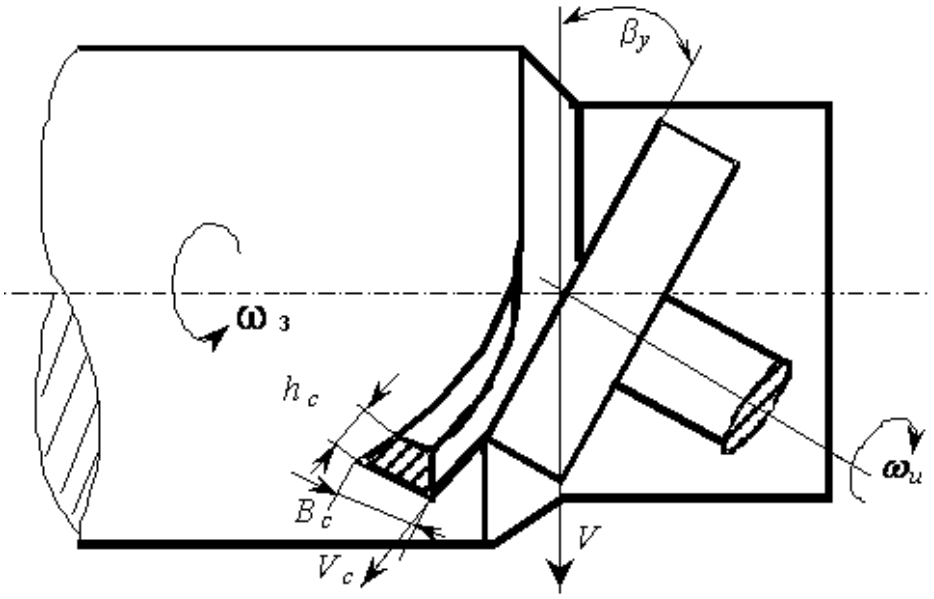


Рисунок 1.2. Схема стружкообразования при ротационной обработке

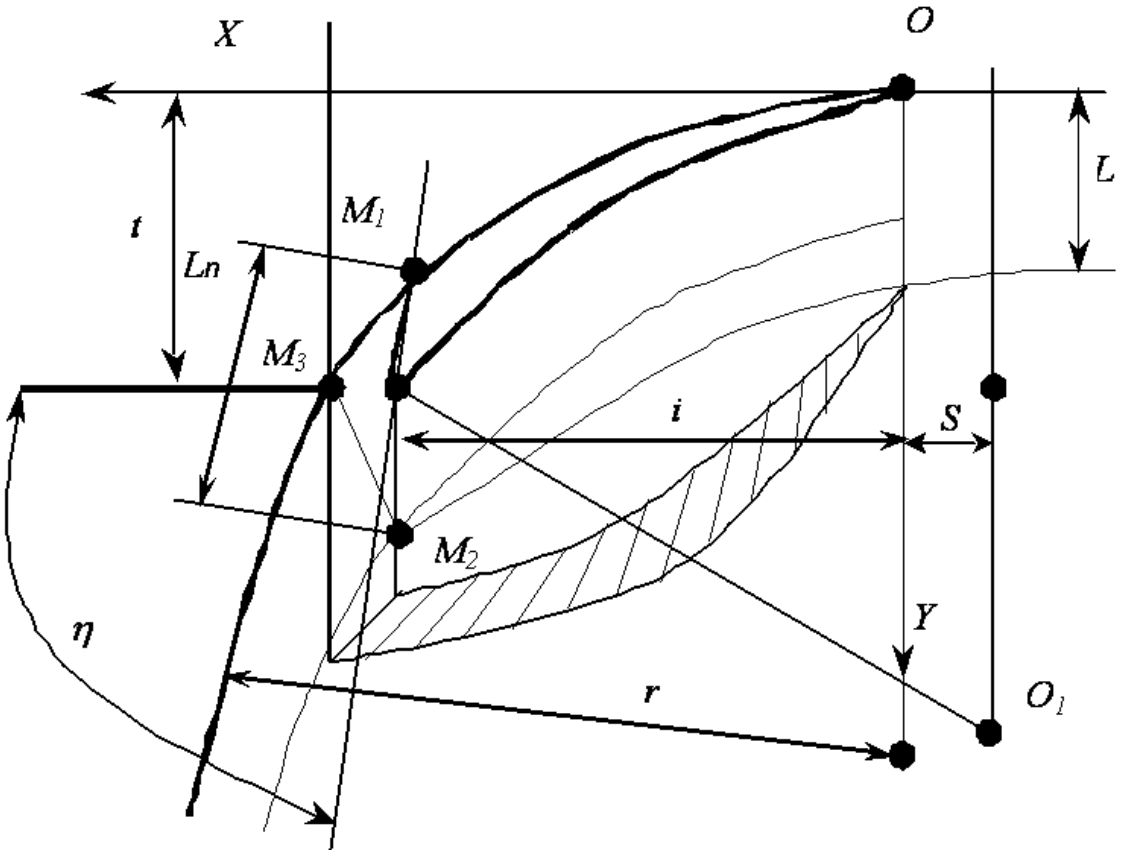


Рисунок 1.3. Схема определения истинной величины длины дуги или схема площадки контакта стружки с круглым резцом

§ 1.4 Особенности построения кинематических схем при ротационной обработке и их влияние на динамику процесса

Геометрические параметры и изменения их в кинематике ротационного резания определяют его основные особенности и закономерности, условия стружкообразования, качество обработки, работоспособность режущего инструмента, является исходными для выбора режимов резания и геометрии инструмента.

На основании результатов изучения инструментов с вращающейся круглой режущей частью был разработан ряд геометрических схем ротационного резания (рисунок 1.4), различающихся ориентацией оси вращения и плоскостью режущей кромки относительно вектора скорости главного движения [1,2,5,6,30,31]. Функции, которые выполняют торец и боковая поверхность режущей чашки, делят на две [11] геометрические схемы ротационного резания:

1. Первая геометрическая схема - торец чашки выполняет функции передней поверхности, а боковая часть - соответственно задней поверхности лезвия инструмента.

2. Вторая геометрическая схема - противоположная к первой схеме.

В общем случае ось резца имеет два угла наклона относительно координатных осей станка или заготовки.

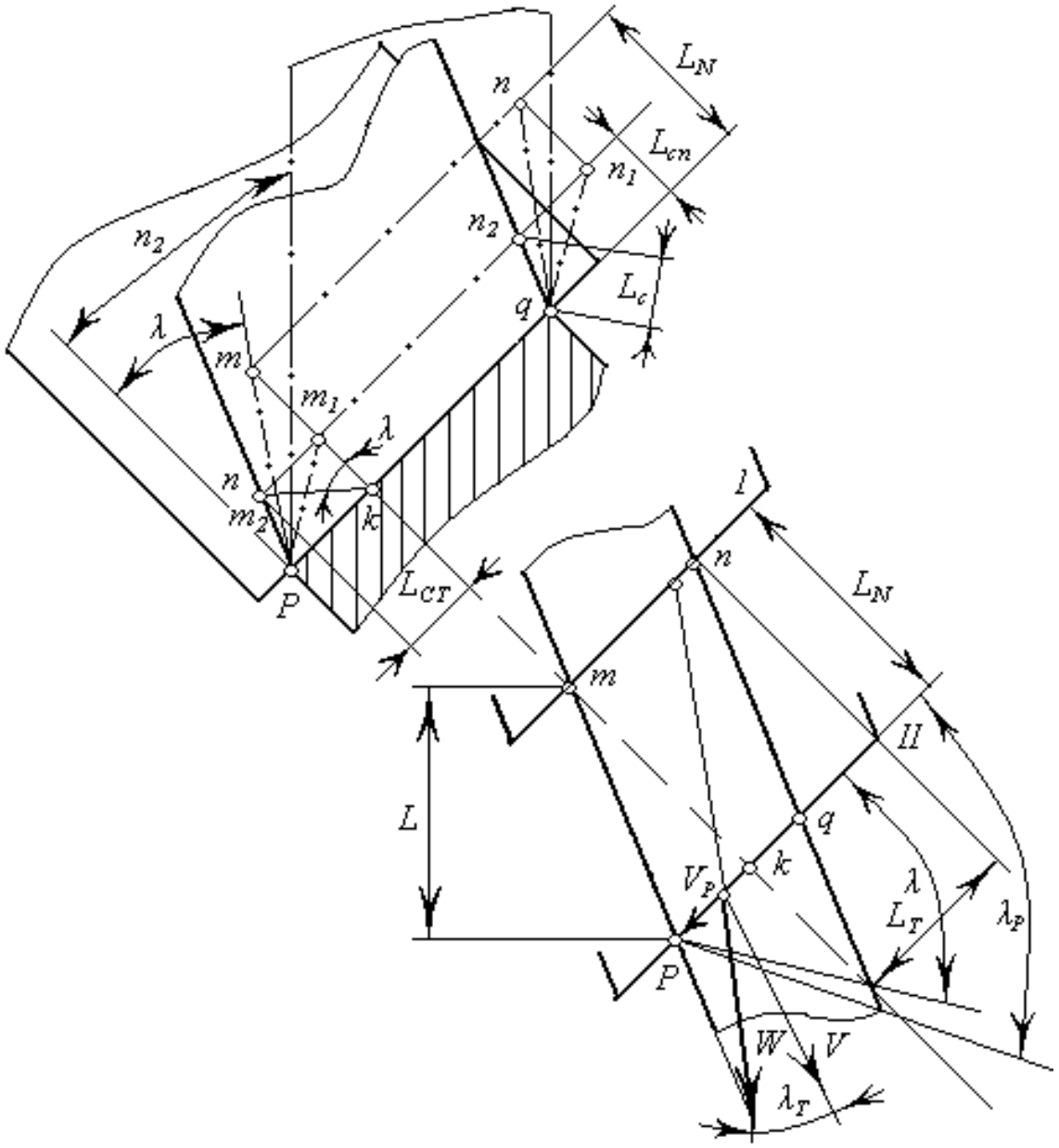


Рисунок 1.4. Схема срезания стружки при направлении вектора скорости V_p к входящей точке режущей кромки

Кроме этого, существуют:

1. Прямая схема - поворот оси осуществляется в направлении, совпадающем с направлением вектора подачи.

2. Обратная схема - считается, когда ось резца наклонена противоположно вектору подачи.

На рисунке 1.5, а, б в показаны варианты установки ротационного инструмента по первой геометрической схеме. В то же время рисунок 1.5, д, относится к прямой, а рисунок 1.5, в; к обратной схеме. Ко второй геометрической схеме относится рисунок 1.5, г, е, ж. Как для первой геометрической схемы ротационного резания, для второй схемы так же имеет место прямая (рисунок 1.5, г) и обратная (рисунок 1.5, д) схемы установки.

Кроме этих схем резания, существуют схемы ротационного резания (РР), работающие по методу отслаивания (рисунок 1.5, з) [31], и так называемое тангенциальное точение [19] (рисунок 1.5, и).

Существенным недостатком первой схемы РР является ограничение с диаметром режущей чашки и высотой центров станков токарной группы традиционной компоновки. Хотя этого недостатка можно избежать, применив в шпиндельном узле более компактные подшипники качения или скольжения.

Вторая геометрическая схема получила наибольшее распространение в принудительно вращающихся инструментах.

Отличие первой геометрической схемы РР в том, что при контакте с заготовкой участвует меньше радиус кривизны, чем у второй схемы. Это даёт возможность обработки изделий с большими глубинами резания, чем при первой геометрической схеме. Немаловажную роль имеет выход образующейся при резании стружки.

У прямой схемы выход стружки наблюдается с передней поверхности ротационного резца. Обработанная поверхность не повреждается сходящей стружкой. Направление образующейся при резании стружки в сторону обработанной поверхности характерно для ротационного инструмента, установленного по обратной схеме.

Направление и величина силы резания, действующей на резец при ротационной обработке материалов, существенно отличаются от значений, полученных при работе традиционного резца, вследствие принципиальных различий в кинематике инструментов и их установке относительно обрабатываемой поверхности.

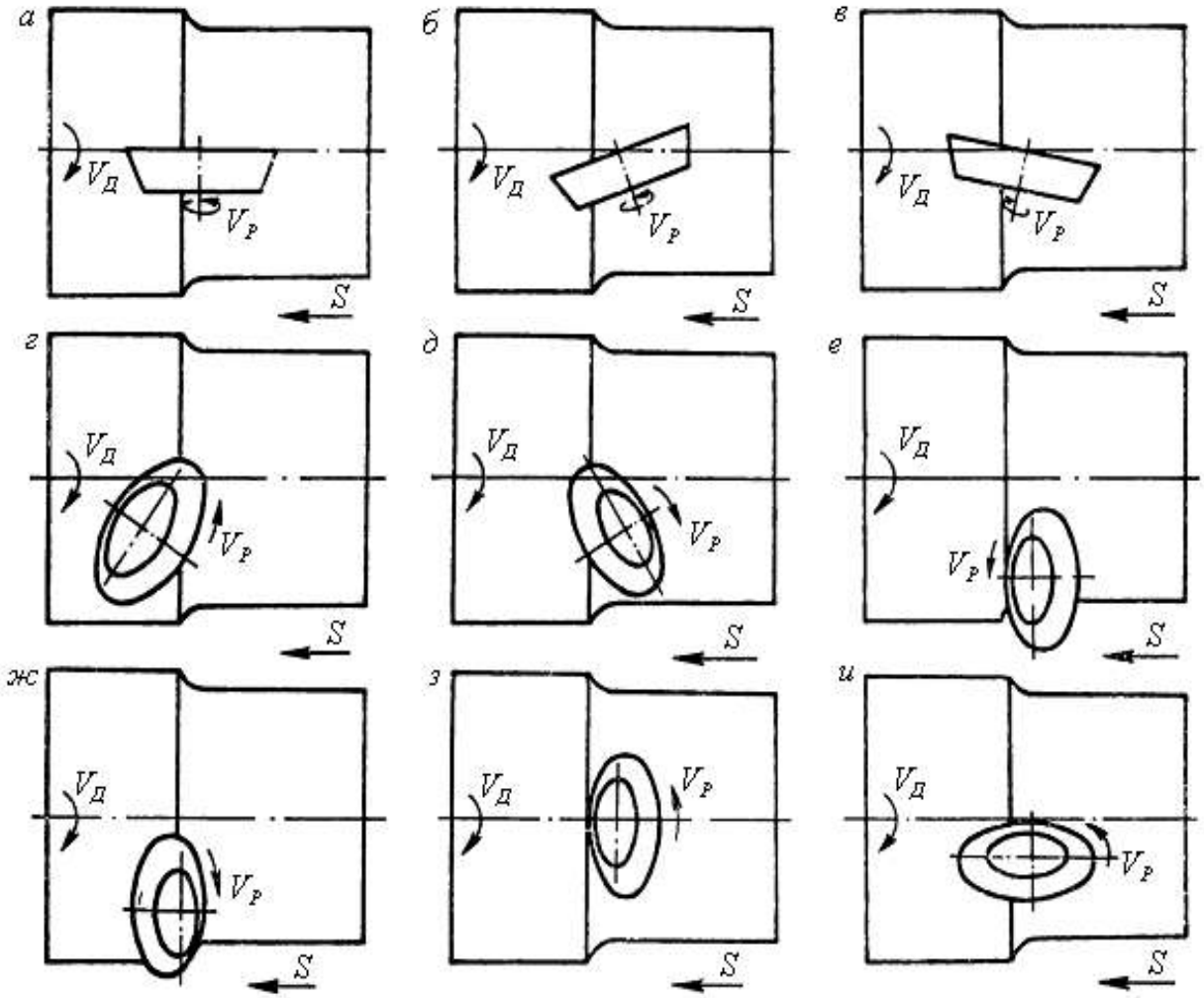


Рисунок 1.5. Геометрические схемы ротационного резания материалов

По вопросу влияния геометрических схем на динамику резания в литературе встречаются совершенно противоположные, разноречивые суждения, касающиеся главным образом точения в соответствии с первой геометрической схемой РР.

Существует точка зрения, что самовращение резца не оказывает влияния на составляющие силы резания на передней поверхности инструмента [32]. Мнение автора подтверждают Л.К. Кучма, А.Е. Адам [33].

Они считают, что силы резания при работе вращающимися и заторможенными чашечными резцами с одинаковыми углами β_y практически одинаковы. Это можно объяснить тем, что самовращение режущей чашки резца является результатом действия сил трения при

резании с наклонной режущей кромкой и не изменяет ни условий деформации, ни условий трения, а потому не влияет на силы резания.

Анализ работ Коновалова Е.Г., Сидоренко В.А. и Соусь А.В. [34, 35, 36, 37] показал, что изменение составляющих силы резания приводит в совокупности к уменьшению (10-15 %) суммарной силы резания для ротационного резца по сравнению с заторможенным.

Исследуя механику ротационного точения, Борисенко А.В. и Найдышев Е.М. [38] утверждают, что суммарное усилие резания при ротационной обработке для большой части режимов резания выше усилия резания призматическими резцами. Однако при переходе от заторможенного резца к ротационным, силы резания могут возрасти [6] вследствие:

а) увеличения площади номинального сечения среза;

б) уменьшения кинематических передних углов для прямой схемы;

в) затрудненности процесса стружкообразования из - за резкой разницы между значениями V_u; γ, α_k, λ_k в крайних точках лезвия;

г) снижения температуры резания, что при определенных условиях может повысить сопротивляемость материала резанию.

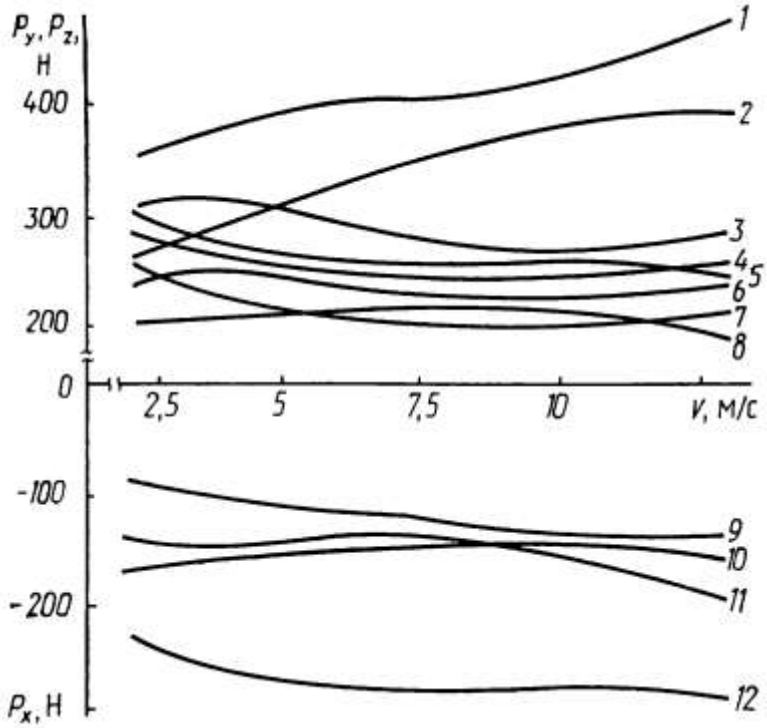
Анализ литературных источников позволяет сделать вывод о том, что при точении ротационным инструментом составляющие силы резания изменяются по сравнению с обработкой призматическим резцом, происходит их перераспределение. Как видно из рисунка 1.6, при ротационном резании преобладает осевая составляющая $\mathbf{P}_x$ в отличие от призматического резца, где наибольшей является главная составляющая P_z [39].

При изменении схемы резания с обратной на прямую происходит увеличение P_x в 1,5 - 1,7 раза, P_y и P_z возрастают в 1,2 - 1,7 раза (рисунок 1.7) [33,38,40].

Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А. и Соусь А.В. провели ряд экспериментов по изучению зависимостей составляющих сил резания от параметров режима резания. Авторы [36] считают, что соотношение между составляющими силами резания можно представить неравенством:

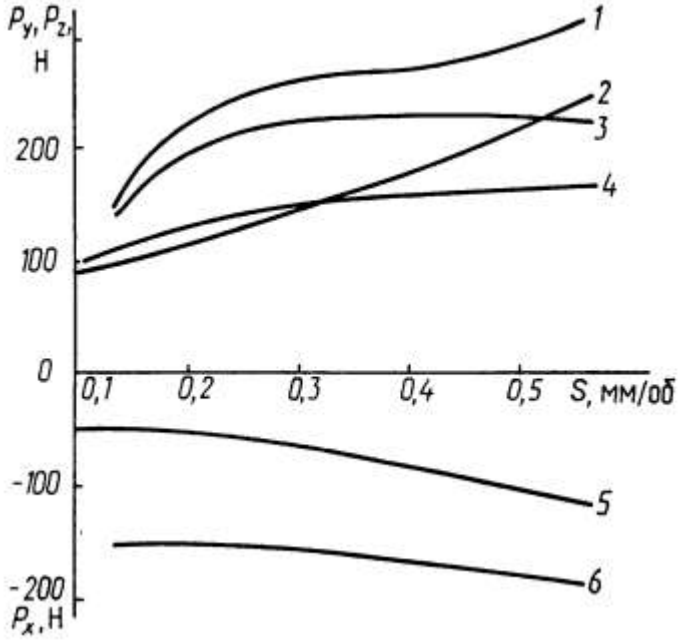
$$P_y > P_z > P_x \qquad (1.3)$$

При этом интенсивность увеличения усилий P_z и P_y при повышении глубины резания больше, чем при увеличении подачи (рисунок 1.8).



1 - P_z ; 2- P_y ; 12 – P_x; при t = 0,125 мм; S = 0,34 мм/ об (прямая схема резания);3- P_z; 6 – P_y; 11 – P_x при t = 0,11 мм; S = 0,7 мм/об; 5 – P_z; и – P_y; 10 – P_x при t = 0,15 мм; S = 0,34 мм/об;8 - P_z; 7 – P_y; 9 – P_x; при t = 0,11 мм; S = 0,34 мм/об (обратная схема резания).

Рисунок 1.6. Зависимость составляющих силы резания от скорости резания



1- P_y; 3 - P_z; 6 - P_x при V = 9,6 м/с, t = 0,34 мм; 2 - P_y; 4 - P_z; 5 - P_x при V = 6,0 м/с; t = 0,1 мм.

Рисунок 1.7. Зависимость составляющих силы резания от подачи

Большой интерес представляет изучение влияния самовращения на силовую характеристику процесса. По этому вопросу в настоящее время отсутствует единое мнение. В различных работах рассматривались главным образом максимальное значение трех составляющих силы резания при точении, результаты противоречивые.

Проведенные исследования справедливы для данных условий обработки и не могут быть распространены на все схемы, методы РР и условия резания, напоминают авторы.

Различные факторы, действующие при резании, по-разному влияют на деформационные и контактные процессы в зоне резания. Например, изменение величины переднего угла увеличивает или уменьшает средние контактные нормальные напряжения на передней поверхности, что приводит к изменению среднего коэффициента трения и угла трения. Последнее оказывает влияние на угол действия, изменение которого вызывает изменение угла сдвига и работы стружкообразования. Так что в выше указанных работах не имеется сведений для ротационного резца с отрицательным кинематическим передним углом γ_k и задним α_k, что привело нас к необходимости изучения силовой характеристики ротационного многолезвийного резца.

§ 1.5 Особенности тепловых процессов при ротационной обработке

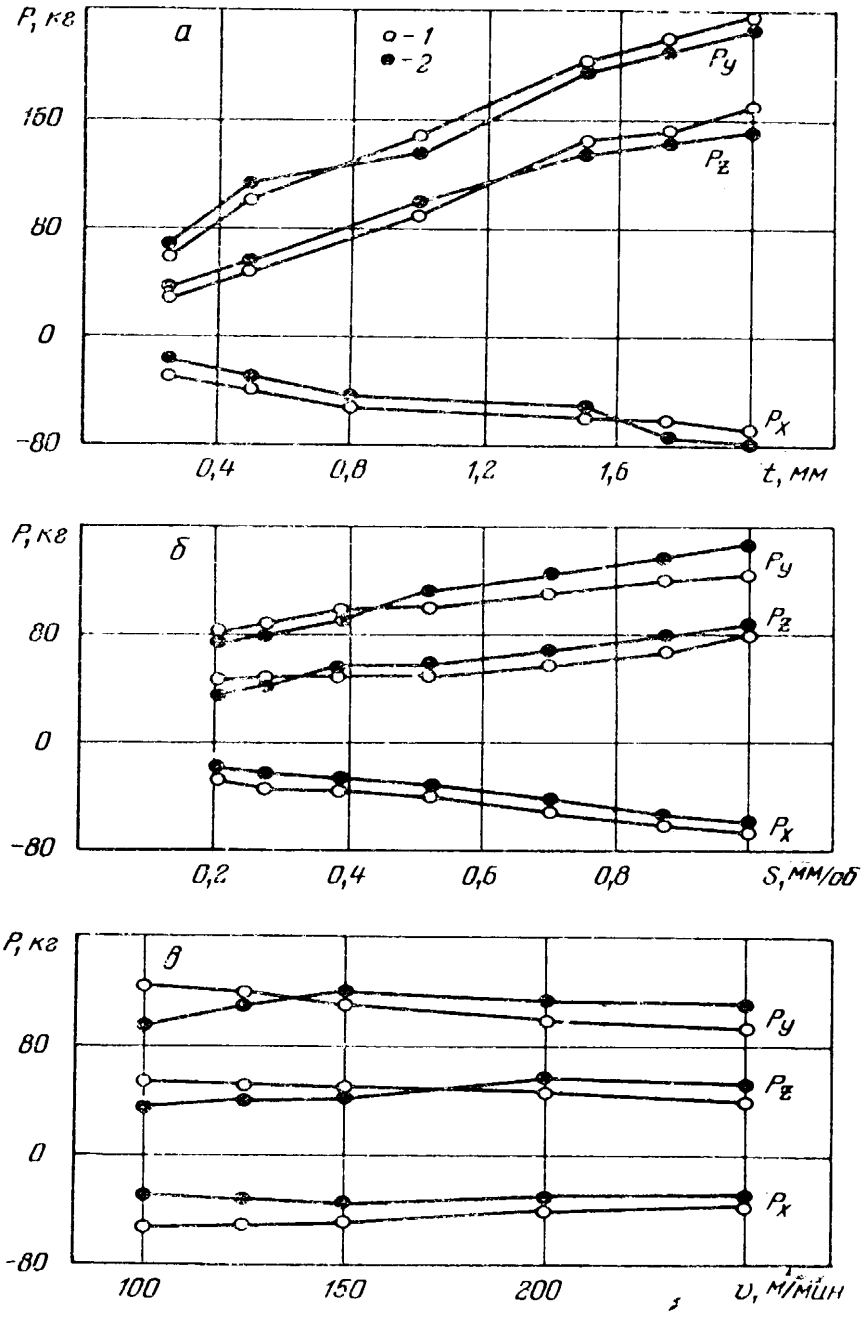
Тепловые явления в процессе резания представляют большой практический интерес, так как теплота, возникающая при обработке, оказывает влияние на состояние обработанной поверхности, точность обработки, а также на износ и стойкость режущего инструмента.

Анализ ранее выполненных работ [1,5,35,39,41,42], посвященных изучению тепловых явлений при РР, показывает, что для вращающегося резца, по сравнению с заторможенным, температура в зоне резания снижается на 30 - 50 %. Перечисленные исследования были проведены с помощью инструмента, работающего по первой схеме, при которой передней поверхностью является торец режущей чашки.

Аналогичные зависимости температуры резания от угла наклона β_y получены для второй геометрической схемы при точении [3,43].

Полученные результаты показывают, что независимо от обрабатываемого материала, схемы резания и типа инструмента,

самовращение режущей кромки приводит к снижению температуры резания по сравнению с заторможенными и особенно призматическими резцами [12,97].



1 - ротационный резец; 2 – заторможенный.
$\beta_y = 30°$; $\varphi_y = 35°$; d = 28 мм; $\gamma_з = 30°$; $\alpha_з = 25°$; $\varphi_ф = -5°$; f = 0,15 мм; t = 0,5 мм
S = 0, 52 мм/об; V = 200 м/мин.

Рисунок 1.8. Влияние параметров режима резания при точении стали 2Х13 на составляющие силы резания Т14К8, обратная схема

Методика теоретического анализа теплообмена при ротационном резании разработана А.Н. Резниковым [43]. По теоретическому анализу теплообмена тоже подтверждается выше сказанное мнение.

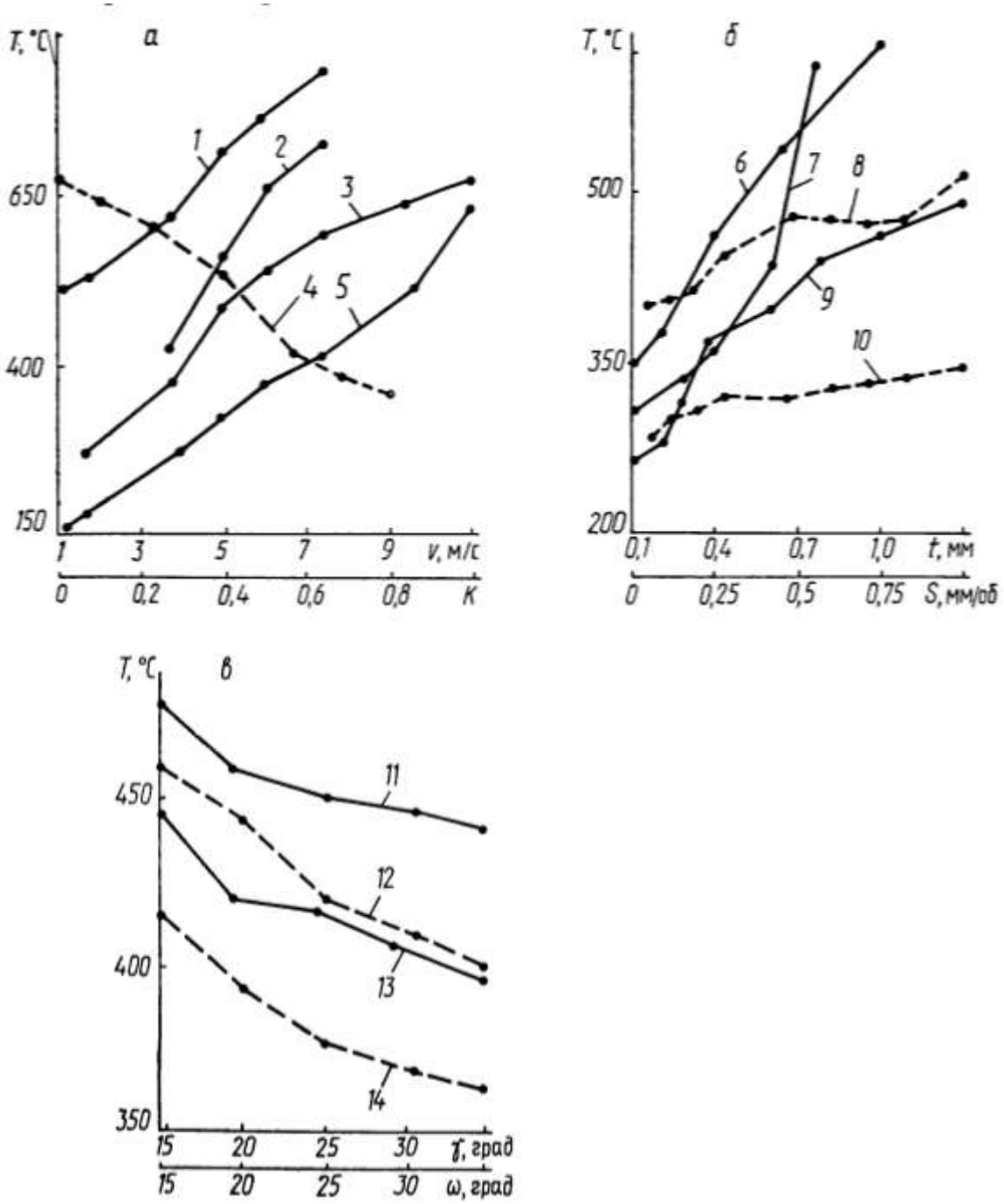
Авторами ряда работ [39,41,44] установлено влияние режимов резания и геометрических параметров ротационного резца на температуру резания.

Б.С. Дерганов установил, что температура контактных площадок задних поверхностей выше, чем передних [45].

По мнению Боброва Ф.В. [32], при увеличении глубины резания скорость самовращения уменьшается. Этот вывод характерен для чашечного РР. Потому что при обработке задняя поверхность не участвует (не контактирует с заготовкой) в процессе. Из-за этого происходит проскальзывание резца. В нашем случае этот процесс представляется иначе. Потому, что когда задняя поверхность участвует в контактировании, кинематический коэффициент равняется единице. То есть процесс самовращения происходит равномерно. Если же увеличить глубину резания, скорость самовращения при этом не меняется.

Наибольшее влияние на температуру резания оказывает скорость главного движения, что характерно и для обработки призматическим резцом [46]. Это объясняется непрерывным введением в зону резания охлажденных участков режущего лезвия инструмента. В отличие от обработки призматическим резцом значительное влияние на температуру оказывает глубина резания, что объясняется кинематическими особенностями этого процесса, выражающимися в том, что с увеличением глубины резания непрерывно уменьшается скорость самовращения ротационного резца [47]. Таким образом, увеличение глубины резания несколько снижает эффективность ротационного инструмента. Наименьшее влияние на температуру резания оказывает подача инструмента. Так, например, увеличение S от 0,14 до 0,39 (мм/об) при V = 8,5 (м/с) привело к повышению температуры резания на 15% (с 305 до 408° С) [11]. При этом обработке подвергались стали 45 НВ 195, 40 - 45 $HRC_Э$, 65Г 28÷30 $HRC_Э$, 9ХС HRC 52÷54. Ротационный резец оснащался твердосплавными чашками марок Т15К6, Т14К8 и ВК8 формы 12050 ГОСТ 25403 - 82. Сравнивались результаты, полученные при обработке сталей призматическими и ротационными резцами. Результаты исследования влияния режимов резания и геометрических параметров ротационного резца на температуру резания показаны на рисунке 1.9. Сплошными линиями обозначены зависимости температуры от скорости V

и глубины t резания, угла установки φ, штриховыми - от кинематического коэффициента К, подачи S и угла установки ω. Обрабатывались различные



а) глубина резания; б) подача; в) угол установки. Резец ротационный (2-14) d = 45 мм, γ = 32º; α = 17º; φ = 21º; ω = 20º; резец призматический (1) γ = 8º; α = 7º; φ = 90º, φ_1 = 21º; 1,5,6,8,11,12 – резец из Т15К6; 2 – 4,7,9,10,13,14 – резец из ВК8. Режимы обработки: 1 - 5 - S = 0,28 мм/об, t = 0,2 мм; 6,7 - S = 0,39 мм/об, V = 5,8 м/с; 8 - V = 9,2 м/с; 10,13 - S = 0,21 мм/об, V = 5,8 м/с; 11 - ω = 21º; 13 - ω = 25º; 12 - φ = 18º; 14 - φ = 24º.

Рисунок 1.9. Зависимость температуры от скорости резания и кинематического коэффициента

по твердости материалы, в том числе сталь 45 НВ 197 (кривые 9, 10, 13, 14), сталь 45 твёрдостью 28÷30 $HRC_Э$ (7, 4÷6, 8, 11, 12), сталь 45 - 40 $HRC_Э$ (3), сталь 65Г твёрдостью 30÷32 $HRC_Э$. Одновременно с температурой резания регистрировались и скорость самовращения резца (кинематический коэффициент К), что позволило оценить её влияние на температуру. Анализ зависимостей показывает, что вращение режущей кромки инструмента изменяет, не только качественно, но и количественно зависимость температуры резания от параметров обработки. Несмотря на увеличение силовой напряженности в процессе ротационного резания с увеличением угла ω от 19° до 24°, отмечено снижение температуры на 40°÷50°С. Это происходит вследствие возрастания скорости самовращения ротационного резца и противоположно зависимостям, полученным для обработки призматическим резцом, когда с увеличением составляющих силы резания возрастает и температура. Таким образом, можно сделать вывод, что самовращение режущей чашки - наиболее сильный фактор, влияющий на температуру резания ротационным инструментом.

Анализ литературных данных показал, что в ряде аспектов тепловые явления при ротационном резании недостаточно изучены. Особенно заметно отсутствие данных по ротационному инструменту, у которого передний и задний поверхности лезвия представлялись прямоугольными. В связи с этим в настоящей работе было изучено влияние основных конструктивно - технологических параметров ротационного инструмента на температурные зависимости, что позволило объяснить их влияние на стойкость инструмента.

§ 1.6 Влияние схемы резания, геометрии и режимов обработки на качество обработанной поверхности

Немаловажным преимуществом процесса ротационного резания материалов является обеспечение высокого качества обработанных поверхностей деталей при многократном повышении производительности по сравнению с известными способами металлообработки [40, 48,49,50]. Достигаемые при ротационном резании материалов небольшая шероховатость обработанной поверхности и высокая геометрическая точность формы дают возможности исключения из технологического процесса последующие чистовые операции [5,6,39]:

- шлифования,
- шабрения,

- сухого шлифования.

К примеру, в результате ротационной обработки плоскости разъёма корпуса паровой турбины, размер наибольшей стороны которой достигает 4 м, не плоскостность на длине 100 мм не превышает 10 мкм и параметр R_a равнялся 1,0 ÷ 1,2 мкм, что позволило отказаться от последующей весьма трудоёмкой операции ручного шабрения плоскости разъёма [39].

Известно [51], что с целью предотвращения самовоспламенения срезаемой стружки, некоторые титановые сплавы могут обрабатываться призматическим резцом только с невысокими скоростями резания, не превышающими 1 - 2 м/с. Вследствие высоких физико-механических свойств титановых сплавов, их большой вязкости и прочности при малых скоростях резания образуется неровная, с макро- и микротрещинами, задирами и большой шероховатостью поверхность. И только увеличение скорости резания в несколько раз, что возможно при использовании ротационного режущего инструмента, обеспечивает хорошую обрабатываемость титановых сплавов и позволяет получить небольшую шероховатость обработанной поверхности.

Кроме этого, до недавнего времени считалось, что качество рабочих поверхностей деталей машин, а, следовательно, их надёжность и долговечность формируются в результате выполнения последней технологической операции, завершающей процесс механической обработки детали [52]. Тем самым не учитывалась возможность влияния предшествующих операций на эксплуатационные свойства готовых деталей. Однако в результате проведенных исследований было установлено, что конечные эксплуатационные характеристики поверхностей обработанных деталей зависят не только от выполнения последней операции механической обработки, но и от всего комплекса выполняемых технологических операций, в том числе и предшествующих [53].

Проанализировав вышеуказанные литературные источники, мы можем полагать, что по сравнению с обработкой призматическим резцом при ротационном резании можно управлять процессом и повышать качество обработки путем изменения установочных параметров резца β_y и φ, которые оказывают существенное влияние на характеристику качества обработанной поверхности, соизмеримое с влиянием режимов резания.

Высота микронеровностей измерялась на отожженных образцах [39] из стали 45, обработанных ротационным точением по прямой и

обратной схемам резания с принудительным вращением режущей чашки резца со скоростью главного движения 2,5 (м/с), подачей 0,3 (мм/ об), глубиной резания 0,2 мм, без применения СОЖ. С уменьшением кинематического коэффициента от значения 0,91 до нуля высота микронеровностей (параметр R_a) увеличивается с 0,57 до 0,94 (мкм), или на 65 %, а при дальнейшем изменении К до значения - 0,9 она снижается до 0,3 (мкм), или на 68% (рисунок 1.10). При обратной схеме ротационного резания наблюдается аналогичный характер зависимости высоты микронеровностей от кинематического коэффициента: с уменьшением К от значения +0,7 до -0,3 высота микронеровностей возрастает от 0,79 до 1,6 (мкм), или на 105 % , при дальнейшем применении К до значения - 1,3 она уменьшается до 0,92 (мкм) или на 42,5 % (рисунок 1.10).

Математическая обработка результатов исследований позволила получить следующие зависимости высоты микронеровностей поверхностей, обработанных ротационным резанием с принудительным вращением режущей чашки, от кинематического коэффициента:

По прямой схеме резания

$$R_a = 0{,}95 - 0{,}54\,(К-0{,}2)^2 \qquad (1.4)$$

По обратной схеме резания

$$R_a = 1{,}6 - 0{,}72\,(К+0{,}4)^2 \qquad (1.5)$$

где R_a - среднее арифметическое отклонение профиля, мкм.

Повышению качества поверхности путем изменения установочных параметров резца β_y и φ также посвящен ряд исследований [54-59].

При угле $\beta_y = 20°$ были исследованы варианты установки с углами φ от 6 до 24° через каждые 2° для прямой и обратной схем резания. Для каждого значения (рисунок 1.11) угла φ измерялись частота вращения режущей чашки и шероховатость обработанной поверхности. Влияние β_y при $\varphi = 12° 50'$ на качество обработки и степень проскальзывания режущей чашки определялось при $V_д = 4{,}9$ (м/с) и S = 0,05 (мм/об).

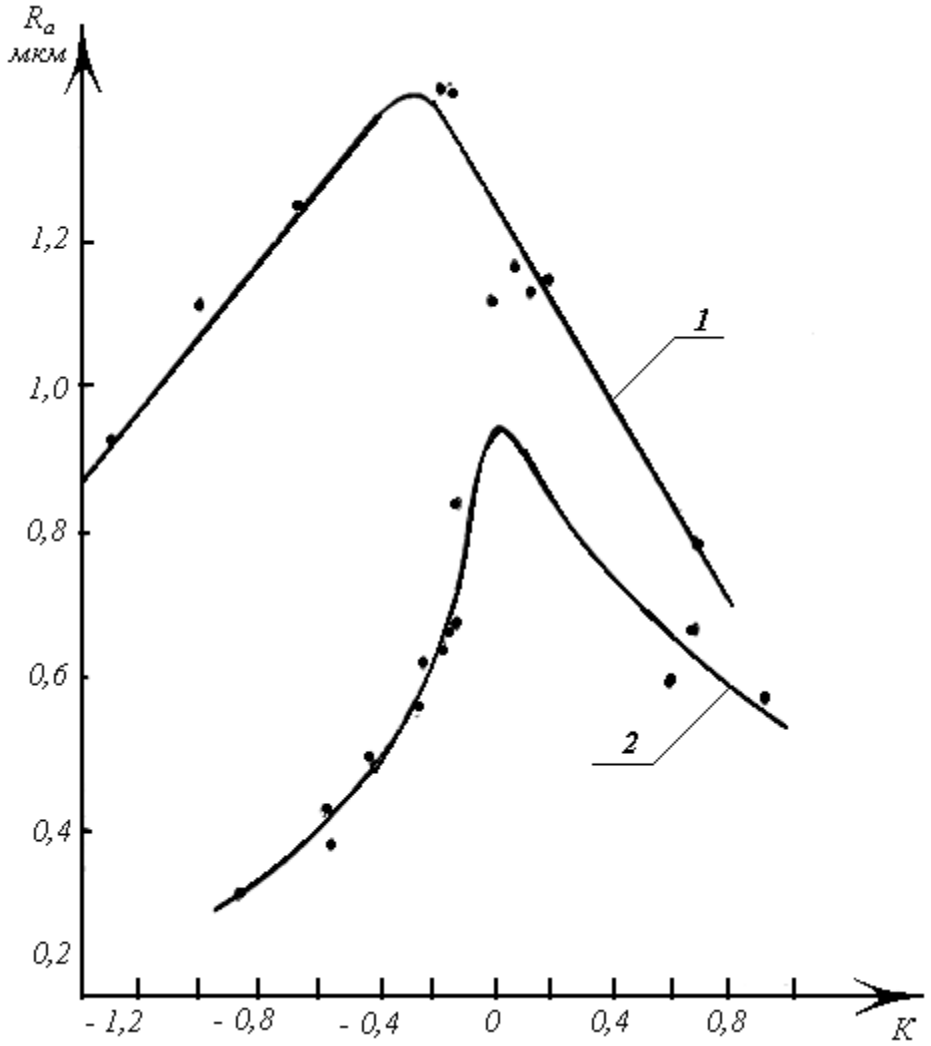


Рисунок 1.10. Зависимость параметра шероховатости R_a поверхности, обработанной по обратной (1) и прямой (2) схемам ротационного резания с принудительным вращением режущей чашки, от кинематического коэффициента К

Зависимость 4 и 6 (рисунок 1.11) показывают, что с увеличением β_y при неизменном угле поворота резца φ степень проскальзывания режущей чашки увеличивается, и при β = 20°, К = 0,6 качество обработки поверхности лучше (R_a = 0,9 мкм), чем при других значениях угла β и К. Наименьшая шероховатость достигнута при $V_д$ = 4,2 ÷5,0 (м/с) и S= 0,04÷ 0,06 (мм/об).

В работах [24,56], посвященных изучению шероховатости поверхности после обработки токарными ротационными резцами, реализующими

первую геометрическую схему РР, отмечено ухудшение чистоты поверхности при самовращении режущей чашки.

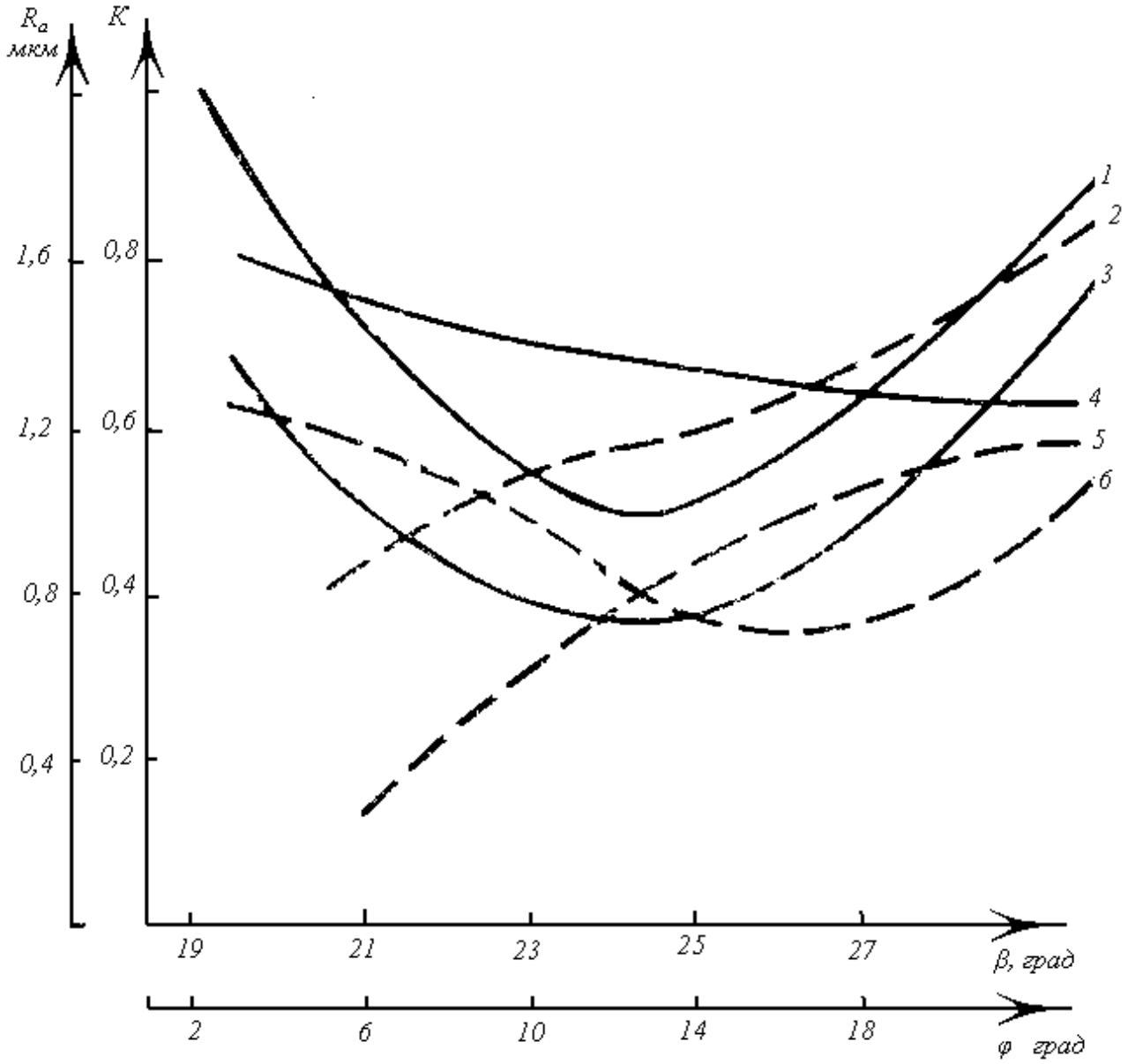


Рисунок 1.11. Зависимость R_a и К от углов установки φ (3, 2) и (6, 4) для прямой β и от φ (1, 5) для обратной схемы ротационного резания

После рассмотрения второй схемы в отношении достигаемой шероховатости поверхности [39] можно сказать, что наибольшее влияние на высоту микронеровностей оказывают подача S, диаметр лезвия d и угол разворота φ.

Установлено, что с увеличением скорости главного движения V чистота обработанной поверхности улучшается, как это имеет место и для

обычного резания [46,60]. В отличие от результатов работ [24,56] установлено, что самовращение способствует уменьшению высоты микронеровности для обоих схем установки. Это объясняется в первую очередь отсутствием наростообразования и снижением уровня колебаний ротационного резца. Одним из основных условий получения высококачественных поверхностей является обеспечение минимального суммарного биения лезвия режущей чашки при её вращении в подшипниках инструмента [41], не прывышающего 0,01 мм.

Относительно геометрии и режущего инструмента для улучшения качества обработанной поверхности многими исследователями были предложены ряд конструкций ротационного инструмента. По их мнению, на качество обработанной поверхности в первую очередь влияет сама геометрия инструмента [36, 40, 49,61].

Результаты выше указанных исследований ротационного режущего инструмента, свидетельствуют о его высокой эффективности в отношении увеличения стойкости, повышения точности и качества обработки.

Глава 2

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ МЕХАНИКИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА И МАТЕРИАЛА ДЕТАЛИ

§ 2.1 Анализ контакта режущего нструмента с обрабатываемой поверхности детали

Одним из наиболее комплексных показателей изменения физико – механических свойств поверхности является ее твердость [32]. При этом, естественно, следует учитывать и распределение твердости в поверхностном слое вглубь от обработанной поверхности. То есть глубина наклепа – $h_н$ и степень наклепа на разных глубинах. В традиционных технологиях лезвийной обработки резанием обеспечение требуемых показателей упрочнения связано с рядом затруднений. Причиной тому влияние очень большого числа факторов, определяющих процесс упрочнения.

Например, процессы трения на контактных поверхностях инструмент – заготовка, тепловые явления при резании, износ инструмента, сила резания и т.д., при даже незначительном изменении режимов обработки, могут заметно различаться. А также сложность прогнозирования или управления ими непосредственно при обработке.

Эти обстоятельства практически делают невозможным корректный прогноз получаемой после обработки твердости или, что еще сложнее, ее распределение по глубине наклепанного слоя.

В большинстве технологических процессов изготовления деталей, имеющих ответственные поверхности, финишную обработку выполняют на отдельной операции ППД. Это могут быть операции обкатывания, выглаживания и т.д.

При выполнении этих операций, по возможности, стараются исключить тепловое влияние для получения максимального упрочнения. Удельная нагрузка при деформировании и скорость обработки ограничиваются исходя из этих же соображений. Но с другой стороны, более низкий температурный критерий приводит к локализации деформации. Концентрация деформация в очень тонком поверхностном слое может привести к перенаклепу [62] и практическому ухудшению функциональных свойств обработанной поверхности. Для получения более глубокого слоя температура не должна быть низкой. Более высокий

уровень температуры позволит, кроме того, получить и более стабильный градиент свойств по глубине наклепанного слоя. Последнее позволит реализовать более стабильный характер интенсивности изнашивания этого слоя при эксплуатации. Особо следует отметить, что получение качественной обработанной поверхности, обладающей высокой износостойкостью, применением абразивного режущего инструмента связано с отрицательным фактором «шаржирования», так как частицы абразива, вкрапленные в поверхностный слой, при функционировании в подвижном узле этой детали выполняют роль микрорезцов. Поэтому применение технологии с использованием лезвийного режущего инструмента в этих случаях более предпочтительно.

Практическую ценность представляет поиск технического решения, позволяющего совместить выполнение операции лезвийной обработки и ППД одним инструментом. В этом случае имеются очевидные достоинства:

- упрочнению подвергается «свежеобразованная» поверхность, которая защищена от доступа активных составляющих атмосферы. Так как операция упрочнения неразрывна с операцией резания и окисные пленки не успевают образоваться;

- упрочнению подвергается материал, тепловое состояние которого легко управляется в весьма широком диапазоне. Реализуется это за счет соответствующего подбора режимов резания и геометрии режущей части инструмента. Практически мы имеем дело с ТМО (термомеханической обработкой), при этом по желанию за счет резервов самого процесса легко обеспечить требуемый температурный режим: «холодный», «теплый» или «горячий»;

- увеличив число режущих лезвий, и по желанию располагая их, например, до после зоны предварительной деформации, можно легко удалить перенаклепанный или частично покрытый окисными пленками слой.

Известно, что интенсификация режимов резания приводит к увеличению тепловыделения в зоне резания. Если известны закономерности зависимости температуры от параметров режима резания, можно провести обработку на различных скоростях при постоянной температуре в зоне резания и деформации. Методически это достигается добавлением дополнительного тепла для более низких скоростей до уровня температуры, развиваемой на самой высокой скорости, принятой в экспериментах. Более подробно эта методика, разработанная проф. Ф.Я.

Якубовым, описана в работе [62]. Практическая и научная ценность результатов таких исследований заключается в следующем:

Уточнение самостоятельного (дифференцированного от температурного) влияния скорости обработки на упрочнение поверхностного слоя, при обработке по рассматриваемому способу, позволит обоснованно рекомендовать ее величину, которую необходимо назначать с позиции обеспечения соответствующего качества обработанной поверхности [63].

По вопросу влияния температурно-скоростного фактора на сопротивление деформации обрабатываемого материала при резании давно ведется дискуссия. Поэтому уточнение этого обстоятельства представляет научный интерес.

Структурно-параметрический анализ системы создания ресурсосберегающего оборудования для резания ремонтных транспортных материалов свидетельствует о необходимости уточнения некоторых характеристик механики взаимодействия контактирующих тел.

К одной из первых попыток исследования зависимости размеров пятна контакта от силовых параметров взаимодействия относят решение Г.Герцем задачи теории упругости о сжатии идеально гладких тел с первоначальным контактом по линии и в точке.

Герцем показано, что для двух тел, прижимаемых друг к другу силой P, действующей в направлении оси OZ, и первоначально контактирующих в точке, параметры образующейся площадки находят, решая следующую систему уравнений [64]:

$$\left.\begin{aligned} (\lambda+\mu)(\partial\theta/\partial x) + \mu\nabla^2 U = 0 \\ (\lambda+\mu)(\partial\theta/\partial y) + \mu\nabla^2 V = 0 \\ (\lambda+\mu)(\partial\theta/\partial z) + \mu\nabla^2 W = 0 \end{aligned}\right\} \qquad (2.1)$$

где

U, V, W – перемещения точек деформируемого тела;

$\theta = \partial U/\partial x + \partial V/\partial y + \partial W/\partial z$ – объемное расширение;

$\nabla^2 = \partial^2/\partial x^2 + \partial^2/\partial y^2 + \partial^2/\partial z^2$ - оператор Лапласа;

λ, μ - коэффициенты Ламе.

При этом предполагается выполнение условий

а) на поверхности давления, при z = 0

$\left.\begin{array}{l}\tau_{zy}=\mu(\partial V/\partial z+\partial W/\partial y)=0\\ \tau_{zx}=\mu(\partial U/\partial z+\partial W/\partial x)=0\end{array}\right\}$, то есть отсутствует трение покоя;

б) сумма нормальных напряжений по поверхности давления равна силе P;
в) на поверхности давления $(\sigma_z)_1=(\sigma_z)_2$;
г) для точек плоскости XY, лежащих вне контура давления, $\sigma_z=0$
Найдено, что площадь пятна контакта можно рассчитать по формуле

$$S_к = P/\sigma_т ,$$

где $\sigma_т$ – предел текучести более мягкого материала.

Однако эти результаты соответствовали гладким поверхностям. В дальнейшем контактные задачи развивались в направлении моделирования шероховатости одной или обеих контактирующих поверхностей (рисунок 2.1).

Если модель шероховатой поверхности построена так, что с увеличением нагрузки растет число пятен и их средний размер, то при упругом контакте

$$S_к = \text{const}\ (P/E)^n$$

где
n – зависит от строения модели;
E - модуль упругости материала.

$(S_к \approx P^{4/5})$



Рисунок 2.1. Модель шероховатой поверхности Арчарда

Часть исследований по определению площади контакта учитывает характер деформирования соприкасающихся тел [65]. Некоторые авторы считают, что зарождение пластических деформаций при вдавливании жесткой сферы начинается тогда, когда выполняется условие [66]

$p_0 = 2{,}76\tau_y$,

где

p_0 - давление в центре площадки;

τ_y - предельное касательное напряжение.

В другой форме условие перехода от упругого к упруго-пластическому контакту может быть записано следующим образом

$h/r \geq 16(\tau_y/E)^2$,

где

h - внедрение сферы;

r - радиус единичной сферы.

Иногда для критической величины внедрения приводится другое соотношение

$h=0{,}89r(H/E)^2$,

где

H - твердость.

Критерий перехода к пластическим деформациям иногда выводят из условия существования некоторого критического значения средних нормальных напряжений на контакте, при которых материал полностью переходит в состояние пластического течения. Для сферической модели такие соображения приводят к зависимости

$a/r = k_n\sigma_т(1-\mu^2)/E$,

где

2a – диаметр пятна контакта;

k_n - коэффициент, зависящий от соотношения между $\sigma_т$ и критическими напряжениями на пятне контакта.

По данным Холлидея [64], экспериментальное значение величины k_n находится в пределах от 7 до 12.

Рассмотренные подходы к определению геометрических характеристик пятна контакта опираются на модельные представления шероховатой поверхности, в основе которых лежат следующие основные положения:

- контакт с шероховатой поверхностью имеет дискретный характер;

- элементарные контакты возникают в результате как упругих, так и пластических деформаций;

- площадь контакта и действующая нагрузка связаны соотношением

$$S_к = \text{const}\, N^{n}$$

- с ростом нагрузки увеличение площади контакта происходит в основном за счет возникновения новых пятен контакта.

Принятые допущения предполагают необходимость описания совокупности выступов и геометрии каждого из них для достоверного определения общих параметров пятна контакта.

К настоящему времени накоплен достаточный материал по расчету моделей с выступами различной геометрии - сферическими, цилиндрическими, конусными, в виде пирамид и эллипсоидов.

Наиболее предпочтительной с точки зрения более полного соответствия реальной форме выступов является модель с эллипсоидальными выступами. Ее использование в расчетах затруднено, однако, из-за неопределенности в определении первоначальных точек контакта, поскольку кривизна поверхности эллипсоида не постоянна.

Если радиусы закругления неровности в двух взаимно перпендикулярных направлениях различаются, не внося большой погрешности в расчеты, можно считать неровность сферической с эквивалентным радиусом

$$r_{экв} = \sqrt{r_{прод}\, r_{поп}}\ ,$$

где

$r_{прод}$ - радиус кривизны вершины неровности в продольном направлении;

$r_{поп}$ - радиус кривизны вершины неровности в поперечном направлении.

Соотношения между средними напряжениями при контакте двух эллипсоидов и двух сфер с эквивалентными радиусами определяются формулой:

$$p_{эл}/p_{сф} = 0{,}7K_l\,[(n+1)n^{-1/2}]^{1/2} \quad \text{при} \quad n = r_{прод}/r_{поп} \qquad (2.2)$$

где K_l - коэффициент, зависящий от n.

Экспериментальные исследования свидетельствуют о том, что для описания закона распределения сферических сегментов модели можно использовать степенную функцию вида

$$\varphi(x) = n_r/n_c = Cx^{\chi}, \qquad (2.3)$$

где

n_r - число вершин, лежащих выше уровня x;

n_c - общее число сферических сегментов;

C,χ - константы.

Рассмотрение процесса ротационной обработки материала предполагает изучение условий контактирования поверхности этого материала с поверхностью резца [67]. Существенная разница в уровнях механических свойств и параметрах микрогеометрии соприкасающихся поверхностей позволяет при этом ограничиться анализом условий контакта гладкого и шероховатого тел.

§ 2.2 Упрочняющая обработка поверхностей пластическим деформированием

Рассмотрим контакт двух тел: гладкого и шероховатого. Пусть шероховатость моделируется сферическими выступами [68]. В ненагруженном состоянии шероховатая поверхность касается гладкой поверхности своей наиболее выступающей неровностью. После приложения нагрузки P контактирующие тела сблизятся на некоторую величину ΔH, при этом вступят в контакт и другие сегменты шероховатой поверхности.

Выделим на расстоянии x от вершины первой из вступивших в контакт неровностей слой толщиной dx. Все неровности, лежащие в этом слое, сблизятся с гладкой поверхностью на величину, равную $(\varepsilon-x)$, где ε - относительное сближение тел, равное h_{max}/R_{max}, а $x = X/R_{max}$ - безразмерная координата.

Для числа неровностей, лежащих в выделенном слое, имеем

$$dn_r=n_c\varphi'(x)dx$$

Предполагая пропорциональность связи между сближением и величиной действующей нагрузки, можно найти величину нагрузки на неровности с вершинами в слое dx

$$dP = n_c P(\varepsilon-x)\varphi'(x)dx$$

Интегрируя полученное соотношение по всему диапазону ε, получим выражение для связи действующей нагрузки и вызываемого ею сближения

$$P=n_c \int_0^{\varepsilon} P(\varepsilon-x)\varphi'(x)dx \qquad (2.4)$$

Выразим функцию P(ε-x) через среднее нормальное давление на контакте $p_r(\varepsilon-x)$ и проекцию площади единичного контакта на плоскость, параллельную гладкой поверхности αS_0.

Для сферической модели из геометрических соображений площадь S_0 может быть подсчитана по формуле

$$S_0=2\pi r R_{max}(\varepsilon-x) - \pi R^2_{max}(\varepsilon-x)^2$$

Для нагрузки P окончательно имеем

$$P=\pi R_{max} n_c \alpha \left[2r\int_0^{\varepsilon} p_r(\varepsilon-x)\varphi'(x)dx - R_{max}\int_0^{\varepsilon} p_r(\varepsilon-x)^2\varphi'(x)dx\right] \qquad (2.5)$$

В полученном соотношении величины α, (ε-x), p_r зависят от вида деформаций и поэтому, в общем случае, оно приобретает разные формы в зависимости от свойств контактирующих тел.

Пластическое взаимодействие гладкой и шероховатой поверхностей возможно лишь при неподвижном контакте, поэтому наиболее важными для практического применения являются результаты анализа упругого контакта.

Решение задачи Герца об упругом контакте сферы с полупространством дает возможность записать функцию N(ε-x) в виде

$$N(\varepsilon-x)= 4r^{1/2} R^{3/2} max(\varepsilon-x)^{3/2} /3\theta, \quad при \quad \theta=(1-\mu_1^2)/E_1 + (1-\mu_2^2)/E_2$$

где

E_i и μ_i - модули упругости и коэффициенты Пуассона тел.
Подставив записанное выражение в соотношение (2.4) и учитывая (2.3), получим

$$P=(4/3)*Cn_c\chi r^{1/2} R^{3/2}max\theta^{-1}\varepsilon^{\chi+3/2}\int_0^1(1-\gamma)^{3/2}\gamma^{\chi-1}d\gamma, \qquad \text{где} \quad \gamma=x/\varepsilon$$

Результаты интегрирования в этом выражении могут быть записаны через гамма-функцию с учетом характеристик распределения неровностей ν и b следующим образом:

$$\varepsilon=[(2\sqrt{\pi}\, p_c\theta/k_\nu)(r/R_{max}b^2)^{1/2}]^{2/(2\nu+1)}, \text{ при } k=\Gamma(\nu+1)/\Gamma(\nu+3/2), \qquad (2.6)$$

где $p_c=N/A_c$ – контурное давление.

В тех случаях, когда модуль упругости одного тела существенно больше другого, первое тело (рабочий орган) можно считать абсолютно жестким и сближение определяется лишь упругими свойствами материала ремонтируемой детали.

Предварительный анализ выражения (2.6) свидетельствует о том, что сближение пропорционально влиянию внешних условий – контурному давлению p_c в степени $2/(2\nu+1)$; сближение обратно пропорционально модулю упругости в той же степени; влияние микрогеометрии поверхности двояко: с одной стороны, параметр ν участвует в формировании степени при p_c и θ, с другой – кроме класса шероховатости R_{max}, на глубину внедрения оказывает влияние и состояние поверхности, например, изменение r на два порядка может изменить глубину внедрения в 10 раз.

Вычислим величину площади пятна контакта. Используем для этого известное из решения Герца выражение для радиуса единичной круговой площадки в виде

$$a_i = (0{,}75\, P_i\, r\, \theta)^{1/3}$$

В этом случае площадь контакта одной неровности, расположенной на уровне x, равна

$$s_0 = \pi(0{,}75P_i r\theta)^{2/3} = \pi[0.75P(\varepsilon-x)r\theta]^{2/3}$$

Площадь всех неровностей, попадающих в слой dx, тогда составляет

$$ds_к=\pi n_c[0{,}75P(\varepsilon-x)r\theta]^{2/3}\varphi'(x)dx$$

Подставим, как и ранее, в полученное соотношение величины $P(\varepsilon-x)$ и $\varphi'(x)$, после чего проинтегрируем. Получим выражение

$$\eta=S_к/S_0=0{,}5b\varepsilon^{\nu},$$

где
$S_к$ и S_0 - площадь контакта и площадь модели, соответственно.

С учетом (2.6) это выражение можно переписать в виде

$$S_к/S_0 = [(p_c\pi^{1/2}/k_\nu 2^{1/2\nu})(rb^{1/\nu}/R_{max})^{1/2}\theta]^{2\nu/(2\nu+1)} \qquad (2.7)$$

Основным выводом из анализа полученного соотношения является пропорциональность фактической площади контакта контурному давлению и обратная пропорциональность модулю упругости [69].

Приведенные теоретические результаты, с учетом замечаний для случая контакта шероховатого жесткого и гладкого упругого тел в виде соотношения (2.5), позволяют вычислить среднее давление на контакте (p_r) и диаметр пятна упругого контакта (d_r).

Учитывая, что микрогеометрия шероховатости поверхности наиболее полно может быть описана комплексом $\Delta^{-1} = (rb^{1/\nu})/R_{max}$, для первой из этих величин получим

$$p_r = p_c^{1/(2\nu+1)}[(2^{\nu/2}k_\nu\Delta^{1/2})/\theta\pi^{1/2}]^{2\nu/(2\nu+1)}, \qquad (2.8)$$

а предполагая пятно контакта круговым, для соответствующего диаметра имеем

$$d_r = (2r/\nu^{1/2})(2\pi^{1/2}\Delta^{\nu}p_c\theta/k_\nu)^{1/(2\nu+1)} \qquad (2.9)$$

Приведенные соотношения позволили сделать вывод о том, что при увеличении нагрузки рост общей площади контакта происходит за счет увеличения числа пятен контакта, при этом площадь пятна единичного контакта меняется незначительно. Эффект наблюдается тем значительней, чем выше значение ν.

§ 2.3 Изменение параметров площади контакта при тангенциальном перемещении тел

Рассмотренные выше соображения позволяют установить влияние различных условий контакта в том случае, когда тела тангенциально неподвижны.

Однако при ротационном резании наряду с нормальным контактом, как правило, осуществляется и взаимное перемещение относительно друг друга режущего ротора и детали [70].

Исследование влияния такого перемещения на интересующие нас параметры площади контакта проведем, используя следующие соображения.

Рассмотрим плоскую контактную квазистатическую задачу о скольжении твердого тела по границе упругой полуплоскости. При этом на всей площадке контакта пусть имеет место двучленный закон трения:

$$\tau_{xy} = \tau_0 - k\sigma_y$$

Действующие на твердое тело нормальная (P) и тангенциальная (T) силы обеспечивают ему состояние равномерного движения (рисунок 2.2). В системе координат, связанной с твердым телом, будут иметь место следующие граничные условия:

$$\sigma_y = 0,$$

$$\tau_{xy} = 0 \quad (-\infty<x<-a,\ b<x<+\infty);$$

$$v=f(x)+\eta,\ \tau_{xy}=\tau_0-k\sigma_y \quad (-a<x<b) \qquad (2.10)$$

где

v - нормальная компонента смещений на границе (y=0);
f(x) - форма контактирующей поверхности твердого тела.

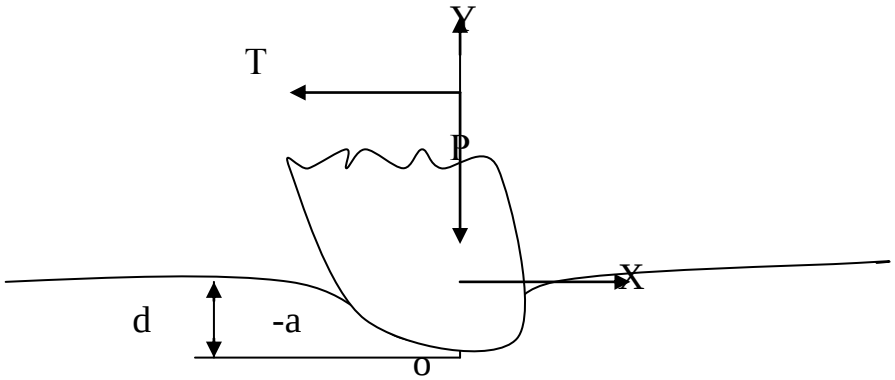


Рисунок 2.2 Расчетная схема к задаче о скольжении с трением твердого тела по границе упругой полуплоскости

На границе упругой полуплоскости выполняется следующее соотношение

$$[\pi E/2(1-\mu^2)](\partial v/\partial x)=\int_{-\infty}^{+\infty}[(\sigma_y)_{y=0}/(t-x)]dt - \pi(\tau_{xy})_{y=0}(1-2\mu)/(2-2\mu)$$

Введем в нижней полуплоскости функцию комплексного переменного следующего вида

$$w(z)=U-iV=\int_{-\infty}^{+\infty}[(\sigma_y)_{y=0}/(t-x)]dt$$

Учитывая наличие предельных значений записанного интеграла типа Коши, граничные условия для определения w(z) получим в виде

$$\left.\begin{array}{l} V=0 \quad (-\infty < x < -a, \quad b < x < +\infty); \\ U+kV(1-2\mu)/(2-2\mu)=\pi F(x), \ (-a<x<b), \end{array}\right\} \qquad (2.11)$$

где

$$F(X) = \tau_0(1-2\mu)/(2-2\mu) + Ef'(x)/2(1-\mu^2) \qquad (2.12)$$

Определение аналитической функции w(z) в нижней полуплоскости является частным случаем задачи Гильберта-Риммана.

Для давления на площадке контакта $p(x)= -(\sigma_y)_{y=0}$ будем иметь

$$
\left.
\begin{aligned}
p(x) = -(V)_{y=0}/\pi = -F(x)\cos[\pi(1/2-\beta)]/\sqrt{1+[k(1-2\mu)/(2-2\mu)]^2} + \\
+ P\sin[\pi(1/2-\beta)]/[\pi(x+a)^{1/2+\beta}(b-x)^{1/2-\beta}] + \\
+\{\sin[\pi(1/2-\beta)]/[\pi\sqrt{1+k^2(1-2\mu)^2/(2-2\mu)^2}\,(x+a)^{1/2+\beta}(b-x)^{1/2-\beta}\}\times \\
\times \int_{-a}^{b} [F(\xi)(\xi+a)^{1/2+\beta}(b-\xi)^{1/2-\beta}/(\xi-x)]d\xi ,
\end{aligned}
\right\} \quad (2.13)
$$

где

$$\beta = (1/\pi)\operatorname{arctg}[k(1-2\mu)/(2-2\mu)]$$

Из записанного соотношения следует, что характер распределения давления определяется видом функции F(x) из (2.12), которая, в свою очередь, зависит от формы поверхности твердого тела, описываемой зависимостью f(x).

Рассмотрим, например, в каком виде запишется соотношение (2.13) при форме контактирующей поверхности, определяемой простейшей зависимостью

$f(x)=x^2/2R$. Для этого случая вид функции F(x) будет следующим

$$F(x)=\tau_0(1-2\mu)/(2-2\mu) + xE/[2R(1-\mu^2)]$$

Подставив записанное соотношение в формулу (2.13), можно получить следующее выражение

$$
\begin{aligned}
p(x) = \{P/\pi + E(a+b)^2(1/4-\beta^2)/[4R(1-\mu^2)] + (1-2\mu)\tau_0(a+b)(1/2-\beta)/(2-2\mu) + \\
+ xE(a+b)(1/2-\beta)/[2R(1-\mu^2)] - (1-2\mu)\tau_0(x+a)/(2-2\mu) + xE(x+a)/[2R(1-\mu^2)]\}/ \\
/\{\sqrt{1+[k(1-2\mu)/(2-2\mu)]^2}\,(x+a)^{1/2+\beta}(b-x)^{1/2-\beta}\}.
\end{aligned}
$$

Дальнейшее упрощение выражения для p(x) осуществляется при анализе величин давления на границах контакта и определении значений a и b из системы уравнений

$$\left.\begin{aligned}(a+b)^2 &= 4RP(1-\mu^2)/[\pi E(1/4-\beta^2)] \\ (a-b)/2 &= (a+b)\beta + (1-2\mu)(1+\mu)R\tau_0/E\end{aligned}\right\}$$

Окончательно это выражение запишется в виде

$$p(x)= E(x+a)^{1/2-\beta}(b-x)^{1/2+\beta}/\{2(1-\mu^2)R\sqrt{1+[k(1-2\mu)(2-2\mu]^2}\} \qquad (2.14)$$

Анализ полученного соотношения свидетельствует о том, что давление на площадке контакта зависит только от пьезокоэффициента молекулярной составляющей силы трения k и, следовательно, в задачах, аналогичных рассмотренной, целесообразно использовать закон трения Амонтона, то есть $\tau_{xy} = -k\sigma_y$.

Покажем, что полученная оценка величины контактного давления может быть использована и при других формах поверхности твердого тела. Пусть, например она имеет форму полукруга радиуса R, касающегося полуплоскости, то есть

$$f(x)=-\sqrt{R^2-x^2} + R$$

Производная f(x) в этом случае представляет собой выражение

$$f'(x)=x/\sqrt{R^2-x^2} = x/[R\sqrt{1- (x/R)^2}].$$

Учитывая, что $(x/R)<<1$, можно считать $\sqrt{1- (x/R)^2} \approx 1$. В этом случае функция F(x) будет иметь тот же вид, что и для параболической поверхности, а следовательно, все выкладки останутся прежними.

§ 2.4 Тепловая задача для процесса многолезвийного ротационного резания

Рассмотрим процесс проникновения температурного поля перпендикулярно обрабатываемой поверхности [71], то есть одномерную задачу о распределении тепла, для чего найдем функцию $T(x,t)$, удовлетворяющую уравнению

$$a\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}=\frac{\partial T}{\partial t}$$

начальному условию $T(x,0)=\varphi(x)$ и граничному условию второго рода в виде

$$\frac{\partial T}{\partial n}=-\frac{q(t)}{\lambda}$$

или при равномерном тепловом потоке

$$\frac{\partial T}{\partial n/s}=-\frac{q(t)}{\lambda}.$$

Разделим переменные, вводя замену $T(x,t)=U(x)\cdot f(t)$.

Подставляя это выражение в исходное уравнение, получим уравнение вида

$$\frac{d^2U}{dx^2}+m^2U=0,\ \frac{df}{dt}+am^2f=0.$$

Решения этих уравнений запишутся в общем виде следующим образом

$$U(x)=A_0\cos mx+B_0\sin mx\ ,\ f(t)=e^{-am2t}(A_0\cos mx+B_0\sin mx).$$

Следовательно, для некоторого m можно получить

$$T(x,t)=U(x)\cdot f(t)=e^{-am2t}(A_0\cos mx+B_0\sin mx).$$

Для преобразования полученного частного решения в общее просуммируем все такие решения для значений m > 0. Окончательно получим

$$T(x,t)=\int_0^\infty e^{-am2t}(A_0\cos mx+B_0\sin mx)\,dm.$$

Переменные A_0 и B_0 необходимо выбирать с учетом удовлетворения полученного решения начальным и граничным условиям.

С одной стороны, таким образом

$$\varphi(x) = \int_0^{\infty} e^{-am2t} (A_0 \cos mx + B_0 \sin mx)\, dm,$$

а с другой стороны

$$\frac{q(t)}{\lambda} = A_0 \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-am^2 t} dm$$

Записанные соотношения определяют коэффициенты в выражении для общего решения и позволяют наложением на него некоторых ограничений, например, типа $T(x_0, t_0) < T_0$, получить соответствующие условия для удельного теплового потока на контакте $Q(t) < q_0$.

При рассмотрении бесконечного стержня с произвольными граничными условиями коэффициенты A_0 и B_0 могут быть найдены через интеграл Фурье следующим образом

$$A_0 = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \varphi(x') \cos(mx')\, dx',$$

$$B_0 = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \varphi(x') \sin(mx')\, dx'.$$

Подстановка этих значений в выражение для $T(x,t)$ позволяет получить следующее выражение

$$T(x,t) = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-am^2 t}\, dm \int_{-\infty}^{+\infty} \varphi(x')(\cos mx \cos(mx') + \sin mx \sin(mx'))\, dx'.$$

Поменяв порядок интегрирования, и вычислив внутренний интеграл, получим

$$T(x,t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{\sqrt{4\pi a t}} \cdot \exp\left[-\frac{(x-x')^2}{4at} \right] \cdot \varphi(x')\, dx' .$$

Последнее выражение описывает распределение температуры с течением времени в бесконечном стержне от мгновенного точечного источника интенсивностью $Q = c\gamma$, подействовавшего в начальный момент времени в некоторой точке x'.

Полученные результаты имеют приближенный характер, поскольку не описывают реальные размеры пятна контакта и характер теплообмена с окружающей средой, однако показывают принципиальную возможность учета распространения тепловых полей во времени и по глубине проникновения.

Оценки при этом могут быть проведены как для случая задания на границах контакта теплового потока, так и для произвольных граничных условий.

Сравнение полученных результатов с экспериментальными данными дает основание уточнить коэффициенты, входящие в расчетные зависимости, с целью приближения их к реальной картине, реализуемой в технологическом процессе.

Рассмотрим температурное поле при плоском резании материала, не прогреваемого на всю глубину за один рабочий ход. По поверхности полубесконечного тела, которая омывается охлаждающей жидкостью в положительном направлении оси z (рисунок 2.3), движется полосовой источник тепла шириной 2 h и бесконечно протяженный вдоль оси y, являющейся его осью симметрии. Плотность теплового потока по всей поверхности источника будем считать постоянной. Температуру охлаждающей жидкости и начальную температуру детали для простоты записи целесообразно принять равной нулю. Систему координат свяжем с источником тепла. В этом случае можно считать, что теплопроводящая среда движется со скоростью продольной подачи в отрицательном направлении оси z.

Приняв такую схему, можно сформулировать задачу математически. Она сводится к решению уравнения теплопроводности

$$a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + v\frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial T}{\partial t}$$

с разрывными граничными условиями

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0,|z|>h} + \alpha T\Big|_{x=0,|z|>h} = 0$$

$$T\big|_{t=0} = 0$$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0,|z|<h} = q = const$$

Решение этого уравнения будем искать с помощью метода источников. Фундаментальное решение уравнения теплопроводности для точечного источника на поверхности детали, удовлетворяющее условию теплообмена третьего рода на границе в движущейся системе координат, имеет вид

$$T = \frac{2Q}{c\gamma (4\pi a t)^{3/2}} \left[\exp\left(\frac{-R^2}{4at} \right) - \frac{\alpha}{\lambda} \int_0^{\infty} \exp\left(-\frac{R'^2}{4at} - \frac{\alpha}{\lambda} x' \right) dx \right]$$

здесь

$R^2 = x^2 + (y-y')^2 + (z-z'+vt)^2$;

$R'^2 = (x+x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'+vt)^2$.

Для перехода от записанного выражения к температурному полю от элементарного источника нужно вместо Q записать то количество тепла, которое выделится на бесконечно малой площадке поверхности в бесконечно малый промежуток времени при постоянной плотности теплового потока *q:*

$dQ = qdy'dz'dt'$.

Для рассматриваемой задачи выражение температурного поля от элементарного источника будет выглядеть следующим образом:

$$dT = \frac{2q\,dy'dz'dt'}{c\gamma\,4\pi a\,(t-t')^{3/2}}\left(\exp\left\{-\frac{x^2+(y-y')^2+(z-z'+v(t-t'))^2}{4a(t-t')}\right\}\right) -$$

$$-\frac{2q\,dy'dz'dt'}{c\gamma\,4\pi a\,(t-t')^{3/2}}\frac{\alpha}{\lambda}\int_0^{\infty}\exp\left\{-\frac{(x+x')^2+(y-y')^2+(z-z'+v(t-t'))^2}{4a(t-t')}-\frac{\alpha}{\lambda}x'\right\}dx'$$

В отличие от предыдущего решения, где конечное количество тепла Q, мгновенно выделяющегося в бесконечно малом объеме, создает в начальный момент бесконечно большую температуру, последнее приведенное выражение описывает процесс выравнивания температуры от бесконечно малого количества тепла. Температура в точке приложения такого источника даже в начальный момент конечна. Все температурное поле будет суммой таких полей от элементарных источников, распределенных по полосе контакта.

Учитывая, что по принятой схеме источник является бесконечно протяженным по оси *y,* интегрирование по *y′* должно быть выполнено в пределах от -∞ до +∞.

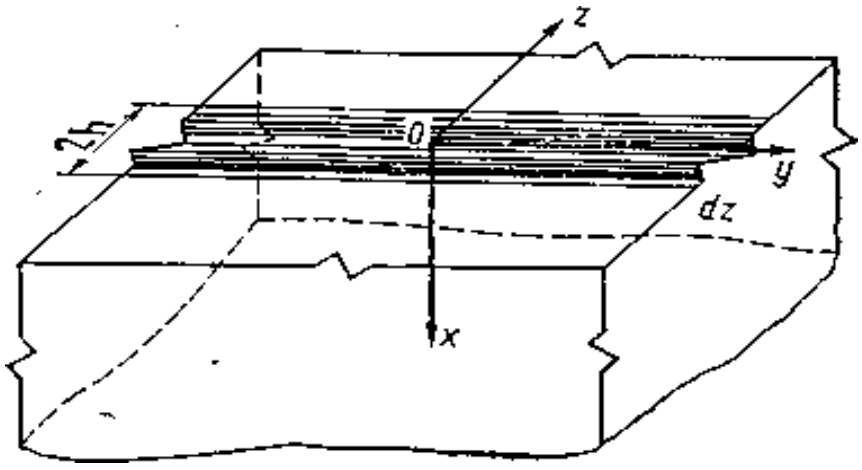


Рисунок 2.3. Тепловая схема полосового источника

Ширина полосы определит пределы интегрирования по z′, которые равны соответственно –h и +h. В общем случае действия источника в течение некоторого времени t, интегрирование по t′ должно быть

выполнено в пределах от 0 до *t*. Учитывая, что при шлифовании температурное поле в течение долей секунды становится стационарным, верхним пределом по t′ надо положить ∞.

С учетом всего сказанного можно записать решение задачи в следующем виде

$$T(x,z)=\int_{-h}^{h}dz'\int_{-\infty}^{\infty}dy'\int_{0}^{\infty}\frac{2qdt'}{c\gamma[4\pi a(t-t')^{3/2}}\times(\exp\left\{-\frac{x^2+(y-y')^2+[z-z'+v(t-t')]^2}{4a(t-t')}\right\}-$$

$$-\frac{\alpha}{\lambda}\int_{0}^{\infty}\exp\left\{-\frac{(x-x')^2+(y-y')^2+[z-z'+v(t-t')]^2}{4a(t-t')}-\frac{\alpha}{\lambda}x'\right\}dx')$$

Физическая часть задачи может считаться на этом законченной, так как дальше необходимо проделать чисто математические операции для приведения решения к виду, удобному для анализа и практического применения. Однако необходимо заметить, что записанное решение не удовлетворяет смешанным граничным условиям. Происходит это оттого, что функция элементарного источника, удовлетворяющая условию теплообмена, проинтегрирована по всей полосе. Этим самым удовлетворены условия теплообмена на всей плоскости x = 0, в том числе и под источником, где теплообмена нет. Методика точного построения решения поставленной задачи приведена ниже, но для выявления некоторых общих закономерностей произведем необходимые операции с записанным решением.

Преобразуем второй член решения следующим образом

$$\frac{\alpha}{\lambda}\int_{-h}^{h}dz'\int_{-\infty}^{\infty}dy'\int_{0}^{\infty}\frac{2qdt'}{c\gamma[4\pi a(t-t')^{3/2}}\times\int_{0}^{\infty}\exp\left\{-\frac{x^2+(y-y')^2+[z-z'+v(t-t')]^2}{4a(t-t')}-\frac{\alpha}{\lambda}x'\right\}dx'=$$

$$\frac{\alpha}{\lambda}\int_{-h}^{h}dz'\int_{-\infty}^{\infty}dy'\int_{0}^{\infty}\frac{2qdt'}{c\gamma[4\pi a(t-t')^{3/2}}\times\exp\left\{-\frac{x^2+(y-y')^2+[z-z'+v(t-t')]^2}{4a(t-t')}\right\}\times\int_{0}^{\infty}\exp\left\{-\frac{2xx'+x'^2}{4a(t-t')}-\frac{\alpha}{\lambda}x'\right\}dx'$$

Рассмотрим несобственный интеграл в правой части.

$$T(x,z)=\int_{-h}^{h}dz'\int_{-\infty}^{\infty}dy'\int_{0}^{\infty}\frac{2q\,dt'}{c\gamma[4\pi a(t-t')^{3/2}}\times\exp\left\{-\frac{x^2+(y-y')^2+[z-z'+v(t-t')]^2}{4a(t-t')}\right\}\times$$

$$\int_{0}^{\infty}\exp\left\{-\frac{2xx'+x'^2}{4a(t-t')}-\frac{\alpha}{\lambda}x'\right\}dx'=\int_{0}^{\infty}\exp\left\{\frac{x'^2+2xx'+4\frac{\alpha}{\lambda}ax'(t-t')}{4a(t-t')}\right\}dx'=$$

$$=\int_{0}^{\infty}\exp\left\{-\frac{x'^2+2[xx'+2\frac{\alpha}{\lambda}a(t-t')x'+[x+2\frac{\alpha}{\lambda}a(t-t')]^2-[x+2\frac{\alpha}{\lambda}a(t-t')]^2]}{4a(t-t')}\right\}dx'=$$

$$=\exp[\frac{x}{2\sqrt{a(t-t')}}+\frac{\alpha}{\lambda}\sqrt{a(t-t')}]^2\int_{0}^{\infty}\exp\left\{-[\frac{x'}{2\sqrt{a(t-t')}}+\frac{x}{2\sqrt{a(t-t')}}+\frac{\alpha}{\lambda}\sqrt{a(t-t')}]^2\right\}dx'$$

Обозначив

$$\frac{x}{2\sqrt{a(t-t')}}+\frac{\alpha}{\lambda}\sqrt{a(t-t')}=u$$

приведем рассматриваемый интеграл к виду

$$\exp u^2\int_{0}^{\infty}\exp\left\{-[\frac{x'}{2\sqrt{a(t-t')}}+u]^2\right\}dx'$$

который можно заменой свести к интегралу Гаусса

$$\frac{x'}{2\sqrt{a(t-t')}}+u=\xi,$$

$$\frac{dx'}{2\sqrt{a(t-t')}}=d\xi$$

$$\exp u^2 \int_0^\infty \exp\left\{-[\frac{x'}{2\sqrt{a(t-t')}}+u]^2\right\}dx' = 2\sqrt{a(t-t')}\exp u^2 \times \int_0^\infty \exp(-\xi)^2 d\xi = \sqrt{\pi a(t-t')}\operatorname{erfc} u \exp u^2$$

Теперь преобразованное решение можно записать следующим образом

$$T(x,z) = \int_{-h}^{h} dz' \int_{-\infty}^{\infty} \frac{q}{2\pi\lambda R}\exp\left\{-[\frac{\nu}{2a}(z-z')+\frac{\nu R}{2a}]\right\}dy' - \int_{-h-\infty}^{h}\int^{\infty} \frac{\alpha}{\lambda}\frac{q}{2\pi\lambda}\exp[-\frac{\nu(z-z')}{2a}+\frac{\alpha}{\lambda}x]\int\frac{dx}{\sqrt{x^2+r^2}}\times$$

$$\times \exp(-\frac{\alpha}{\lambda}x-\frac{\nu}{2a}\sqrt{x^2+r^2})dy'dz'$$

При α=0, то есть при отсутствии теплообмена с внешней средой, это решение сводится к известному решению без охлаждения. В отличие от него записанное решение в подинтегральной функции имеет множитель в квадратных скобках, характеризующий теплообмен и его влияние на температурное поле движущегося полосового источника тепла.

После интегрирования по времени получим

$$T(x,z) = \int_{-h}^{h} dz' \int_{-\infty}^{\infty} \frac{q}{2\pi\lambda R}\exp\left\{-[\frac{\nu}{2a}(z-z')+\frac{\nu R}{2a}]\right\}dy' - \int_{-h-\infty}^{h}\int^{\infty} \frac{\alpha}{\lambda}\frac{q}{2\pi\lambda}\exp[-\frac{\nu(z-z')}{2a}+\frac{\alpha}{\lambda}x]\int\frac{dx}{\sqrt{x^2+r^2}}\times$$

$$\times \exp(-\frac{\alpha}{\lambda}x-\frac{\nu}{2a}\sqrt{x^2+r^2})dy'dz'$$

Здесь приняты обозначения

$$R^2 = x^2+(y-y')^2+(z-z')^2; r^2 = (y-y')^2+(z-z')^2$$

Произведем интегрирование по y′ и запишем результат через модифицированную функцию Бесселя второго рода нулевого порядка:

$$T = \frac{q}{\pi\lambda}\int_{-h}^{h}\exp[-\frac{\nu(z-z')}{2a}]K_0[\frac{\nu}{2a}\sqrt{x^2+(z-z')^2}]dz' - \frac{\alpha}{\lambda}\frac{q}{\pi\lambda}\times\int_{-h}^{h}\exp[-\frac{\nu(z-z')}{2a}+\frac{\alpha}{\lambda}x]\times$$

$$\times\int_x^\infty \exp(-\frac{\alpha}{\lambda}x)K_0[\frac{\nu}{2a}\sqrt{x^2+(z-z')^2}]dxdz'$$

Для анализа и практического использования полученного выражения целесообразно представить его в виде функции от безразмерных критериев, которые уже автоматически появились в аргументах. Поскольку решение отражает стационарный процесс с теплообменом, в его аргументы входят безразмерные комплексы двух видов. Первый из них типа *vx/2a* в теории подобия называется критерием Пекле и характеризует конвективный перенос тепла. Второй комплекс, который формируется после замены переменной, характеризует влияние теплообмена. Обозначим безразмерные комплексы типа критерия Пекле следующим образом:

$$\frac{v(z-z')}{2a}=\xi;\frac{vz}{2a}=Z;\frac{vx}{2a}=X;\frac{vh}{2a}=H$$

Применив эти обозначения к ранее записанному выражению, получим

$$T(X,Z)=\frac{2qa}{\pi\lambda v}\int_{Z-H}^{Z+H}\exp(-\xi)K_0\sqrt{X^2+\xi^2}\left\{1-\frac{2\alpha a}{\lambda v}\exp(\frac{2\alpha a}{\lambda v}X)\times\frac{\int_X^{\infty}\exp(-\frac{2\alpha a}{\lambda v}X)K_0\sqrt{X^2+\xi^2}dX}{K_0\sqrt{X^2+\xi^2}}\right\}d\xi$$

Полученная формула представлена в виде известного решения для теплоизолированной поверхности с множителем в фигурных скобках, который характеризует теплообмен. Такая запись содержит множитель *2qa/πλv*, который определяет численное значение и размерность (имеет размерность температуры).

Вторая часть решения (интеграл) определяет характер распределения температуры в обрабатываемом продукте. Эта часть зависит от четырех безразмерных комплексов:

- безразмерные координаты;

$$X=\frac{vx}{2a};Z=\frac{vz}{2a}$$

- безразмерная полуширина источника

$$H = \frac{vh}{2a}$$

- безразмерный комплекс, характеризующий интенсивность теплообмена

Последний комплекс представляет собой отношение двух известных критериев

$$\beta = \frac{2\alpha a}{\lambda v},$$

подобия Bi = $\alpha l/\lambda$ - критерия Био и Pe = $vl/2a$ - критерия Пекле.

С введением указанных обозначений решение может быть представлено в окончательном виде:

$$T(X,Z) = \frac{2qa}{\pi\lambda v}\int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0\sqrt{X^2+\xi^2} \times \left\{1 - \beta\exp(\beta X)\frac{\int_X^\infty \exp(-\beta X) K_0\sqrt{X^2+\xi^2}\,dX}{K_0\sqrt{X^2+\xi^2}}\right\} d\xi$$

Методом подстановки можно показать, что это выражение является решением уравнения теплопроводности и удовлетворяет условию теплообмена по всей обрабатываемой поверхности, в том числе и под источником.

Решение может быть использовано для анализа температурных полей в таких процессах, в которых теплообмен осуществляется по всей поверхности одновременно с нагревом.

Для того, чтобы удовлетворить сформулированным ранее граничным условиям полностью, необходимо записанное выражение преобразовать в соответствующую форму. Проведем краткий анализ влияния теплообмена на температурное поле линейного источника. Как уже упоминалось, такой источник только приближенно воспроизводит реальный процесс, но анализ этого решения позволяет сделать ценные практические выводы применительно к теплообмену при ротационной обработке. Точное решение задачи с теплообменом для бесконечно длинного линейного источника, движущегося со скоростью *v* в положительном направлении оси *z,* содержится в решении в виде подинтегрального выражения.

Вернувшись к прежним размерным переменным, решение для линейного источника можно записать

$$T(x,z)=\frac{q}{\pi\lambda}\exp(-\frac{\nu z}{2a})K_0(\frac{\nu}{2a}\sqrt{x^2+z^2})\times\left\{1-\frac{\alpha}{\lambda}\exp(\frac{\alpha}{\lambda}x)\frac{\int_x^0\exp(-\frac{\alpha}{\lambda}x)K_0(\frac{\nu}{2a}\sqrt{x^2+z^2})dx}{K_0(\frac{\nu}{2a}\sqrt{x^2+z^2})}\right\}$$

Здесь выражение перед фигурной скобкой является известным решением для линейного источника без теплообмена. Влияние теплообмена определяется множителем в фигурных скобках.

Полученное решение удовлетворяет условию теплообмена на всей обрабатываемой поверхности, поскольку интегрирование исходного уравнения внесло теплообмен и под источник, где его не существует. Наряду с постоянным по плотности тепловым потоком q, направленным вглубь изделия, появился тепловой поток за счет теплообмена, направленный от изделия к охлаждающей среде, которого в пределах зоны контакта не должно быть. Чтобы устранить это несоответствие, необходимо в пределах контакта добавить тепловой поток, распределенный в соответствии с потерями, то есть по закону αT, где T определяется выражением для $T(X,Z)$. Этот дополнительный источник локально скомпенсирует тепловые потери под основным источником, но сам также внесет частичные тепловые потери. Таким образом, в соответствии с конструкцией решения, компенсация тепловых потерь будет неполной. Для возмещения этих новых потерь необходимо добавить еще один источник, распределенный по закону αT_1, где T_1 – распределение температуры под источником от первого компенсирующего источника. Эта новая добавка также, в силу общих закономерностей, будет иметь свои потери, но уже значительно меньшие. Можно продолжить процесс таких компенсаций и далее, причем с их увеличением получаемое решение становится все более точным. Таким образом, точное решение представляет собой ряд с бесконечным числом членов.

Для удобства анализа и упрощения записи, введем безразмерную температуру $Q=\pi\lambda\nu T/2qa$, которая характеризует лишь закон ее распределения, конкретные значения определяют параметры правой части.

В новых переменных граничные условия примут вид

$$\left.\frac{\partial Q}{\partial X}\right|_{X=0,|Z|>H} = \beta Q\,|_{X=0,|Z|>H};-\left.\frac{\partial Q}{\partial X}\right|_{X=0,|Z|>H} = \pi$$

Решение, удовлетворяющее этим граничным условиям, запишется, учитывая изложенное выше, в виде ряда

$$Q = \int_{Z-H}^{Z+H}\exp(-\xi)K_0(\sqrt{X^2+\xi^2})d\xi - \beta\int_{Z-H}^{Z+H}\exp(\beta X-\xi)\int_{X}^{\infty}\exp(-\beta X)K_0(\sqrt{X^2+\xi^2})dXd\xi + \frac{\beta}{\pi}\sum_{n=0}^{\infty}\int_{Z-H}^{Z+H}Q_n(Z-\frac{\xi}{H})\times$$

$$\times\exp(-\xi)K_0(\sqrt{X^2+\xi^2})d\xi - \beta\int_{Z-H}^{Z+H}Q_n(Z-\frac{\xi}{H})\exp(\beta X+\xi)\int_{X}^{\infty}\exp(-\beta X)K_0(\sqrt{X^2+\xi^2)dXd\xi}$$

Записанное решение полностью удовлетворяет смешанным граничным условиям. Численные расчеты по этой формуле показывают, что в целом теплообмен у свободной поверхности влияет на распределение температуры под источником, но это влияние невелико. Так, например, при H=2 (медленный источник) и β=1 (интенсивный теплообмен), снижение максимальной температуры не превышает 5%.

Основными источниками тепла при резании пластических металлов является работа:

- затрачиваемая на пластические деформации в срезаемом слое и в слоях, прилегающих к обработанной поверхности и поверхности резания;
- затрачиваемая на преодоление трения по передней и задней поверхности резца.

По известной формуле количество тепла [72], определяется:

$$Q = \frac{P_z v}{E}, \qquad (2.15)$$

где
Q – количество тепла,
$P_z v$ – работа резания,
E – механический эквивалент.

Уравнение правдоподобно для однолезвийных инструментов, так как при многолезвийной ротационной обработке P_z распределяется между режущими элементами. Кроме этого, из результатов исследования при

многолезвийной ротационной обработке, независимо от выбранного режима обработки, преобладает радиальная составляющая P_y. Следующим наиболее характерным считается осевая составляющая P_x.

Очевидно, с меньшими пластическими деформациями и заменой трения скольжения на трение качение по задней поверхности резца при многолезвийной ротационной обработке общее количество тепла меньше, чем при других методах обработки этого класса.

Отличие многолезвийного ротационного резания от других методов механической обработки потребовало применения аналитических исследований, позволяющих определить распространения тепла при обработке.

Рассмотрим однородный цилиндр длины L. Так как инструмент, стружка (трехгранная), а также обрабатываемая деталь имеют форму, близкую к цилиндру. Опытным путем установлено, что скорость распространения тепла, т. е. количество тепла, протекающего через сечение с абсциссой x за единицу времени, определяется формулой

$$g = -k\frac{\partial u}{\partial x}S, \tag{2.16}$$

где
S - площадь сечения рассматриваемого цилиндра,
k - коэффициент теплопроводности.
Скорость распространения тепла, или скорость теплового потока, определяется так:

$$g = \lim\frac{\Delta Q}{\Delta t} \tag{2.17}$$

Рассмотрим элемент цилиндра, заключенный между сечениями с абсциссами x_1 и x_2 ($x_1 - x_1 = \Delta x$). Количество тепла, прошедшего через сечение с абсциссой x_1 за время Δt будет равно

$$\Delta Q_1 = -k\frac{\partial u}{\partial x}\Big|_{x=x_1} S = \Delta t \tag{2.18}$$

То же самое для сечения с абсциссой x_2:

$$\Delta Q_2 = -k \frac{\partial u}{\partial x}\Big|_{x=x_2} S = \Delta t \qquad (2.19)$$

Приток тепла ΔQ_1 - ΔQ_2 в элемент цилиндра за время Δt будет равняться:

$$\Delta Q_1 - \Delta Q_2 = [-k \frac{\partial u}{\partial x}\Big|_{x=x_1} S = \Delta t] - [-k \frac{\partial u}{\partial x}\Big|_{x=x_2} S = \Delta t] \approx$$

$$\approx k \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Delta x S \Delta t \qquad (2.20)$$

(мы привели теорему Лагранжа к разности $\frac{\partial u}{\partial x}\Big|_{x=x_1} - \frac{\partial u}{\partial x}\Big|_{x=x_2}$). Этот приток тепла за время Δt затратился на повышение температуры элемента цилиндра на величину Δu:

$$\Delta Q_1 - \Delta Q_2 = c\rho \Delta x S \Delta u \qquad (2.21)$$

или

$$\Delta Q_1 - \Delta Q_2 \approx c\rho \Delta x S \frac{\partial u}{\partial t} \Delta t, \qquad (2.22)$$

где

c – теплоемкость вещества цилиндра,

ρ- плотность вещества цилиндра ($\rho \Delta x S$ – масса элемента цилиндра).

Приравнивая выражения (2.20) и (2.22) для одного и того же количества тепла ΔQ_1 - ΔQ_2, получим:

$$k \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Delta x S \Delta t = c\rho \Delta x S \frac{\partial u}{\partial t} \Delta t$$

Или

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{k}{c\rho} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$$

Обозначая $\frac{k}{c\rho} = a^2$, окончательно получаем:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = a^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \qquad (2.23)$$

Это и есть уравнение распространения тепла или уравнение теплопроводности в однородном цилиндре.

Чтобы решение уравнения (2.23) было вполне определенно, функция $u\ (x,t)$ должна удовлетворять краевым условиям, соответствующим физическим условиям задачи. Краевые условия для решения уравнения (2.23) могут быть различные. Условия, которые соответствуют так называемой первой краевой задаче для $0 \le t \le T$, следующие:

$$u\ (x,0\ ) = \varphi\ (x\ ), \qquad (2.24)$$

$$u\ (x,\ t\ ) = \psi_1\ (\ t\ ), \qquad (2.25)$$

$$u\ (\ l,\ t) = \psi_2\ (\ t\ ). \qquad (2.26)$$

Физически условия (2.24) соответствует тому, что при $t = 0$ в различных сечениях стержня температура равна $\varphi\ (\ x\ )$. Условия (2.25) и (2.26) соответствуют тому , что на концах цилиндра при $x = 0$ и при $x = l$ поддерживается температура, равная $\psi_1\ (\ t\ )$ и $\psi_2\ (\ t\ )$ соответственно.

Доказывается, что уравнение (2.23) имеет единственное решение в области $0 \le t \le l$, $0 \le t \le T$, удовлетворяющее условиям (2.24), (2.25), (2.26).

К задаче распространения тепла в ограниченном цилиндре сводятся физические задачи в том случае, когда цилиндр столь длинный, что температура во внутренних точках цилиндра в рассматриваемые моменты времени мало зависит от условий на концах цилиндра. Если цилиндр совпадает, с осью O_x, то математически задача формулируется следующим образом. Найти решение уравнения (2.23) в области $0 < x < \infty$, $t > 0$, удовлетворяющее начальному условию

$$u(x,\ 0) = \varphi\ (\ x\ ). \qquad (2.27)$$

Если функция $\varphi(x)$ ограничена на бесконечном интервале $(0, \infty)$, тогда решением уравнения (2.23), удовлетворяющим условию (2.27), можно принять интеграл Пуассона о распространении тепла:

$$u(x,t) = \frac{1}{2a\sqrt{\pi t}} \int_0^{\infty} \varphi(\alpha) e^{-\frac{(\alpha - x)^2}{4a^2 t}} d\alpha . \qquad (2.28)$$

Установим физический смысл формулы (2.28). Рассмотрим функцию

$$\varphi^*(x) = \begin{cases} 0 \Rightarrow при \longrightarrow 0 < x < x_0, \\ \varphi(x) \Rightarrow при \longrightarrow x_0 \le x \le x_0 + \Delta x, \\ 0 \Rightarrow при \longrightarrow x_0 + \Delta x < x < \infty. \end{cases} \qquad (2.29)$$

Тогда функция

$$u^*(x,t) = \frac{1}{2a\sqrt{\pi t}} \int_0^{\infty} \varphi^*(\alpha) e^{-\frac{(\alpha - x)^2}{4a^2 t}} d\alpha \qquad (2.30)$$

есть решение (2.23), принимающее при $t = 0$ значение $\varphi^*(x)$.

Принимая во внимание (2.29), можем написать:

$$u^*(x,t) = \frac{1}{2a\sqrt{\pi t}} \int_{x_0}^{x_0 + \Delta x} \varphi^*(\alpha) e^{-\frac{(\alpha - x)^2}{4a^2 t}} d\alpha$$

Применив теорему о среднем к последнему интегралу, получим:

$$u^*(x,t) = \frac{\varphi(\xi)\Delta x}{2a\sqrt{\pi t}} e^{-\frac{(\xi - x)^2}{4a^2 t}}, \quad x_0 < \xi < x_0 + \Delta x. \qquad (2.31)$$

Формула (2.31) дает значение температуры в точке цилиндра в любой момент времени, если при $t = 0$ всюду в цилиндре температура $u^* = 0$, кроме отрезка $[x_0, x_0 + \Delta x]$, где она равна $\varphi(x)$. Сумма температур вида (2.31) и дает решение (2.28). Заметим, что если ρ – линейная

плотность материала цилиндра, c – теплоемкость материала, то количество тепла в элементе $[x_0, x_0 + \Delta x]$ при $t = 0$ будет

$$\Delta Q \approx \varphi(\xi)\Delta x \rho c. \tag{2.32}$$

Рассмотрим далее функцию

$$\frac{1}{2a\sqrt{\pi t}} e^{-\frac{(\xi - x)^2}{4a^2 t}}. \tag{2.33}$$

Сравнивая ее с правой частью формулы (2.31) с учетом (2.32), можно получить значение температур в любой точке цилиндра в любой момент времени t, если при $t = 0$ в сечении ζ был мгновенный источник тепла с количеством $Q = c\,\rho$.

Приведенные в главе 2 математические выкладки позволяют обоснованно планировать экспериментальные исследования и трактовать получаемые эмпирические результаты ротационного резания.

Глава 3

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

§ 3.1 Экспериментальная установка и геометрические схемы резания

Решение задач в исследованиях требует уточнения ряда определений, специфичных для ротационного режущего инструмента [73,74,75,76]. Указанные определения неизбежно необходимы при исследовании нового метода обработки.

В настоящее время общепризнанными являются определения геометрических параметров, режущей части и параметров установки, предложенные акад. Е.Г. Коноваловым, профессорами Г.И. Грановским, В.Ф. Бобровым, Ходыревым В.И. [4].

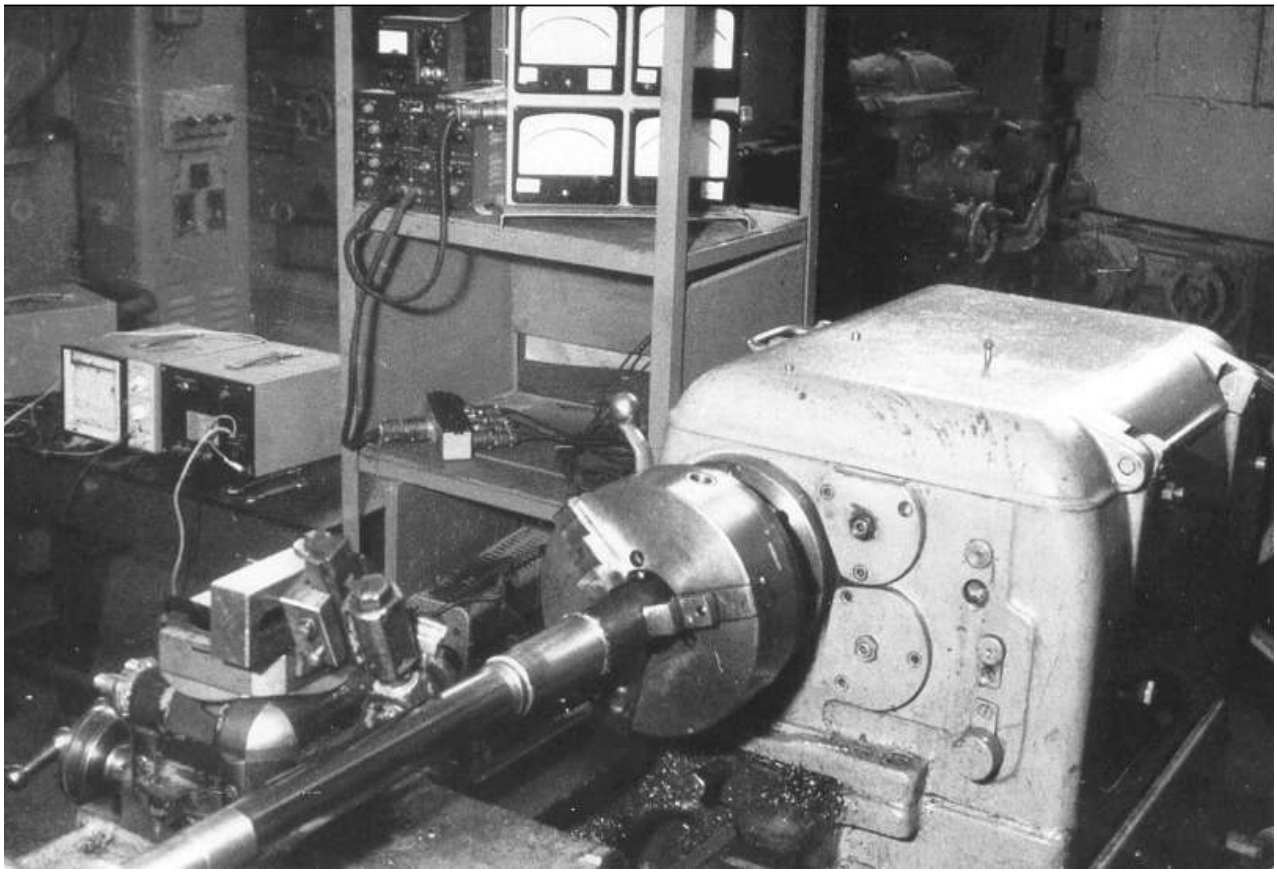


Рисунок 3.1 Общий вид установки

а)

б)

в)



Рисунок 3.2. Оправка с установленным в ней многолезвийным ротационным режущим инструментом для ротационной обработки (а) и многолезвийные ротационные режущие инструменты (б) из быстрорежущей стали Р6М5, а также установленная оправка в резцедержатель токарного станка (в)

Сложность конструкции ротационного режущего инструмента, а также определенные требования при эксплуатации диктуют необходимость разработки ряда рекомендаций по назначению режимов резания. Известные методы ротационной обработки применительны для узкой области и методики исследования различны. Это обстоятельство потребовало разработки методики экспериментальных исследований, позволяющих определить величины фактических геометрических параметров инструмента, обусловливающих особенности процесса стружкообразования, износа рабочих поверхностей и стойкости инструмента, а также качество обработанной поверхности.

Экспериментальные исследования, проведенные в работе, рассмотрены в следующих литературных источниках [4,77,78,79,80]:

1. Экспериментальное изучение процесса стружкообразования;

2. Экспериментальным путем определить температуру в зоне резания при ротационной обработке. Экспериментальным путем определить силовые характеристики процесса ротационной обработки;

3. Экспериментальное исследование стойкости режущего инструмента;

4. Определение качества обработанной поверхности при ротационной обработке.

Эксперименты проводились на универсальных токарно-винторезных станках моделей: 1К62, 16К20 (рисунок 3.1).

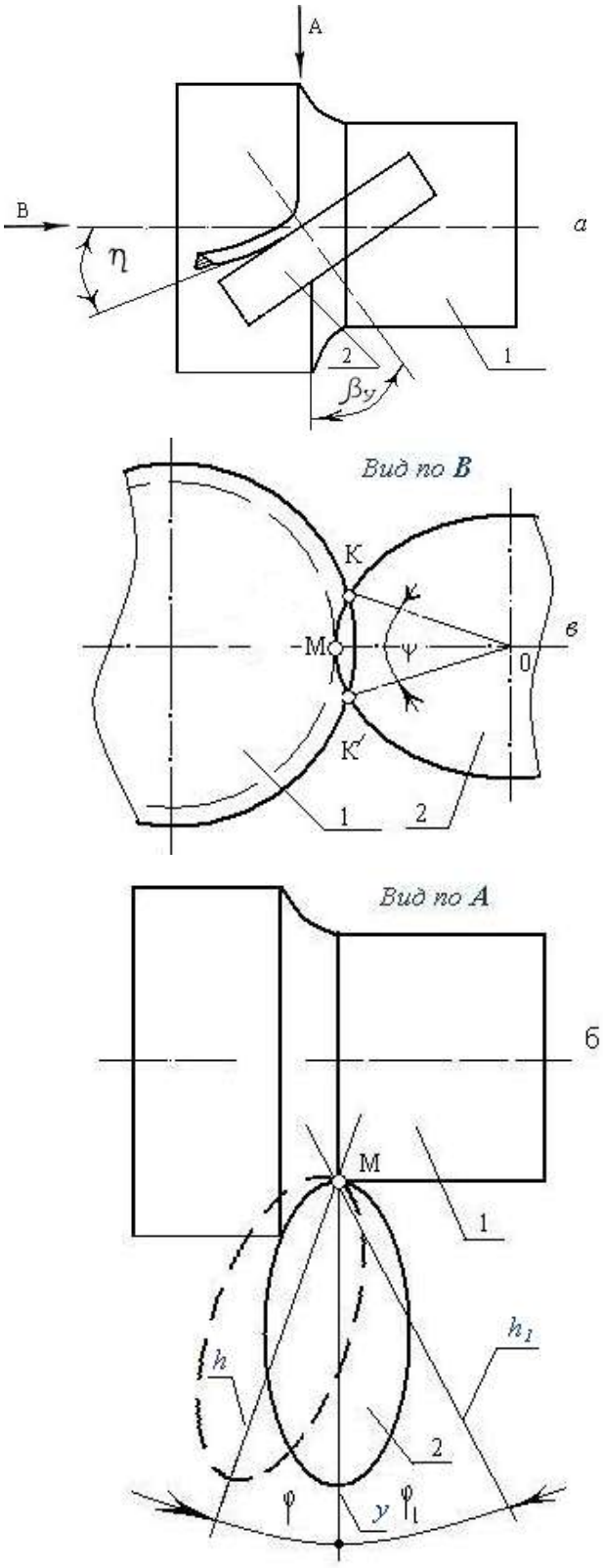
Были разработаны и изготовлены ряд специальных оправок для ротационного точения и инструменты из быстрорежущих сталей, представленные на рисунке 3.2.

Оправка с установленным в ней многолезвийным ротационным режущим инструментом предназначена для обработки наружной поверхности тел вращения, а также для торцевой обработки. Устанавливается оправка в резцедержатель токарного станка наряду с обычными стандартными резцами (рисунок 3.2,в).

Параметры установки

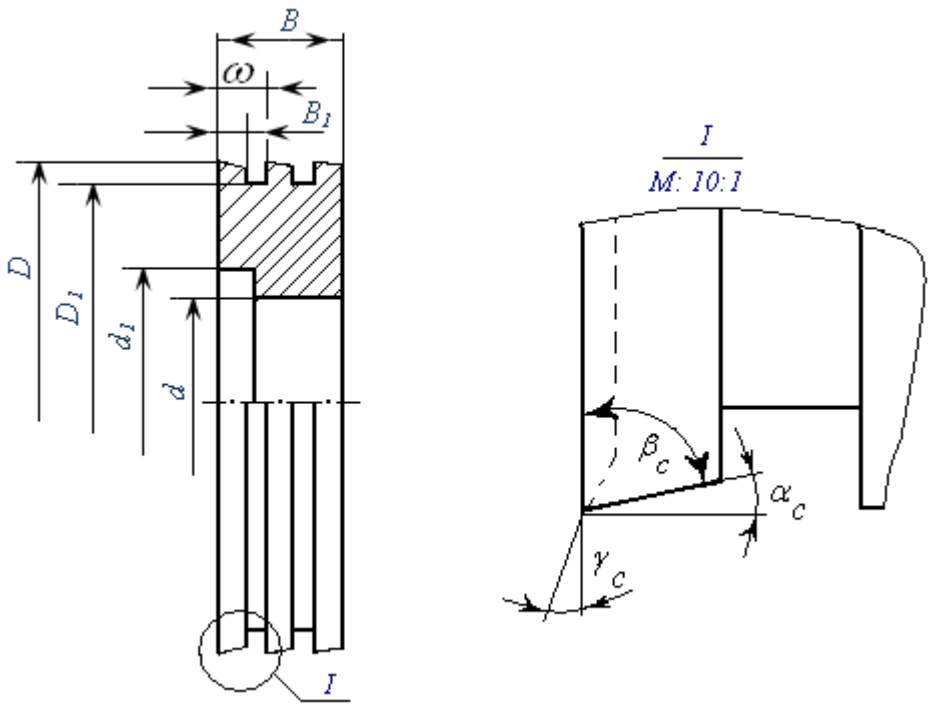
По схеме, изображенной на рисунке 3.3, а,б, наибольшую внедренную точку МРРИ в обрабатываемый материал назовём - вершиной режущего клина и обозначим точкой (М) [4].

Контактирующую часть дуги назовем - активной частью режущего лезвия, и угол между точками $\widetilde{K'K}$ примем - углом контакта, обозначив



1 - обрабатываемая заготовка; 2 - ротационный инструмент.

Рисунок 3.3. Установочные параметры ротационного инструмента (РИ) относительно оси заготовки



γ_c - передний статический угол режущего клина, град; α_c- задний статический угол режущего клина, град; β_c- угол режущего клина или угол заострения, град.

Рисунок 3.4. Многолезвийный ротационный режущий инструмент (МРРИ)

буквой Ψ, в град. Угол контакта Ψ образовывается между двумя радиусами режущего инструмента 2 и заготовки 1, проведенными из центра режущего клина в точку его входа и выхода из обрабатываемого материала (рисунок 3.3, *в*).

Угол схода стружки при обработке МРРИ обозначим буквой η (рисунок 3.3, *а*), в град.

Угол поворота или наклона оси резца в вертикальной плоскости при установке оправки в резцедержатель токарного станка обозначим буквой β_y (рисунок 3.3, *а*), в град.

Угол резца в плане φ, измеряется в горизонтальной плоскости между проведенной линией наклона h, перпендикулярной к оси МРРИ, и линией *y* , перпендикулярной к линии центров станка, проходящей через точку (М). Аналогично φ_1 между линиями h_1 и *y* через точку (М) (рисунок 3.3, *б*).

Конструкция МРРИ [19,20,21] имеет совершенно другие формы относительно общеизвестных ротационных резцов [4]. В связи с чем приняты следующие геометрические параметры МРРИ (рисунок 3.4):

D ─ наружный диаметр МРРИ или диаметр режущего лезвия, мм;

D_1 ─ диаметр канавки для вывода стружки и подвода СОЖ, мм;

d ─ внутренний диаметр МРРИ для посадки в оправку, мм;

d_1 ─ потайное отверстие для специального болта для закрепления МРРИ в оправку;

$h = D – D_1$ - высота одного режущего лезвия МРРИ, мм;

B ─ общая ширина МРРИ, мм;

B_1 ─ ширина одного лезвия МРРИ, мм;

ω ─ шаг лезвий, расположенных параллельно в МРРИ, мм.

Материал режущего инструмента из твердого сплава ВК8 - HRA 87,5, теплостойкость 950°С и быстрорежущей стали Р6М5, HRC 63, теплостойкость 620°С.

§ 3.2 Методика экспериментального изучения стружкообразования при МРО

Исследование стружкообразования всегда считалось актуальным, так как оно затрагивает изучение угла сдвига, который связан со значениями угла и наклона передней поверхности режущего инструмента.

Обычно методически это одна из наиболее тяжелых экспериментальных операций, предложенная Я. Г. Усачевым [4,76], требующая шлифы по нормали к режущей кромке резца или к другому сечению корня стружки, что всегда связано с достаточными трудностями.

При работе с вращающимися режущими инструментами режущая кромка в процессах резания перемещается вдоль самой себя. Это должно усложнять процесс образования стружки по сравнению с обычным косоугольным резанием.

Для изучения характера стружкообразования проводились опыты визуального наблюдения, где можно исследовать размеры и формы зоны деформации и составить внешнее представление о том, как срезаемый слой последовательно превращается в стружку при РО [4,69].

Из приведённого анализа литературных источников выяснилось, что стружкообразование при ротационной обработке является осложненным случаем обычного резания.

Поэтому, в первую очередь, нам необходимо понять и изучить характер стружкообразования при МРО. Проводились опыты по методике визуального наблюдения, подробно описанной в работе [4]. По этой методике можно судить о размерах и формах зоны деформации и составить внешнее представление о том, как срезаемый слой последовательно превращается в стружку.

С целью исключения влияния температуры в процессе стружкообразования скорость резания была выбрана минимально возможной (2 ÷ 3 м/мин).

Начальные опыты по изучению стружкообразования проводились на минимально возможных скоростях резания (2 ÷ 3 м/мин), для исключения влияния других аспектов процесса резания (изменение кинематических параметров, температуры и т.д.).

Другие параметры режима резания, установочные углы и геометрические значения варьировались таким образом, чтобы они не так сильно способствовали повышению температуры и изменению других аспектов.

Режимы резания, установочные и геометрические параметры принимались в диапазонах:

- подача S = 0,07 ÷ 0,95, мм/об;
- глубина резания t = 0,25 ÷ 6, мм;
- угол поворота оси резца в вертикальной плоскости $\beta_y = 5° \div 50°$.

В экспериментах, проводимых по изучению стойкости МРРИ, а также по качеству обработанной поверхности, скорость резания варьировалась до V = 120 м/мин.

Исследование стружкообразования требует использования заготовок из вязких и упрочняющихся при деформации материалов, склонных к образованию нароста, как алюминий АЛ70, латунь Л68 (σ_b = 320Па; НВ 55), а также широко применяемые в исследованиях сталь 40х (σ_b = 580 Па; НВ 183) и сталь 45 (σ_b = 610 Па; НВ 245), серый чугун СЧ32 (σ_b = 520; НВ 255); броневая сталь - СС 20 (HRC 62).

Сталь и чугун применялись и для других опытов при точении и торцевании наружных поверхностей тел вращения.

Для изучения поверхности скалывания и сдвига процесс мгновенно прекращался (рисунок 3.5) с резким отводом МРРИ из зоны деформации. При малых скоростях резания можно получить картину стружкообразования. При этом измерению подвергались: величина угла контакта ψ, угла схода и длина стружки, а также, сломав сдвигаемый слой до начала линии скалывания, значения угла сдвига β_1 по схеме рисунка 3.6.

Измерения значений угла сдвига β_1 проводились (рисунок 3.7) на инструментальном микроскопе УИМ - 1. На изображенном образце (рисунок 3.7) видно, что плоскость сдвига в нашем случае реально

существует, и не требует применения метода исследования «корня стружки» [81] в отличие от традиционного резания.

Основной фактор стружкообразования - коэффициент усадки стружки определялся по известным методикам [3,5,6].

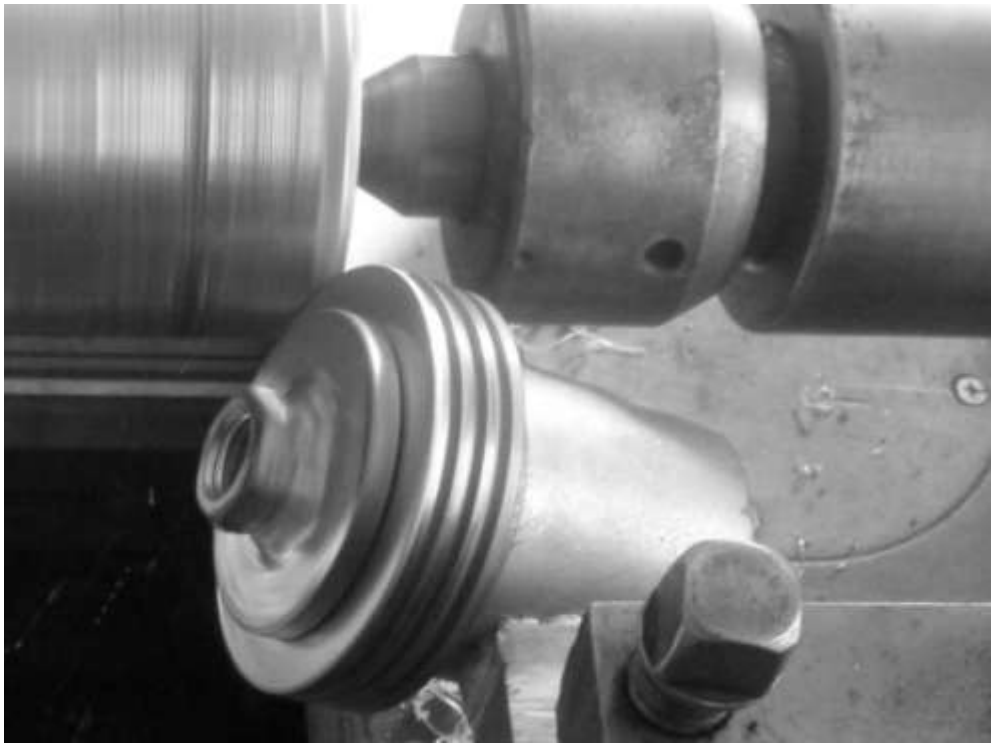


Рисунок 3.5. Процесс обработки МРРИ

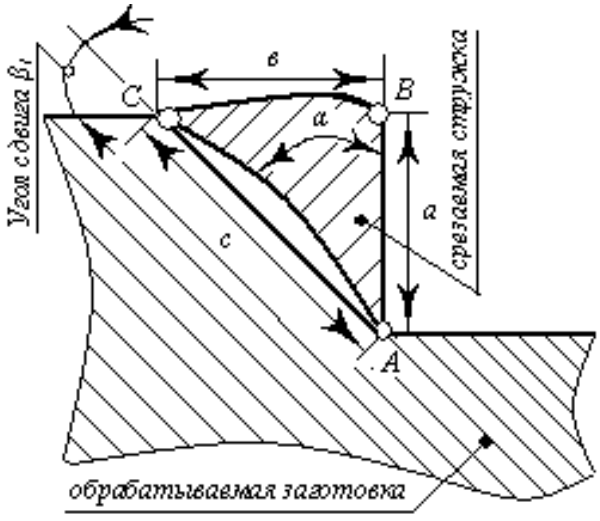


Рисунок 3.6. Схема измерения угла сдвига β_1 и геометрических параметров стружки в поперечном сечении



Рисунок 3.7. Образец для измерения угла сдвига β_1, величины контакта ψ активной части режущего лезвия, угла схода η и длины $L_ф$ и стружки

Для проведения экспериментов на заготовке выточили пояски и провели на них риску по профилю с одной (для вязких) или с двух (для более хрупких материалов) сторон (рисунок 3.7). Фактическая длина стружки измерялась с помощью нитки. При измерении необходимо проложить нитку, строго по одной и той же поверхности стружки. С помощью полученных данных произведен расчет коэффициента усадки стружки:

$$K_L = L / L_ф \qquad (3.1)$$

где:

L - расчётная длина стружки; $L_ф$ - фактическая длина стружки, полученная опытным путем.

$$L = \sqrt{\Pi D^2 + L^2}\text{, мм} \qquad (3.2)$$

где: D - диаметр обрабатываемой заготовки, мм;

L - подача, мм/об.

Для изучения степени деформированности срезаемого слоя коэффициент усадки стружки не может полностью служить количественным показателем, но дает качественное представление. В связи с чем были проведены эксперименты по измерению поперечного сечения полученных стружек при РО.

Дополнительно определялось ω ─ шаг лезвий, расположенных параллельно в МРРИ (рисунок 3.4), необходимый для отвода срезанной стружки из зоны резания, а также при необходимости доступа смазочно-охлаждающих технологических сред.

Значения размеров стружки в поперечном сечении измерялись на инструментальном микроскопе БМИ - 1 (с точностью до 0,005) по схеме, изображенной на рисунке 3.6.

§ 3.3 Исследования силовых характеристик процесса МРО

На составляющие силы резания при ротационной обработке материалов, так же как и при работе традиционного резца, влияют различные факторы. При установлении силовых зависимостей, как правило, используют однофакторный эксперимент [4]. Когда варьируется только тот фактор процесса резания, влияние которого изучают, а все остальные факторы за время опыта оставляют постоянным.

В целях уточнения этих расхождений проведены некоторые эксперименты по определению сил резания [80]. Для проведения экспериментов использована ранее разработанная и скомпонованная лабораторная установка, подробно описанная в работе [4].

Обработке подвергались сталь 40 и сталь 45 по схеме резания, изображенной на рисунке 2.3, валы с диаметрами 30 ÷ 200 мм и торцевание заготовок из серого чугуна СЧ32 диаметрами 100 ÷ 600 мм.

Составляющие силы P_x, P_y, P_z измерялись динамометром УДМ-600. Перед началом опытов установка тарировалась образцовым динамометром ДОСМ - 3М, путём нагружения динамометра в трёх взаимно перпендикулярных направлениях (*x, y, z)* и разгрузки. Проводили тарировку в разных известных позициях прибора ТА – 5 [82].

После тарирования на стенде динамометра необходимо построить графики зависимости силы Р в кГс от показаний прибора, то есть млА. Так называемый «прямой наклон тарировок», характеризующийся величиной коэффициента k:

$$k = \frac{A \cdot m}{P}, \text{ (кГс)} \qquad (3.3)$$

где А – показание динамометра; Р – значение эталонной силы резания, получаемое от показаний образцового динамометра ДОСМ; m – величина коэффициента усиления, установленная перед проведением опытов.

Значение сил резания при этом можно определить по выражению:

$$P = \frac{A \cdot m}{k}, \text{ (кГс)} \qquad (3.4)$$

k – коэффициент тарировочного графика.

Расчет величины коэффициента усиления, которую необходимо установить перед опытами, производят по следующему выражению:

$$m = \frac{P_{max} \cdot k}{A_{max}}, \qquad (3.5)$$

где A_{max} – максимальное отклонение стрелки отсчетного прибора, млА;
P_{max} – максимальное значение силы резания, ожидаемое при проведении серии опытов.

Показания динамометра усиливались тензоусилителем ТА-5 и записывались на приборах Н133. Строго контролировалось отсутствие вибрации непосредственно визуальным наблюдением за процессом резания.

Изменение статических геометрических параметров режущего клина в процессе обработки и существенное влияние их на резание потребовало детального изучения значений их в кинематике. Необходимо обосновать выбор статических параметров: диаметр инструмента, режущие углы, количество режущих лезвий и их шаг. При этом опыты ставились на модели, выполненной в виде однолезвийного инструмента, располагаемого в соответствующих позициях, которые должны занять режущие кромки МРРИ.

Заточка и шлифование ленточки на вершине лезвия производились на универсально - заточном станке модели 312М без охлаждения.

Для обеспечения минимального суммарного биения лезвия относительно оси вращения резцового угла, заточка производилась в собранном виде, а оправка со шлифовальным кругом закреплялась на ТКП токарного станка и оправлялась алмазным карандашом. Также производилась переточка РРИ. При этом суммарное биение режущего лезвия после заточки резцового узла не должно превышать 0,01 мм.

§ 3.4 Измерение температуры в зоне резания

Тепловые явления в процессе резания представляют большой практический интерес, так как теплота, возникающая при обработке,

оказывает влияние на состояние обработанной поверхности, на точность обработки, а также на износостойкость режущего инструмента.

Во время обработки контактные поверхности лезвия наиболее нагружены и подвержены наибольшему нагреву. Метод естественной термопары наиболее доступен для ротационного резца. Кроме того, при его использовании можно получить усредненную температуру контакта рабочих поверхностей с обрабатываемым материалом.

Исследования выполнены на основе общеизвестной методике [4, 83], по которой ранее сконструирована система установки для измерения температуры резания. Согласно схеме, приведенной на рисунке 3.8, выполнены исследования. Особо следует отметить, что произведена замена изолирующих материалов и произведена градуировка. Перед каждой серией опытов система подвергалась проверке на диэлектричность.

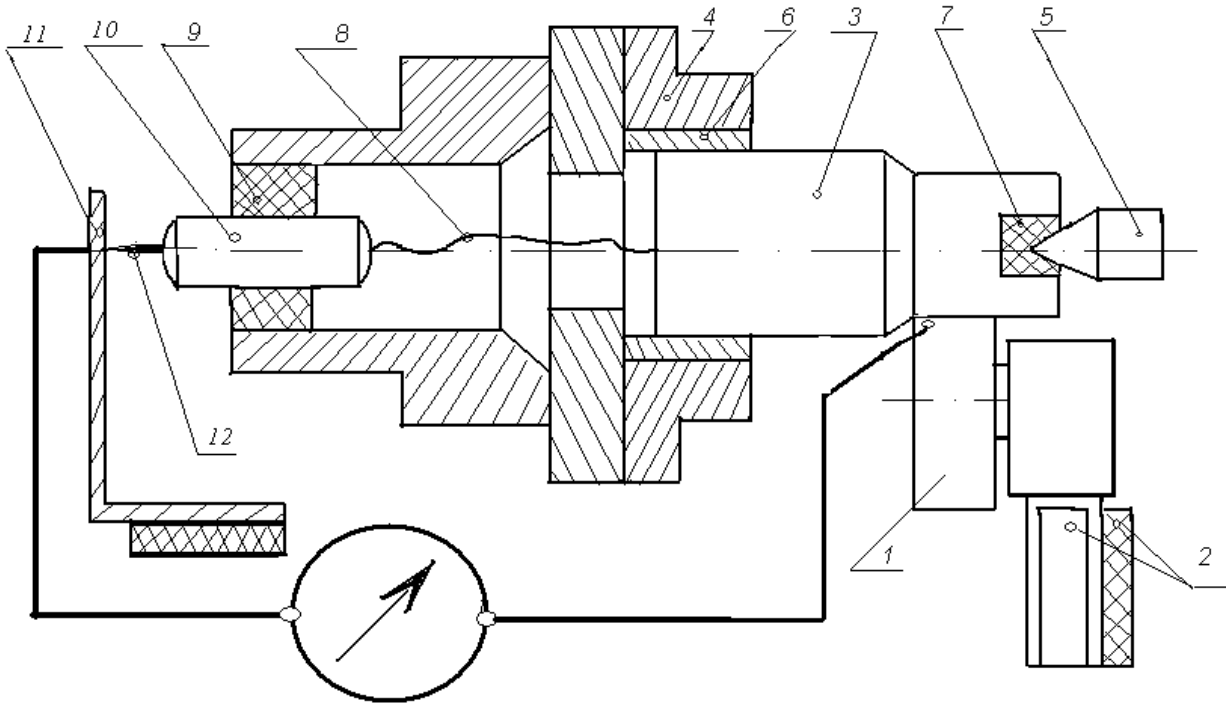


Рисунок 3.8. Схема измерения температуры резания методом естественно образующейся термопары

На рисунке 3.8 по изображенной схеме видно, что деталь 3 имеет абсолютную электрическую изоляцию от патрона 4 и задней бабки 5 текстолитовыми прокладками 6 и пробкой 7. Также режущий инструмент изолирован от резцедержателя текстолитовыми прокладками 2. Для создания замкнутой цепи через полые валы шпинделя станка проводим экранированный кабель 8, соединяем с втулкой 10, размещенной в конце

вала через текстолитовые втулки 9. В торце втулка 10 имеет впаянную на нем острую иголку 12, которая, в свою очередь, соединена с токосъёмником 11.

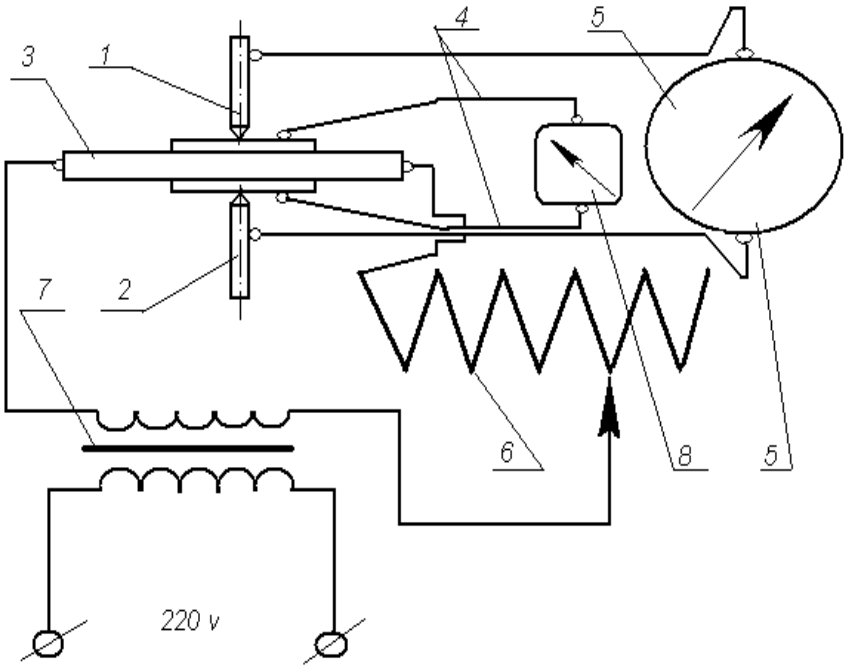


Рисунок 3. 9. Схема контактного способа тарирования термопары

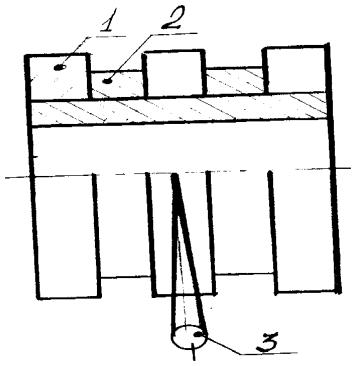


Рисунок 3.10. Сборный ротационный инструмент

Цельный ротационный резец 1 из быстрорежущей стали (Р6М5) и сборный с медными прокладками из твёрдого сплава изолирован от резцедержателя эбонитовыми прокладками 2 (рисунок 3.10) ВК8.

Кроме этого, имеется подшипниковый узел оправки. Для того, чтобы во время резания не образовались паразитные термопары, мы вынуждены изолировать сам режущий инструмент от подшипникового

узла оправки. Деталь экранированным проводником соединена с валом, закреплённым в эбонитовой втулке, установленной на конце шпинделя станка. Вал, в свою очередь, соединён с токосъёмником 9.

Съём ТЭДС с вращающихся резцов осуществлялся с помощью токосъёмников - соответственно игольчатого подпружиненного контакта. Иголка изготавливалась из того же материала, что и резец. Универсальный цифровой милливольтметр - В7-23 одной клеммой соединён с резцом (1), а вторым с токосъёмником 9. Замкнутая электрическая цепь состоит из детали - проводника - токосъёмника - милливольтметра - резца - детали.

Для перевода показаний милливольтметра в градусы Цельсия естественно образующиеся термопары предварительно подвергаем специальной тарировке (градуировке).

Естественно образующаяся термопара «резец-деталь» градуировалась по общеизвестным методикам [4] при нагревании газовой горелкой и для сравнения с контактным способом - пластинчатым нагревателем (рисунок 3.9). Данные, полученные обоими методами градуировки, показали хорошее совпадение результатов. Контактный способ - пластинчатым нагревателем, подробно описан в работе [4]. Мы приводим только схему контактного способа тарировки термопары (рисунок 3.9): стержни 1 и 2 из обрабатываемого и инструментального материалов с определений силой прижимают к нихромовому нагревателю 3.

К нагревателю приварены две тонкие пластинки, представляющие собой расположенные концы проводов из меди и константана и образующие контрольную термопару 4. Нагрев пластины 3 осуществляется переменным током через трансформатор 7. Для регулирования температуры нагрева служит реостат. Задавая различную температуру нагрева торцов тарируемых термопар, сравнивают показания контрольного гальванометра 8.

При градуировании использовались стандартные термопары - хромель-аллюммелевые. Все основные опыты выполнялись в течение 3 - 5 минут, без затупления резца, без применения СОЖ. Низкая теплонагруженность в зоне резания и естественное охлаждение инструмента не потребовали применения СОЖ.

Поскольку, независимо от обрабатываемого материала, была установлена качественная идентичность характера влияния различных параметров процесса на температуру, исследования, проводились по определенным факторам.

Самовращение режущего инструмента наиболее сильный фактор, влияющий на температуру резания ротационным инструментом. Угол установки β_y варьировался в диапазоне $\beta_y = 0° \div 50°$.

Кроме выше приведенных исследований, измерение ТЭДС производится по отдельности для каждого режущего лезвия. Для этого необходимо изготовить сборный РИ (рисунок 3.10). Каждое лезвие изготовляется в виде кольца 1 и собирается в один узел через эбонитовые прокладки 2. Внутренний диаметр тоже изолируется от вала шпинделя эбонитовой втулкой.

В процессе резания из каждого лезвия с помощью токосъёмников по отдельности снимается значение ТЭДС.

Шероховатость по R_a и длина относительной опорной длины профиля t_p (по ГОСТ 2789 - 73) определялись профилометром А1 -252.

Измерения производились на поверхности вала Ø 60 мм из стали 45, полученного точением и круглым шлифованием.

Резание производилось многолезвийным ротационном резцом из быстрорежущей стали Р6М5.

Глава 4

СТАТИЧЕСКИЕ, КИНЕМАТИЧЕСКИЕ И ДИНАМИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ В ПРОЦЕССЕ РОТАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ

§ 4.1 Статические и кинематические параметры инструмента в процессе ротационной обработки

Принцип самовращения привлекает своей простотой и более широкой применимостью при конструировании инструмента. Для его осуществления необходима определенная установка режущего инструмента относительно векторов главного движения и подачи.

Выполненный анализ схем резания при ротационной обработке показал, что наиболее приемлемой является первая (торец чашки - передняя поверхность) прямая (наклон оси резца выполнен противоположно направлению подачи S_m) схема резания, так как именно она позволяет достичь следующего (рисунок 4.1):

а) Уменьшение работы деформации, вследствие того, что главное движение и движение подачи направлены в одну сторону.

б) Уменьшение работы трения скольжения, так как направление схода стружки, результирующая скорость режущей кромки инструмента и скорость вращения детали также совпадают по направлению. А возможность регулирования за счет установки позволяет достичь не только совпадения двух первых, но и равенства по величине.

в) Замена трения скольжения на обкатывание по задней поверхности, что достигается за счет получения отрицательного заднего угла режущего лезвия, правильный выбор которого позволит обеспечить выполнение пункта «б», и кроме этого, непосредственно в процессе обработки может быть достигнуто еще одно немаловажное обстоятельство, а именно появляется возможность управления качеством обрабатываемой поверхности.

г) Уменьшение площади контакта инструмента со стружкой и облегчение сдвига стружки за счет оптимального угла установки β_y и соответствующей конструкции инструмента.

д) Возможность кинематического изменения режущих углов за счет соответствующей установки в очень широких пределах.

е) Прогрессивность - увеличение числа режущих кромок с выделением по необходимости черновой, чистовой и калибрующих секций.

и) Обеспечение высокой и стабильной скорости вращения ротора, равной скорости главного движения. Путем изменения углов установки β_y и φ резца можно регулировать величину радиуса кривизны в широких пределах (рис 4.1).

При малых значениях угла установки ($\beta_y < 10°$) происходит процесс отслаивания (рисунок 4.2). Процесс отслаивания можно условно разделить на три стадии: образование обечайки, разрыв обечайки, отслаивание стружки.

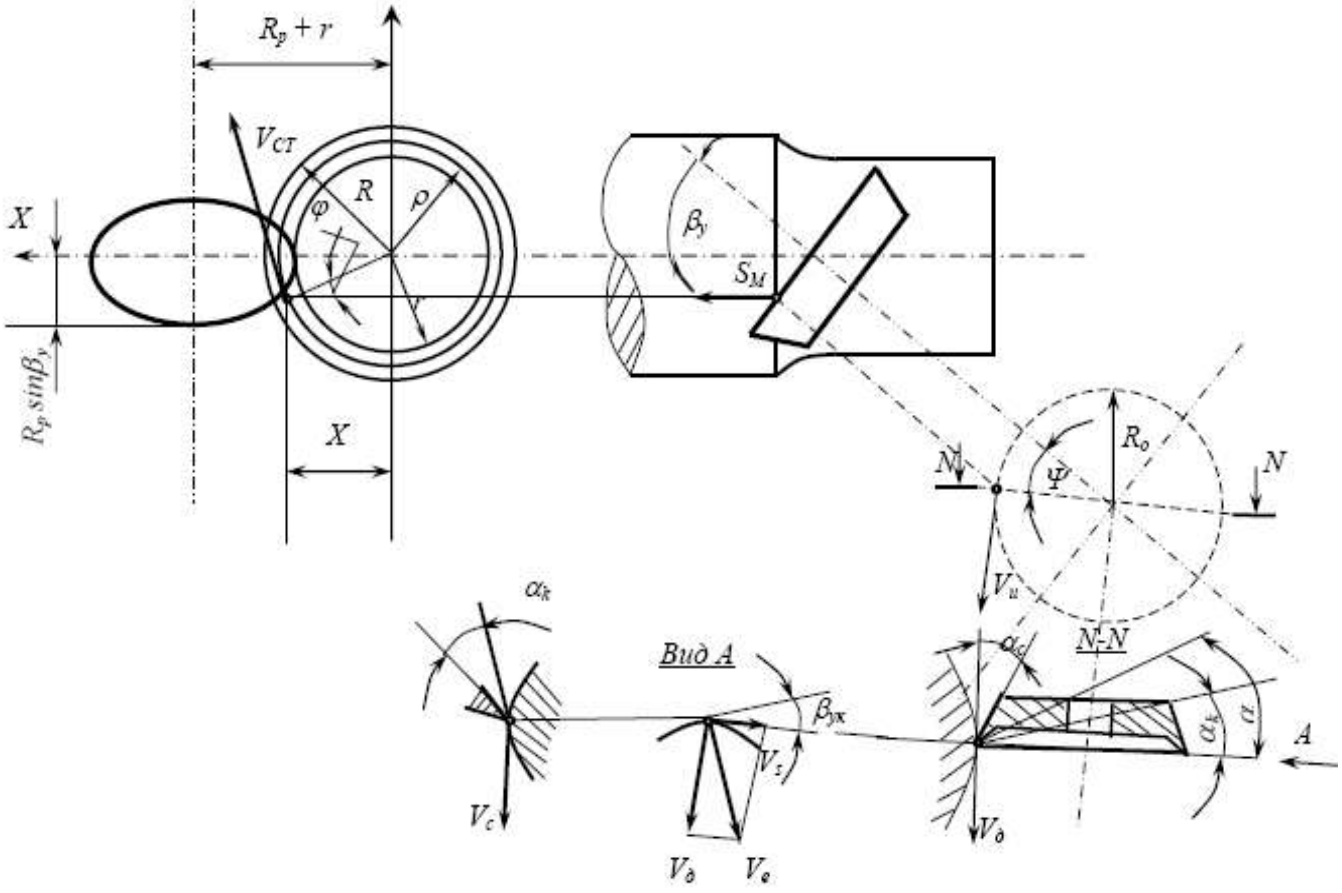


Рисунок 4.1. Рабочие углы токарного резца, передняя поверхность которого является внутренней конической поверхностью

Образование обечайки происходит при вдавливание инструмента в обрабатываемый материал. При этом деформация сжатия в смещаемом слое распространяется приблизительно в пределах угла действия и одновременно металл течет вдоль лезвия инструмента, образуя обечайку (фланец), а затем несколько отходит от поверхности инструмента. Вследствие все возрастающей деформации смятия и уменьшения пластичности материала возникает трещина, распространение которой приводит к разрыву обечайки. Разрушение обечайки меняет условия деформации. Она теперь осуществляется только путем отслаивания стружки, или известным под названием «флоу-пиллинг процесс».

Если статические углы инструмента $\alpha_c = 0°$, $\gamma_c = 0°$, $\beta_c = 90°$, то скорость вращения детали $V_д$ и скорость вращения инструмента почти однозначны. При $\beta_y < 10°$, как правило, очень большие усилия резания.

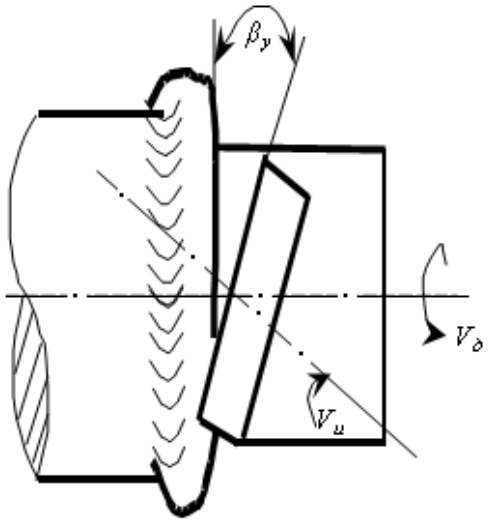


Рисунок 4.2. Схема резания при $\beta_y = 5°$

С возрастанием угла установки β_y характер резания постепенно изменяется. И при $\beta_y > 45°$ приближается к традиционным методам обработки. При $\beta_y > 90°$ схема резания напоминает обработку материала фасонным резцом. При этом скорость инструмента $V_и$ и заготовки $V_д$ сильно различаются (направления их перпендикулярны друг к другу).

Исходя из вышесказанного, выбирать изменение угла установки β_y в исследованиях следует в диапазоне $10° < \beta_y < 45°$.

§ 4.2 Влияние схемы резания на кинематические параметры процесса резания

Для анализа эффективности режущих свойств инструментов необходимо рассмотреть их геометрические параметры в процессе резания [84,85,86].

Рабочие (кинематические) углы инструментов значительно отличаются от углов их заточки. В выше приведенных работах, почти во всех случаях, инструмент имел положительные передние γ_c и задние α_c углы. При резании задняя поверхность инструмента не контактировала с обрабатываемым материалом. Исходя из этого, им не удавалось обеспечить вышеуказанные пункты «б», «в», «и», не (меняя) осуществляя поворот инструмента φ_c. Если производить поворот инструмента на определенный угол φ_c, то при этом сильно изменяется сама кинематика резания.

Приведем результаты экспериментов, проведенных для изучения роли задней поверхности в самовращении резца (рисунок 4.3). Результаты подтверждают необходимость создания условия взаимодействующих тел, (как пара качения) задней поверхности резца и поверхности обрабатываемой детали. Что сопровождается сопряжением одновременного движения стружки и передней поверхности резца.

Опыты проводились при точении на двух ротационных резцах с одинаковыми геометрическими параметрами, но с разными значениями задних углов (рисунок 4.3), вхолостую, на касание (V=62,5 м/мин; t=0 мм; S=0 мм/об; β_y =10÷45°). У второго ротационного инструмента задняя поверхность α_c затачивалась таким образом, что в любых значениях β_c, при $\phi_c = 0$, она не контактировала бы с заготовкой.

Из графика видно, что кинематический коэффициент инструмента сильно зависит от угла установки β_y и геометрии режущей части, а конкретнее от α_c.

Используя выражение (4.1.) можем для каждого β_y вычислить кинематический коэффициент K_v.

$$K_v = v_и / v_д \qquad (4.1)$$

где: V_u - скорость вращения инструмента; $V_д$ - скорость вращения детали.



Режимы резания: $V_д$=72,5 м/мин; S_o=0 мм/об; t=0 мм; γ_c = 0°; β_c= 90°

1. α_c =0°, град; 2. α_c =20°, град.

Рисунок 4.3. Влияние угла установки β_y на кинематический коэффициент при МРО

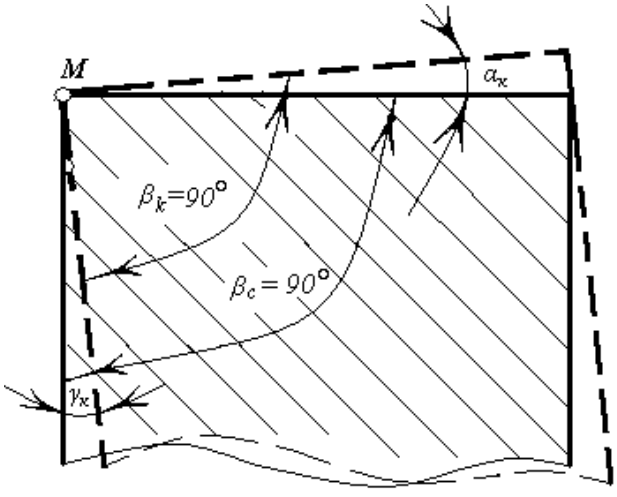


Рисунок 4.4. Геометрия режущей части инструмента в кинематике

При увеличении угла установки разница скоростей также возрастает. В нашем случае МРРИ самовращается за счет контакта задних поверхностей режущих лезвий с обрабатываемой поверхностью. В этом случае самовращение МРРИ не зависит от режимов резания. Можно предположить, что значения угловых скоростей обрабатываемой детали и МРРИ близки. Основную разницу скоростей создает угол установки $\beta_у$ МРРИ, которую можно рассчитать

$$v_и = v_Д \cos \beta_у \cdot k \qquad (4.2)$$

где $v_и$ -скорость инструмента; $v_д$ - скорость детали; k – коэффициент трения качения между задними поверхностями режущих лезвий и обрабатываемой детали. Расчеты показали, что значения кинематического коэффициента близки к единице в пределах $\beta_у = 18º \div 22º$. Для подтверждения этого проводились опыты при различных режимах резания v, S, t и угла установки $\beta_у$. Вращение измерялось (об/мин) тахометром, так как МРРИ имеет цилиндрическую форму. Через $n_и$ – количество оборотов инструмента в (мин) и $n_Д$ – количество оборотов детали в (мин) определены значения линейных скоростей.

МРРИ с отрицательным $\alpha_к$ значением заднего угла (рисунок 4.4) будет выполнять работу пластической деформации обрабатываемой поверхности, чем резать. В этом случае процесс резания отходит на второй план. Процесс резания будет происходить затруднительно, так как кинематический угол клина $\beta_к$ приобретает тупой угол (рисунок 4.4). Предположительно, силы резания увеличатся. Для предотвращения выполнения дополнительной работы деформации, нам необходимо заранее рассчитать кинематические задние углы режущих лезвий.

Для решения этого вопроса определяем аналитическим путем кинематический угол $\alpha_к$, для определенного угла установки $\beta_у$ [58]:

$$tg\,\alpha_{k} = \frac{\Delta t}{L} = \sqrt{\cos^2 \beta_y + \left(\frac{R+r-t}{r}\right)^2} - \frac{R+r-t}{r} \qquad (4.3)$$

где

$$\Delta t = \sqrt{h^2 + (R + r - t)^2} - (R + r - t) \ ;$$

h – высота первого лезвия от центра заготовки;
R - радиус заготовки;
r - радиус режущего лезвия МРРИ;
t - глубина резания на срезаемый одним режущим лезвием;
$L = L_i / 2$
L_i - толщина режущего лезвия МРРИ.

Определив для каждого определенного угла установки β_y значение α_k, заточив предварительно заданную поверхность инструмента (на значение α_k -расчетное), получить в кинематике $\alpha_k = 0°$.

Теперь мы можем во время резания, исключив пластическую деформацию, сохранить при этом контакт задней поверхности инструмента с обработанной поверхностью.

Известно, что:

$$\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ \qquad (4.4)$$

Хотя в нашем случае угол клина $\beta_c = 90^o$; $\alpha = 0^o$; $\gamma = 0^o$.

Выяснили, что в кинематике α, γ меняются. Если задний угол $\alpha_к$ имеет отрицательное значение, в кинематике мы можем, придерживаясь выражения 4.3, предполагать, что $\gamma_к$ тоже изменится. Согласно схеме 4.5, $\alpha_к$ и $\gamma_к$ имеют обратно пропорциональные значения. Пункт «е», указанный в начале главы, диктует необходимость увеличения режущих кромок (лезвий). После выяснения геометрических параметров однолезвийного инструмента в статике и в кинематике, можно перейти к конструированию многолезвийного ротационного резца. При увеличении числа режущих лезвий необходимо учесть то, что для захода в обрабатываемую зону и выхода из нее потребуется место, равное ширине инструмента с учетом его угла установки β_y. Допустим, мы конструируем трехлезвийный ротационный инструмент. Точка «М» располагается на третьем лезвии инструмента, значит, третье лезвие по центру, вычислим необходимое значение $\alpha_к$ (рисунок 4.6), применив формулу (4.3).

После заточки мы имеем коническую поверхность инструмента. А если же расположить точку «М» первого лезвия по центру, то заточку производим по отдельности на каждом зубе (рисунок 4.7). При расположении точки «М» второго лезвия по центру кинематические углы имеют иные формы (рисунок 4.8).

В этом случае первые и вторые лезвия затачиваются вместе, а третье отдельно, при этом диаметр точки «M_1» равен диаметру точки «M_3» ($\varnothing(\bullet)M_1=\varnothing(\bullet)M_3$).

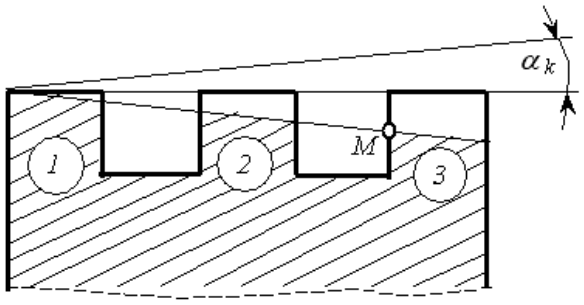


Рисунок 4.5 Геометрия режущей части трехлезвийного ротационного инструмента

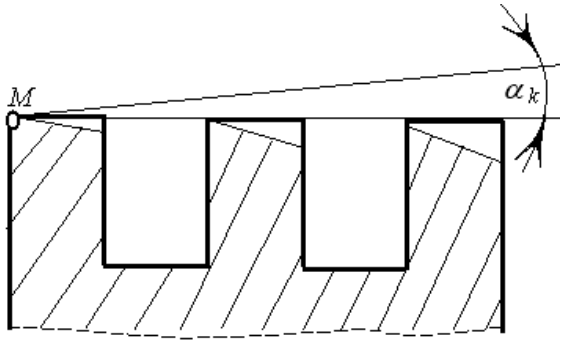


Рисунок 4.6 Геометрия режущей части трехлезвийного ротационного инструмента

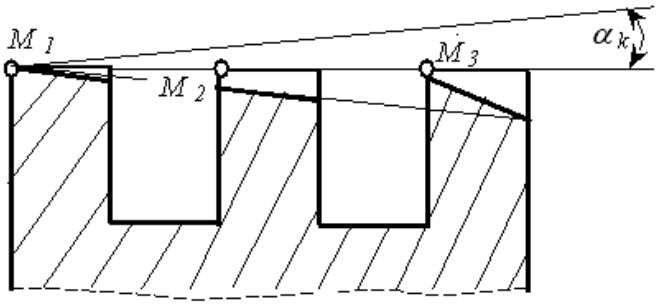
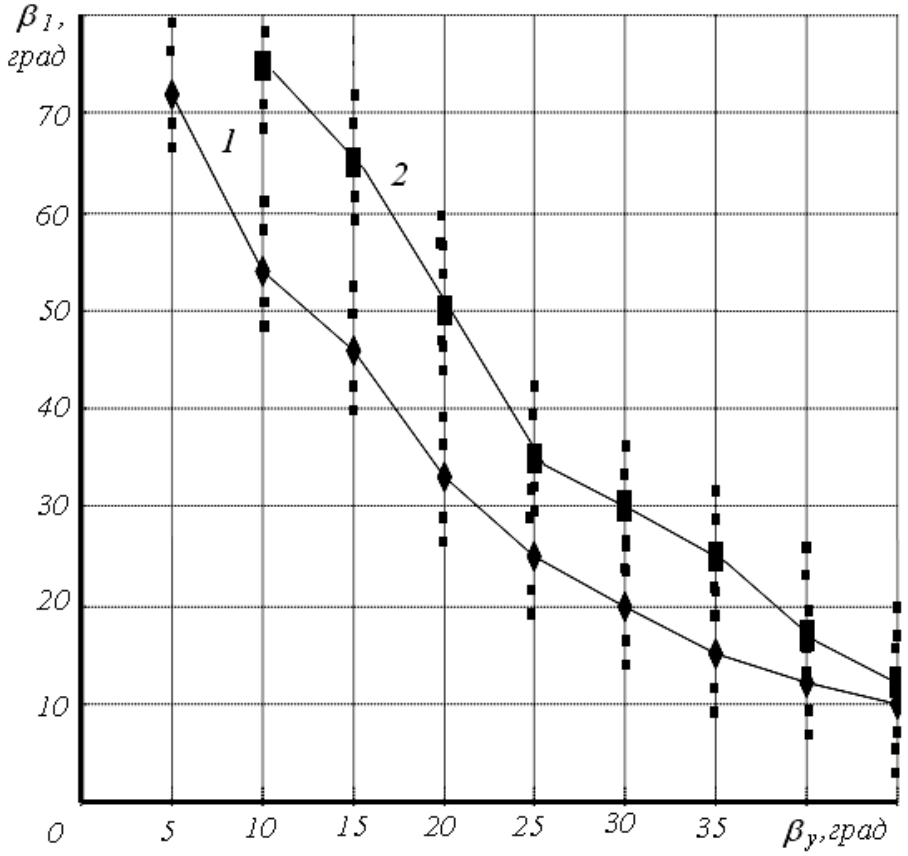


Рис 4.7. Геометрия режущей части трехлезвийного ротационного инструмента

В отличие от традиционного резания в нашем случае реально существует плоскость сдвига. В традиционной схеме резания плоскость

сдвига условная и наблюдать ее можно лишь по текстуре деформации в стружке. Специфика процесса резания по исследуемому способу такова, что плоскость сдвига, опережая режущую кромку, практически не контактирует с ней. Наличие реальной плоскости сдвига объясняется совпадением направлений схода стружки $V_{стр}$ с результирующей скоростью режущей кромки V_e и заменой скольжения на трение качения в контактных поверхностях. Можно сделать предположение, что в нашем случае мы получили схему плоского нагружения, которую иногда принято называть схемой « простого сдвига ».



Режимы резания: V=3м/мин; t=1мм; обрабатываемый материал - сталь 40Х, инструментальный материал - Р6М5.
1. S=0,26мм/об; 2. S=0,1мм/об.

Рисунок 4.8. Зависимость угла сдвига β_1 от угла установки β_y, при различных подачах S

Приводим некоторые экспериментальные данные по измерению угла сдвига β_1 (рисунок 4.8). Из рисунка 4.8 видно, что при некоторых определенных значениях угла установки β_y и подачи S угол сдвига β_1

достигает примерно 45°. В случае, если угол сдвига равен $\beta_1 \approx 45°$, то происходит «чистый сдвиг». При возрастании подачи S, увеличивается значение β_1. Причиной этому служит зависимость значения (V_e) результирующей скорости резания от подачи (рисунок 4.1).

§ 4.3 Влияние параметров процесса резания на температуру и силы резания при ротационной обработке

В зависимости от условий и схем резания ротационной обработки степень влияния параметров режима резания на температуру резания могут быть различными, что до некоторой степени объясняет противоречивость имеющихся в литературе данных [4].

Уменьшение интенсивности пластического деформирования срезаемого слоя и трения на передней [87] поверхности инструмента, вызываемое самоперемещением режущей кромки вокруг своей оси, придает специфические особенности процессу резания, которые диктуют о необходимости уточнения аналитическим путем распространения тепла режущего инструмента.

При изучении распространения тепла в ограниченном теле необходимо к уравнению и к начальному условию добавить условия на границе тела, которые в простейших случаях являются граничными условиями первого, второго или третьего рода.

Рассмотрим простейшую задачу с однородными граничными условиями первого рода:

Найти решение уравнения теплопроводности

$$\mathbf{u}_t = a^2 \Delta u \quad \text{внутри} \quad T \quad \text{при} \quad t > 0 \qquad (4.5)$$

С начальным условием

$u(x, y, z, o) = \varphi(x, y, z)$ и граничным условием $u/\Sigma = 0$

где Σ – граница области T.

В решении этой задачи применяем наиболее распространенный метод Фурье или метод разделения переменных с частными производными. Рассмотрим вспомогательную задачу в решении уравнения

$$\mathbf{u}_t - a^2 \Delta u = 0 \quad \text{в} \quad T \quad \text{при} \quad t > 0, \qquad (4.6)$$

удовлетворяющую однородному граничному условию $u/\Sigma = 0$ и представимое в виде произведения $u(M, t) = \nu(M)\, T(t) \neq 0$.

Разделяя переменные обычным способом, приходим к следующим условиям, определяющим функции $\nu(M)$ и $T(t)$:

$$\left.\begin{array}{l} \Delta\nu + \Delta\nu = 0 \quad \text{в } T, \nu \neq M \neq 0, \\ \nu = 0 \lambda\nu \to на \sum \end{array}\right\} \qquad (4.7)$$

и

$$T' + a^2 \lambda T = 0 \qquad (4.8)$$

Для функции ν получаем задачу на отыскание собственных значений, которая подчиняется задачам Штурма-Лиувилля:

$$\left.\begin{array}{l} \text{Div } (k \text{ qrad } \nu) - q\nu + \lambda\rho\nu = 0 \quad (h>0,\ q\geq 0,\ \rho>0) \\ \nu/\Sigma = 0 \end{array}\right\}$$

Такие значения параметра λ, как известно, называются собственными значениями, а соответствующие им решения собственными функциями задач.

Пусть $\lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_n$ – собственные значения, а $\nu_1, \nu_2, \ldots, \nu_{n\ldots}$ – собственные функции задачи (4.8). Функция $\{\nu_n\}$ образуют ортогональную систему.

Соответствующие функции

$T_n \neq = C_n e^{-a^2 \lambda_n t}$, и вспомогательная задача имеет решение

$$u_n \neq M, t = C_n \nu_n(M) e^{-a^2 \lambda_n t} \qquad (4.9)$$

Общее решение исходной задачи может быть представлено в виде

$$u \neq M, t = \sum_{n=1}^{\infty} C_n e^{-a^2 \lambda_n t} \nu_n \neq M \qquad (4.10)$$

Удовлетворяя начальному условию

$$u(M,0) = \varphi(M) = \sum_{n=1}^{\infty} C_n v_n(M), \qquad (4.11)$$

находим коэффициенты,

$$C_n = \frac{\int_T \varphi(M') v_n(M') d\tau_{M'}}{\|v_n\|^2},$$

где, $\|v_n\| = \left[\int_T v_n^2(M') d\tau_{M'}\right]^{1/2}$ - норма функции v_n.

Функция (4.10) и представляет решение задачи.

Уравнение

$$u_t - a^2 \Delta u = f(M,t) \left(f = \frac{F}{c\rho} \right)$$

при однородных граничном и начальном условиях может быть также решено методом разделения переменных.

Полагая, как обычно,

$$u(M,t) = \sum_{n=1}^{\infty} T_n(t) v_n(M)$$

и разлагая функции $f(M,t)$ по собственным функциям $v_n(M)$

$$f(M,t) = \sum_{n=1}^{\infty} f_n(t) v_n(M), \quad f_n(t) = \frac{1}{\|v_n\|^2} \int_T f(M,t) v_n(M) d\tau_{M'}$$

получаем для определения $T_n(t)$ уравнение

$$T_n' + a^2 \lambda_n T_n = f_n(t) \qquad (4.12)$$

с начальным условием $T_n(0) = 0$, если $\mathbf{u}$ (M,0) = 0 решение которого имеет вид

$$T_n(t) = \int_0^t e^{-a^2\lambda_n(t-\tau)} f_n(\tau)\,d\tau$$

Отсюда получаем:

$$u(M,t) = \int_o^t \int_T \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} e^{-a^2\lambda n(t-\tau)} \frac{\nu_n(M)\,\dot{\nu}_n(M')}{\|\nu_n\|^2} \right\} f(M',\tau)\,d\tau_{M'}\,d\tau$$

Выражение в фигурных скобках соответствует функции влияния мгновенного источника мощности Q = cρ, помещенного в точку M' в момент τ, в процессе резания на контактных поверхностях,

$$G(M,t,M',\tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\nu_n(M)\,\dot{\nu}_n(M')}{\|\nu_n\|^2} e^{-a^2\lambda n(t-\tau)} \qquad (4.13)$$

Решение первой краевой задачи $\bar{\mathbf{u}}$ для уравнения теплопроводности и с неоднородными граничными условиями $\bar{\mathbf{u}}/\Sigma = \mu$, где μ – произвольная функция точки P передней поверхности инструмента и времени легко приводится к решению и неоднородными граничными условиями u /Σ = 0, если положить

$\bar{\mathbf{u}} = \nu + \Phi$

где Φ – произвольная функция, подлежащая определению в интервале длины режущего инструмента уравнением Лапласа [87].

Если μ_0 = const, к задаче с однородными граничными условиями ввести функцию

$\bar{\mathbf{u}} = u + \mu_0$ (Φ = const = μ_0), (4.14)

представляющую отношение от стационарного решения.

Таким образом, основная трудность при решении задач о распространении тепла в ограниченной области состоит в нахождении собственных функций и собственных значений для данной области.

Форма решения (4.10), полученная методом разделения переменных, удобна для исследования достаточно развитой стадии процесса при больших t.

Собственные значения λ_n любой области быстро возрастают с номером n. Поэтому при t>0 ряд быстро сходится и начиная с некоторого момента, первый отличный от нуля член преобладает над суммой остальных членов.

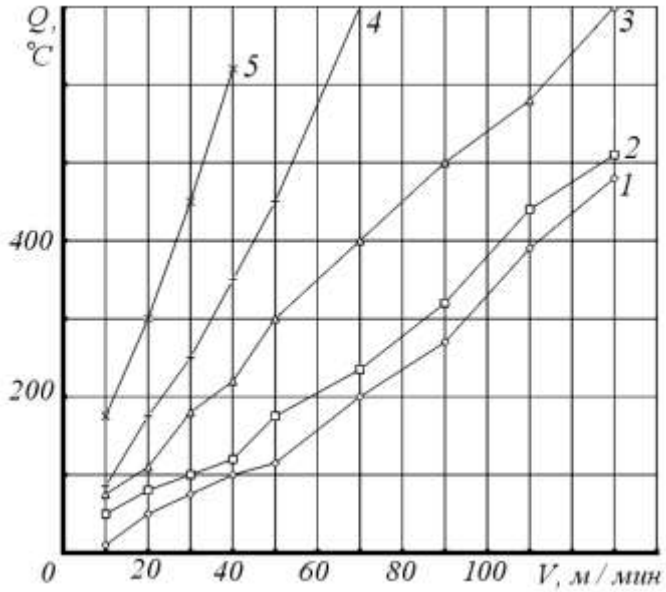
$$u(M,t) \approx C_1 v_1(M) e^{-a^2 \lambda_1 t}$$

Это соответствует тому физическому факту, что, независимо от начального распределения, начиная с некоторого момента, в режущем инструменте устанавливается «регулярный» температурный режим, при котором «профиль» температуры не меняется во времени и убывает по экспоненте с возрастанием времени. Измеряя температуру тела в произвольной точке M_0, находим, что

$$\ln|u(M_0,t)| \approx -a^2 \lambda_1 t + \ln|C_1 v_1(M)| \qquad (4.15)$$

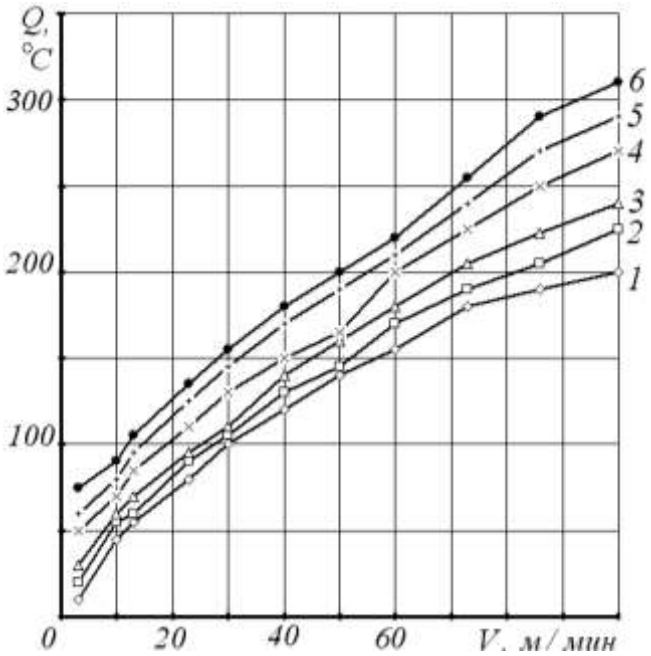
График этой функции изображается, начиная с некоторого момента времени, что и требовалось доказать, так как полученные экспериментальным путем [72] графики точки являются линиями первого порядка, прямой линией с условным коэффициентом $-a^2\lambda$. Зная λ_1, можно найти коэффициент температуропроводности.

Уменьшение интенсивности пластического деформирования срезаемого слоя и трения на передней поверхности инструмента, вызываемое самоперемещением режущей кромки вокруг своей оси, должно сказаться на снижении температуры резания. Влияние параметров процесса резания на температуру резания Q, полученное измерением естественно образующейся термопарой, показано на рисунках 4.9,4.10, 4.11,4.12.



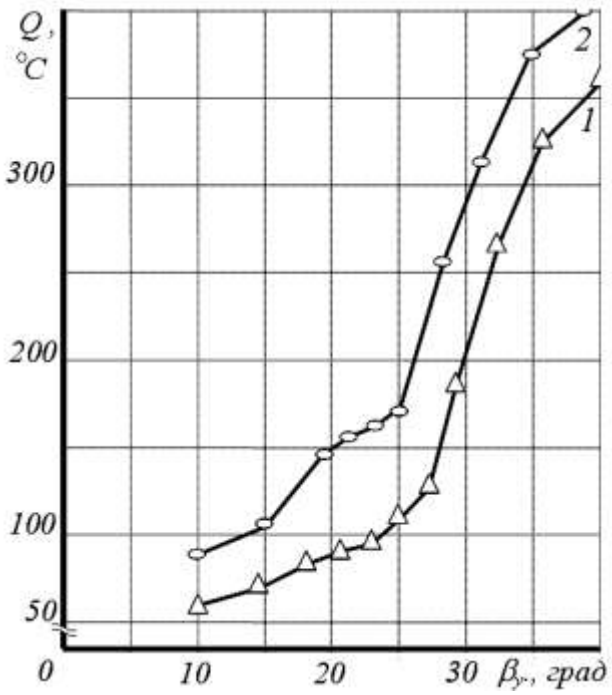
Режимы резания: β_y = 23°; t = 1мм; α = 0°, трехлезвийный РР, точка «М» третьего лезвия по центру, обрабатываемый материал сталь 45, инструментальный материал Р6М5.
1. S=0,07 мм/об. 2. S = 0,08 мм/об; 3. S = 0,11 мм/об; 4. S = 0,4 мм/об; 5. S = 0,6 мм/об.

Рисунок 4 .9. Зависимость температуры от скорости резания



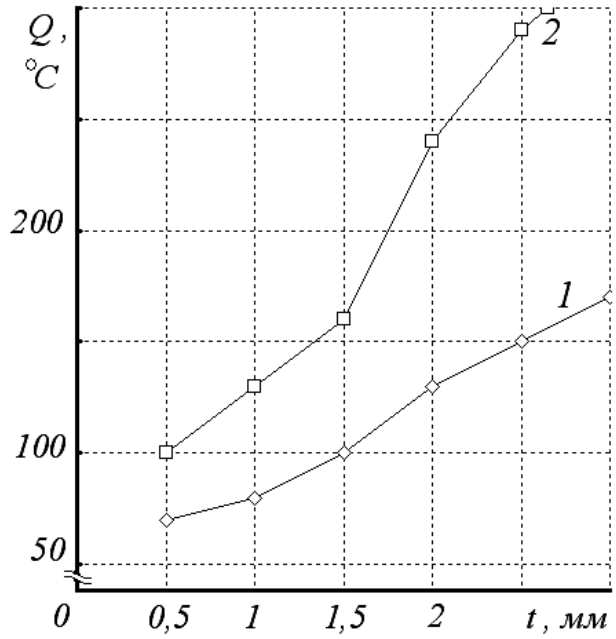
Режимы резания: β_y = 23°; t = 1мм; S =0,1мм/об, однолезвийный РР.
1, 2, 3. α=0°; 4, 5, 6. α=5°; 1, 4. Точка «М» на 2 мм ниже оси заготовки; 2, 5. Точка «М» по оси заготовки; 3, 6. Точка «М» на 2 мм выше оси заготовки; материал инструмента Р6М5; материал заготовки сталь 45

Рисунок 4.10. Зависимость температуры от расположения инструмента относительно оси заготовки



Режимы резания: V=22м/мин; t=1мм; $\alpha=0^0$; трехлезвийный РР; точка «М» третьего лезвия по центру; обрабатываемый материал сталь 45; инструментальный материал Р6М5.
1.S = 0,08мм/об; 2. S = 0,1мм/об.

Рисунок 4.11. Зависимость температуры от угла установки β_y



Режимы резания: V=22 м/мин; $\beta_y=23^0$; $\alpha=0^0$; трехлезвийный РР, точка «М» третьего лезвия по центру; обрабатываемый материал сталь 45; инструментальный материал Р6М5.
1.S = 0,08мм/об; 2. S = 0,1мм/об.

Рисунок 4.12. Зависимость температуры от глубины резания t

Температура при резании ротационным резцом на 350°-250°С ниже, чем при резании традиционным резцом.

При точении РР возрастание угла β_y приводит к увеличению температуры резания. Таким образом, чем больше угол наклона режущей кромки, тем сильнее проявляется эффект повышения температуры резания. Монотонное возрастание температуры в определенных значениях $\beta_{y,}$ подачи прерывается и плавным приблизительно постоянным переходом отдельного участка резко увеличивается (рисунок 4.11).

По-видимому, это связано с тем, что угол β_y влияет на скорость движения стружки по передней поверхности, на скорость самовращения (рисунок 4.3) и образование угла сдвига β_1 (рисунок 4.8).

Наибольшее влияние на температуру резания оказывает скорость резания, что характерно и для обработки обычным резцом (рисунок 4.9). Интенсивность снижения температуры возрастает с увеличением V (рисунок 4.10). Исследованные материалы по эффективности снижения температуры с возрастанием V можно расположить в следующем порядке: стали 45, 40Х.

Температура резания значительно зависит и от углов заточки ротационного резца. Экспериментально установлено, что с увеличением заднего угла α_c температура резания возрастает (рисунок 4.10). Это происходит вследствие уменьшения кинематического коэффициента.

Кроме этого, расположение инструмента относительно оси заготовки тоже влияет на температуру, но не столь заметно (рисунок 4.10). Это объясняется тем, что направление схода стружки и направление истинной скорости (главного движения) должны находиться в одной плоскости и в одном направлении. С увеличением разницы между скоростями v_c и v_e температура резания возрастает.

Это можно представить таким образом: нахождение вершины инструмента «М» ниже оси заготовки - как встречное резание. Расположение вершины инструмента «М» ниже оси заготовки - как попутное резание.

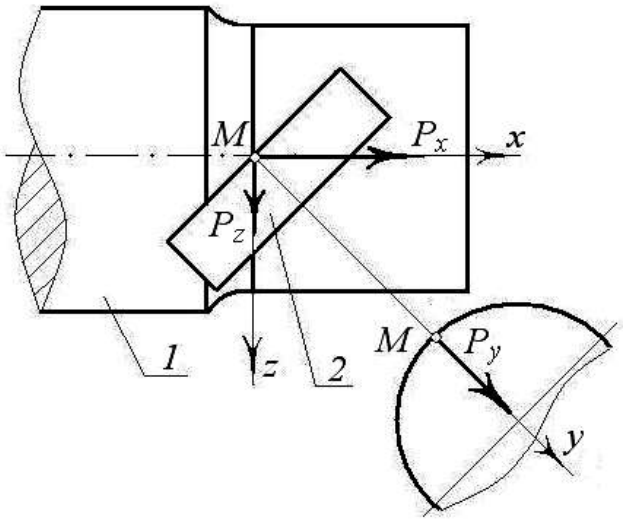
В отличие от обработки обычным резцом значительное влияние на температуру оказывает глубина резания, что объясняется кинематическими особенностями этого процесса, выражающимися в том, что увеличением глубины резания непрерывно уменьшается скорость самовращения РР.

Таким образом, увеличение глубины резания несколько снижает эффективность РР (рисунок 4.12).

Наименьшее влияние на температуру резания оказывает подача инструмента. Так, например, увеличение S от 0,08 до 0,1 мм/об при V=22м/мин привело к повышению температуры резания всего на 80°÷90°С или еще меньше.

На составляющие силы резания при РО материалов, также как и при работе обычным резцом, влияют различные факторы [88,89].

Изучение зависимости составляющих сил резания от параметров режима резания производилось при точении самовращающимися инструментами (рисунок 4.13). Самовращение режущей части инструмента придает специфические особенности процессу резания.



Риснок 4.13. Схема сил, действующих на переднюю поверхность инструмента при несвободном точении самовращающимся резцом

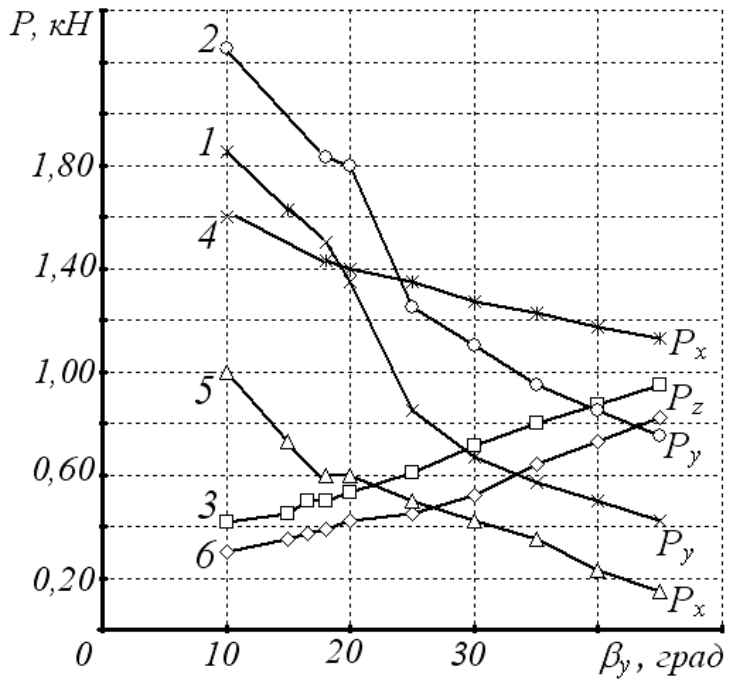
Существует точка зрения [4], что самовращение резца не оказывает влияния на составляющие силы резания и силы на передней поверхности инструмента. Подтвердить эту точку зрения можно точным измерением сил P_z, P_y и P_x . Измерение сил P_z, P_y и P_x при резании углеродистой стали 45, конструкционной стали 40Х многолезвийными и однолезвийными резцами, установленными под различными углами установки β_y, приведено на рисунках 4.14 ÷ 4.17.

Рассматривая влияние изменения угла β_y на составляющие силы резания, можно заметить, что самовращение режущей кромки всех

рассмотренных материалов уменьшает величину составляющей силы резания P_z. При этом с увеличением угла установки β_y сила P_z монотонно возрастает (рисунок 4.16), следует отметить, что влияние угла установки β_y на силу P_z не так уж велико. Кривые выражают зависимости $P_x=f_1(\beta_y)$; $P_y=f_2(\beta_y)$, в которых увеличение угла установки β_y (до 45°) вызывает уменьшение силы.

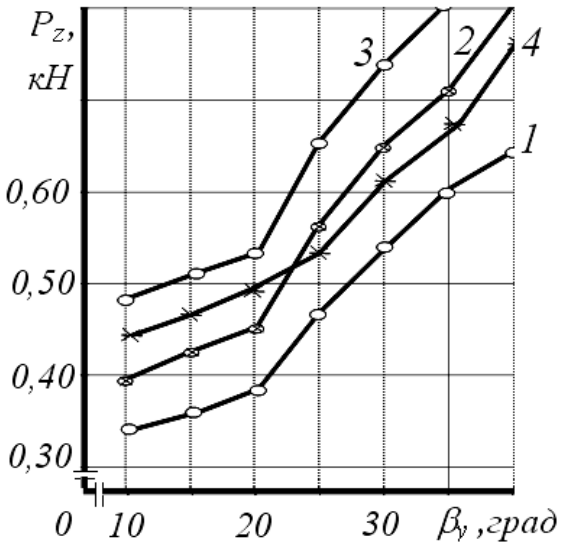
По-видимому, это связано с направлением и углом схода стружки. Как мы указали в начале главы, с возрастанием β_y характер резания меняется.

Смещение части активной дуги режущих кромок относительно линии центров станка (оси заготовки) должно заметно влиять на величину составляющих сил резания. Экспериментальные исследования показывают, что при расположении активной дуги (точка «М» - вершина лезвия) первого лезвия по линии центров станка значения сил резания больше, чем при расположении точки «М» третьего лезвия по оси заготовки (рисунок 4.14).



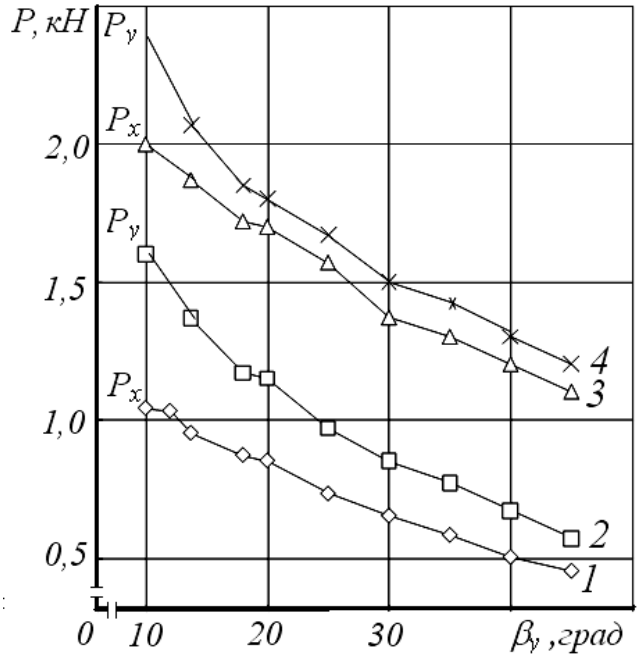
Трехлезвийный РР; 1,2,3-точка «М» первого, 4,5,6 - точка «М» третьего лезвия по центру.
Режимы резания: v=3 м/мин; S=0,2 мм/об; t=1 мм; α=0°;
материал обрабатываемый - сталь 40Х, инструментальный - Р6М5.

Рисунок 4.14. Зависимость составляющих сил резания от угла установки β_y



Трехлезвийный РР. 1 точка «М» третьего лезвия по центру; 2 точка «М» второго лезвия по центру; 3 точка «М» первого лезвия по центру; 4 точки «М» третьего лезвия по центру α=5°. Режимы резания; V=3 м/мин; S=0,2 мм/об; t=1 мм; α =0; материал обрабатываемый - Сталь 45; инструментальный - Р6М5.

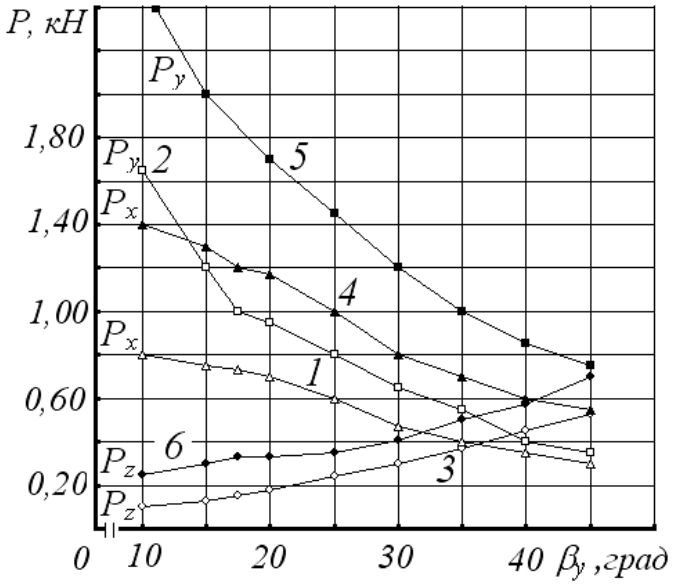
Рисунок 4.15. Влияние угла установки β_y на силу резания P_z



Трехлезвийный РР, точка «М» третьего лезвия по центру. 1, 2 - для α =0°; 3,4 - для α =5°; Режимы резания: V=65 м/мин; S=0,2 мм/об; t=1 мм; материал обрабатываемый - сталь 45, инструментальный - Р6М5.

Рисунок 4.16. Зависимость составляющих сил резания от угла установки

Возрастание составляющих сил резания происходит и с увеличением заднего угла α_c, создаваемого заточкой инструмента (рисунок 4,15;4,16;4,17). Очевидно, это вызвано тем, что в кинематике задний угол α достигает $\alpha_c<\alpha_к$.



Трехлезвийный РР, точка «М» третьего лезвия по центру. 1, 2, 3-α=0°; 4,5,6-α=5°;
Режимы резания: V=65 м/мин; S=0,2 мм/об; t=1 мм; материал обрабатываемый-сталь 45, инструментальный - Р6М5.

Рисунок 4.17. Зависимость составляющих сил резания от угла установки β_y

Исходя из этого, мы можем предположить, что обрабатываемая поверхность деформируется за счет задней поверхности режущего лезвия. Таково влияние в процессе резания задней поверхности до $\alpha_к$= 0°.

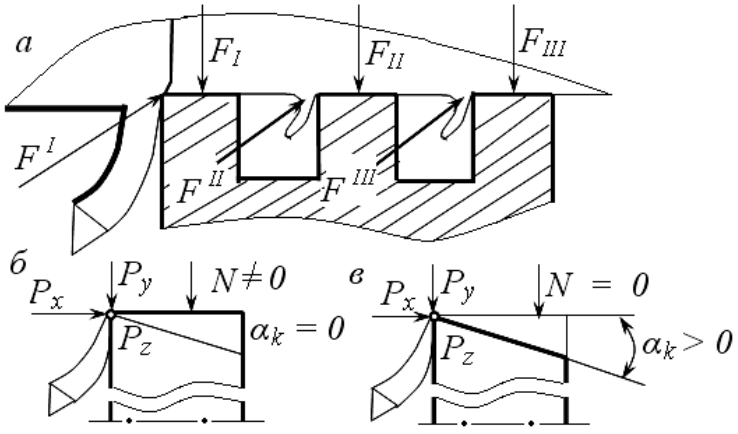
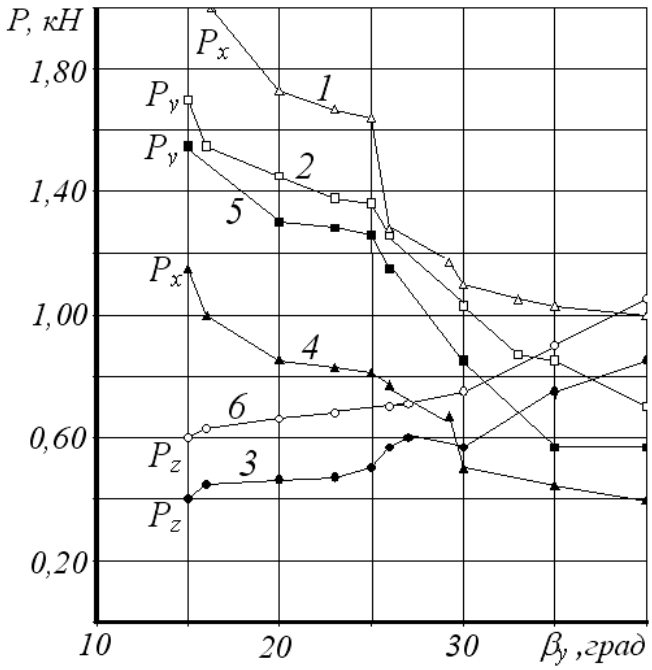


Рисунок 4.18. Схема сил действующих на режущую часть инструмента при ротационной обработке

Срезаемый первым лезвием припуск создает определенное усилие, которое воспринимает ось шпинделя оправки. Так как задняя поверхность участвует в резании, она воспринимает определенное усилие резания (рисунок 4.18,а), значит, есть и силы реакции. Если $\alpha_к>0$, то по сравнению с P_y и P_z сила P_x резко возрастает. Можно предположить, что из возникающей силы резания P_x, задняя поверхность пробалансирует определенную часть (рисунок 4.18,б). Из-за этого при $\alpha_к>0°$ сила P_x заметно возрастает (рисунок 4.18,в).

Изображенные зависимости, относящиеся к резанию с $\alpha_c=0°$; $\alpha_c=5°$, показывают, что благодаря кинематическому углу силы резания уменьшаются на 15÷20% .

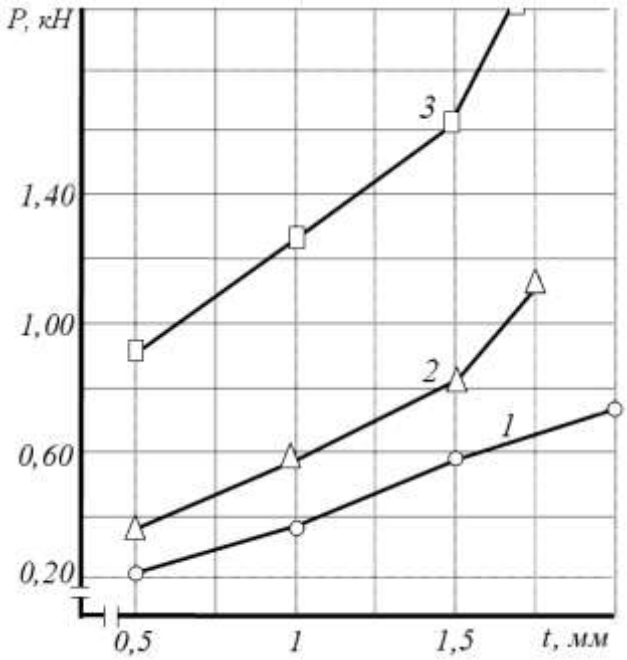
Расположение активной дуги РР относительно линии центров станка меняет характер контакта инструмента с заготовкой и стружкой; и как следствие, должно заметно влиять на величину составляющих сил резания.



Однолезвийный РР; 1,2,3-точка «М» первого лезвия выше центра; 4,5,6-точка «М» первого лезвия ниже центра.

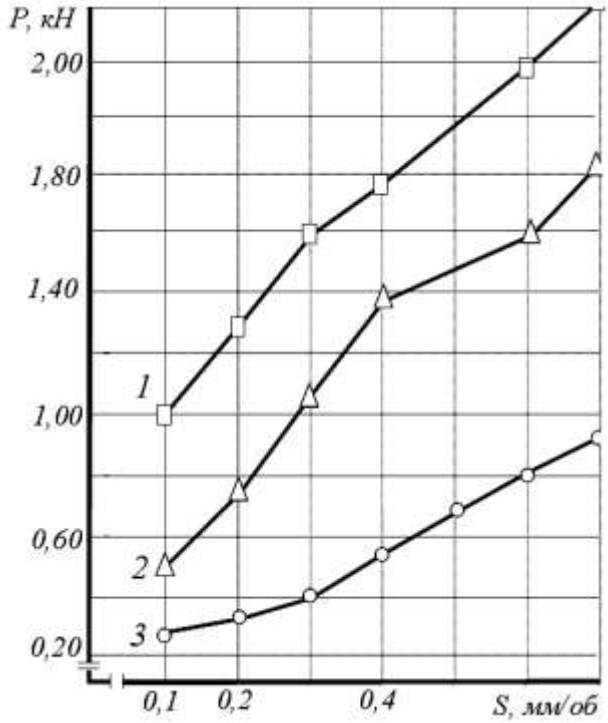
Режимы резания: V=50 м/мин; S = 0,1 мм/об; t=1 мм; $\alpha=0°$; материал обрабатываемый-сталь 45, инструментальный - Р6М5.

Рис 4.19. Зависимость составляющих сил резания от угла установки β_y



Режимы резания: v=50 м/мин; S=0,1 мм/об; β_y=23°; α=0°; материал обрабатываемый-сталь 45, инструментальный - Р6М5. 1 P_X; 2 P_y; 3 P_z; однолезвийный РР (1L)

Рисунок 4.20. Зависимость составляющих сил резания от глубины резания t



Трехлезвийный РР(3L); точка «М» третьего лезвия по центру (3М). 1 P_X; 2 P_y; 3 P_z;
Режимы резания: v=3 м/мин; β_y=20°; t=1 мм; α=0°; материал обрабатываемый-сталь 45, инструментальный-Р6М5.

Рисунок 4.21. Зависимость составляющих сил резания от подачи S

Экспериментальные исследования проводились на модели - однолезвийном РР. При этом составляющие P_x, P_y оказались максимальными при расположение режущей кромки выше линии центров и минимальными, если она ниже.

Влияние на составляющую P_z, силу, действующую в вертикальной плоскости, при позиционировании активной дуги режущей кромки ниже центра таково: P_z - максимально, а при установке выше центра - минимально (рисунок 4.19).

В целом, по аналогии с однолезвийным ротационным и традиционным резанием, увеличение подачи и глубины резания приводит к возрастанию (рисунок 4.20, 4.21), а увеличение скорости резания к уменьшению резания. Однако скорость резания V не оказывает существенного влияния на процесс резания, поскольку разница $V_д$ и $V_{ст}$ невелика.

Анализ экспериментальных зависимостей показывает, что составляющие силы резания снижаются до 15%.

§ 4.4 Анализ экспериментальных результатов при измерении силы резания и температуры

Анализ полученных данных позволяет сделать вывод о том, что при точении составляющие силы резания изменяются по сравнению с обработкой обычным резцом. Происходит их перераспределение. Как видно из результатов исследования, независимо от выбранного режима обработки, преобладает радиальная составляющая P_y. Следующим наиболее характерным считается осевая составляющая P_x.

Благодаря кинематическому различию и стружкообразованию, главная составляющая сила резания P_z проявляет себя наименьшими значениями.

Уменьшение температуры резания при РО можно объяснить двумя причинами. Первой причиной является уменьшение трения на передней поверхности, а на задней поверхности замены трения скольжения на трение качения. Самоперемещение режущей кромки уменьшает мощность тепловых источников, действующих в зоне деформации и на передней поверхности резца, что вызывает соответственное снижение средней температуры стружки, определяемой теплотой деформации, и температуры трения, определяемой перемещением стружки по передней

поверхности. Второй причиной является активизация теплоотвода из зоны резания в корпус резцедержателя, увеличивающаяся с возрастанием скорости самовращения резца. Контактная площадка стружки непрерывно соприкасается с охлажденным во время холостого хода участком режущей кромки, что повышает градиент температуры и способствует снижению температуры резания.

Рассмотрим статические, кинематические параметры инструмента в процессе РО и их влияние на термодинамические показатели при ротационной обработке. Можно отметить следующее:

1. На процесс резания при РО влияют различные факторы. Превалирующие их них - это угол установки β_y инструмента относительно оси заготовки. Наклонив инструмент еще больше β_y=25÷50°, можно получить положительные $\alpha_к$. Мы выяснили, что $\alpha_к$ и $\gamma_к$ в РО имеют обратно пропорциональные значения. В указанных углах установки β_y в кинематике меняется и $\gamma_к$. Этим можно объяснить и версию «чистого сдвига» (рисунки 3.6, 3.7). Значит, в зависимости от подачи S можно выбрать более приемлемый угол установки $\beta_y=16\div25^0$, S=0,08÷0,26 мм/об.

2. Уточнив угол установки β_y надо подобрать соответствующий задний угол α_c. Как мы уже выяснили, необходимо заточить заднюю поверхность таким образом, чтобы значения заднего угла в кинематике достигало $\alpha_к$=0°. Переднюю поверхность γ оставляем в $\gamma_c = 0^0$, потому что оно будет иметь в кинематике определенное значение $\gamma_к \neq 0°$.

3. Одним из факторов, определяющих эффективность РО, является увеличение количества режущих лезвий инструмента. Увеличивая количество режущих лезвий, мы сталкиваемся с их установкой относительно линии центров станков. Необходимо установить активную дугу последнего режущего лезвия по линии центров станка. Тогда в процессе резания будут участвовать все имеющиеся лезвия.

4. Сопоставляя полученные зависимости, относящиеся к температуре и силе резания, можно выбрать более приемлемый угол установки β_y, подтверждающий вышеуказанный пункт «1». Это в диапазоне угла установки β_y=16÷25°. При этом возникает вопрос о том, что в диапазоне β_y >25° суммарные силы резания меньше. Но в этом случае надо рассматривать силы резания по отдельности по их влиянию на инструмент. Самый разрушающий характер носит вертикально действующая сила P_z, затем P_x. В пределах угла установки β_y=16÷25° они

имеют наименьшее значение. Так как в этих диапазонах угла установки β_y значения температур наименьшие.

Во избежание значительной потери стойкости инструмента угол β_y не должен превышать 16÷25°.

Многолезвийная ротационная обработка имеет ряд отличий и преимуществ по стравнению со шлифованием [90]. Одно из важнейших преимуществ МРО перед абразивной - это возможность управлять качеством (микрорельеф) обработанной поверхности. При этом ротационная обработка позволяет улучшить механические свойства поверхностного слоя.

Экспериментальные результаты подтверждают взаимодействие тел, (как пара качения) задней поверхности резца под углом α_c и поверхности обрабатываемой заготовки, что сопровождается деформированием последней.

В процессе срезаемый первым лезвием припуск создает определенное усилие, которое воспринимает ось шпинделя оправки. Но задняя поверхность режущего лезвия в процессе резания воспринимает определенные усилия резания [46], которые необходимо рассмотреть математическими методами.

Возникающие под действием внешних сил деформации изменения можно охарактеризовать с помощью вектора смещений **u**, проекции которого на координатные оси x,y,z будем обозначать u (x,y,z,t), н(x,y,t), w(x,y,z,t). Эти смещения возникают в упругом теле под действием внутренних сил(напряжений),которые образуют симметрический тензор напряжений.

$$\begin{pmatrix} \tau_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \tau_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \tau_z \end{pmatrix}$$

где y_x,ϕx_y,ϕ_{xz} - составляющие силы резания, действующие на единицу площади обрабатываемой поверхности, перпендикулярные к оси *x*; аналогично y_{yx}, y_y, ϕ_{yz} и ϕ_{zx} , ϕ_{zy}, y_z - компоненты сил, действующих на

единицу площади обрабатываемой поверхности, перпендикулярных к осям y и z. Компоненты y_x, y_y, y_z назовем нормальными составляющими, $ф_{xy}$, $ф_{xz}$ и так далее называют скалывающими составляющими.

Рассматривая элемент объема и составляя для него уравнения движения (А.Н. Тихонов, А.А. Самарский), получим:

$$\left.\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= \frac{\partial \sigma x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial_y} + \frac{\partial \tau_{XZ}}{\partial_Z} + X, \\ \rho \frac{\partial^2 \nu}{\partial t^2} &= \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial_x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial_y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial_z} + У, \\ \rho \frac{\partial^2 \omega}{\partial t^2} &= \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial_x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial_y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial_z} + Z \end{aligned}\right\} \qquad (4.16)$$

где ρ - объемная плотность в точке (x,y,z); X,Y,Z - составляющие внешних объемных сил. Связь напряжений, возникающих при деформации, с ее характеристиками дается законом Гука, который представляем в следующем виде:

$$y_x = 2\,G \left\{ \varepsilon_x + \frac{\theta}{m-2} \right\},$$

$$y_y = 2\,G \left\{ \varepsilon_y + \frac{\theta}{m-2} \right\},$$

$$\left.\begin{aligned} \tau_{xy} &= G\gamma_{xy}, \\ \tau_{yz} &= G\gamma_{yz}, \\ \tau_{zx} &= G\gamma_{zx}, \end{aligned}\right\} \qquad (4.17)$$

$$y_z = 2\,G \left\{ \varepsilon_z + \frac{\theta}{m-2} \right\},$$

При этом величины

$$e_x = \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad ey = \frac{\partial \sigma}{\partial y}, \quad ez = \frac{\partial \omega}{\partial z},$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial \upsilon}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial \nu}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial y}, \; \gamma_{zx} = \frac{\partial \omega}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \qquad (4.18)$$

образуют симметрический тензор деформаций

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \gamma_{xy} \gamma_{xz} \\ \gamma_{xz} \varepsilon_y \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \gamma_{zy} \varepsilon_z \end{pmatrix}$$

В уравнениях (4.17) мы пользуемся следующими обозначениями: G - модуль сдвига; m- коэффициент, характеризующий сжатие тела в поперечном направлении при его удлинении в продольном направлении,

$$\mathbf{u} = \text{div } \mathbf{u} = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial \nu}{\partial y} + \frac{\partial \omega}{\partial z}$$

К уравнениям (4.16) и (4.17) следует еще присоединить граничные условия (на границе заданы, например, смещения **u**, н, w либо силы, действующие на обрабатываемую поверхность).

Уравнения (4.16) и (4.17) образуют полную систему дифференциальных уравнений в частных производных для составляющих силу резания и деформаций.

Подставляя выражения для сил из (4.17) в уравнение движения (4.16) и учитывая соотношения (4.18), получаем систему уравнений для смещений

$$\left.\begin{aligned} P\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= G\left\{\Delta u + \frac{m}{m-2}\frac{\partial \theta}{\partial x}\right\} + X, \\ P\frac{\partial^2 \nu}{\partial t^2} &= G\left\{\Delta \nu + \frac{m}{m-2}\frac{\partial \theta}{\partial y}\right\} + Y, \\ P\frac{\partial^2 \omega}{\partial t^2} &= G\left\{\Delta \omega + \frac{m}{m-2}\frac{\partial \theta}{\partial z}\right\} + Z \end{aligned}\right\} \qquad (4.19)$$

Для упрощения решения и приведения предыдущей системы уравнений в виде одного векторного уравнения используем уравнение Ламе:

$$P\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = (\text{л}+2\ \text{м})\ \text{grad div}\ \mathbf{u} - \text{м rot}\ \mathbf{u} + \text{F} \qquad (4.20)$$

введем новые обозначения м=G; л = $\frac{2}{m-2}G$

где м и л - постоянные Ламе, потому что G и m являются постоянными в (4.19). Произвольный вектор F всегда можно представить в виде суммы

F = gradU + rotL

где U -скалярный, а L - векторный потенциал.
Положим

u = grad Φ + rot ∆

где $P\frac{\partial^2 \Phi}{dt^2} = (\text{л} + 2\ \text{м})\Delta\Phi + U, \rho\frac{\partial^2 A}{\partial t^2} = \text{м}\,\Delta A + L$

Следует отметить, что прямой постановкой и определенный таким способом **u** действительно удовлетворяет систему уравнений (4.19), которая правдоподобна при присутствии объемных сил в уравнениях, где векторный потенциал А в некоторых случаях (в декартовых системах координат) распадается на три скалярных уравнения. При этом приведение уравнений к отдельным скалярным уравнениям не может быть просмотрено до конца без применения или привлечения граничных условий, которые могут связывать разные компоненты и тем самым

представлять значительные трудности для полного расщепления уравнений.

Если объемные силы отсутствуют, то для потенциалов Ф и А мы получаем однородные уравнения

$$\rho \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} = \text{(л+2м) Д Ф,} \quad \rho \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} = \text{м } \Delta A \qquad (4.21)$$

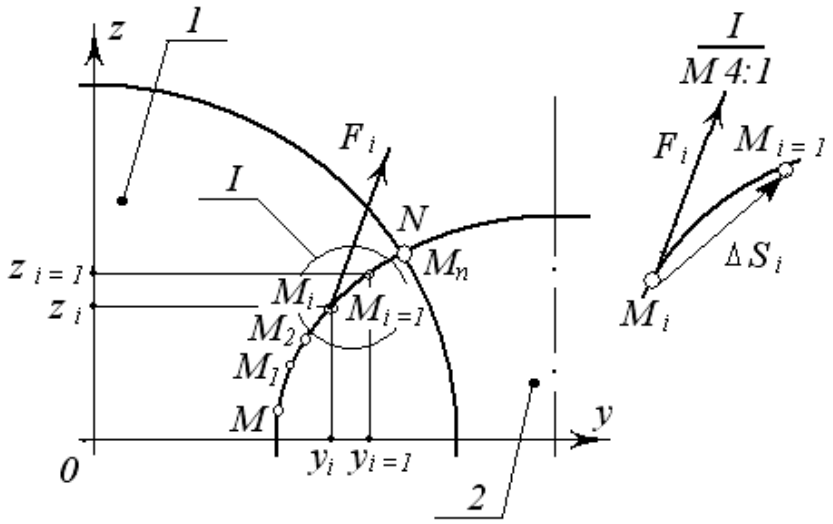
§ 4.5 Работа, затрачиваемая на пластические деформации в срезаемом слое при РО

Отличие механики стружкообразования, теплофизики, кинематики, динамики ротационного резания от традиционных методов механической обработки требует глубокого исследования. В традиционных методах обработки срезаемый слой металла подвергается двусторонним деформациям [91], а в нашем случае, благодаря самовращению ротационного инструмента, срезаемый слой металла подвергается деформации только одной режущей кромкой. Процесс превращения срезаемого слоя в стружку при резании инструментом, перемещающим вдоль касательной к режущей кромке, является осложненным случаем обычного резания. Причин, обуславливающих это, несколько. Превалирующая из них - это вращение инструмента вокруг собственной оси. Второй причиной, которая обусловливает различия, является кинематическое изменение параметров режущей части. Третий фактор, обеспечивающий различие процесса стружкообразования - это условия деформирования. К последнему относятся и размеры контакта инструмента с обрабатываемым материалом. При контакте с заготовкой ротационный инструмент с цилиндрическими режущими элементами в виде колец создает кривую поверхность, которая, выдвигая, деформирует срезаемый слой металла. Если учесть перемещение режущего элемента, то действующие силы меняются по величине и направлению.

Для этого рассмотрим контакт режущей части инструмента с обрабатываемой деталью. Точка P(y,z) режущего элемента ротационного инструмента движется вдоль линии L от точки M к точке N. К точке P приложена сила F, которая меняется по величине и направлению при перемещении точки P, т.е. представляет собой некоторую функцию координат точки P:

$F = F(P)$.

Вычислим работу A силы F при перемещении точки P из положения M в положение N (рисунок 4.22).



1 обрабатываемая деталь; 2 режущий инструмент.

Рисунок 4.22. Схема сил действующих на режущую часть инструмента

Для этого разобьем кривую MN на n произвольных частей точками $M_0 = M$, M_1, M_2,…., $M_n = N$ в направлении от M к N и обозначим через Δs_i вектор $\overline{M_i M_{i+1}}$. Величину силы F в точке M_i обозначим через F_i. Тогда скалярное произведения $F_i \Delta s_i$ можно рассматривать как приближенное выражение работы силы F вдоль дуги $\breve{M}_i \breve{M}_{i+1}$:

$$A_i \approx F_i \Delta S_i ,$$

пусть

$$F = Y(y,z)i + Z(y,z)j ,$$

где $Y(y,z)$ и $Z(y,z)$ - проекции вектора F на оси O_y и O_z. Обозначив через Δy_i и Δz_i приращения координат y_i и z_i при переходе от точки M_i к точке M_{i+1}, получаем:

$$\Delta S_i = \Delta y_i + \Delta z_i j .$$

Следовательно,

$$F_i \Delta S_i = Y(y_i, z_i)\Delta y_i + Z(y_i, z_i)\Delta z_i .$$

Приближенное значение работы A силы F на всей кривой MN будет

$$A \approx \sum_{i=1}^{n} F_i \Delta S_i = \sum_{i=1}^{n} [Y(y_i, z_i)\Delta y_i + Z(y_i, z_i)\Delta z_i] . \qquad (4.22)$$

Не делая точных формулировок, укажем пока, что если существует предел выражения, стоящего в правой части равенства при $\Delta S \to 0$ (при этом очевидно, $\Delta y_i \to 0$ и $\Delta z_i \to 0$), то этот предел выражает работу силы F по кривой L от точки M до точки N:

$$A = \lim_{\substack{\Delta y_i \to 0 \\ \Delta z_i \to 0}} \sum_{i=1}^{n} [Y(y_i, z_i)\Delta y_i + Z(y_i, z_i)\Delta z_i]$$

В этом случае мы можем применить криволинейный интеграл от $Y(y,z)$ и $Z(y,z)$ по кривой L и обозначить так:

$$A = \int_L Y(y,z)dy + Z(y,z)dz \qquad (4.23)$$

или

$$A = \int_{(M)}^{(N)} Y(y,z)dy + Z(y,z)dz \qquad (4.24)$$

Буквы M и N, стоящие вместо пределов интегрирования, заключены в скобки в знак того, что не числа, а обозначения концов линии, по которой берется криволинейный интеграл. Направление по кривой L от точки M к точке N является направлением интегрирования.

В нашем случае кривая L пространственная, то криволинейный интеграл от трех функций $X(x,y,z)$, $Y(x,y,z)$, $Z(x,y,z)$ определяется аналогично:

$$\int_L X(x,y,z)dx + Y(x,y,z)dy + Z(x,y,z)dz =$$

$$= \lim_{\substack{\Delta x_k \to 0 \\ \Delta y_k \to 0 \\ \Delta z_k \to 0}} \sum_{k=1}^{n} [X(x_k, y_k, z_k)\Delta x_k + Y(x_k, y_k, z_k)\Delta y_k + Z(x_k, y_k, z_k)\Delta z_k].$$

Буква L, стоящая под знаком интеграла, указывает на то, что интегрирование совершается вдоль кривой L.

Отметим еще, что определение криволинейного интеграла остается в силе и в том случае, когда кривая L замкнута. При этом обязательно указывать направление вращения режущего элемента. При изменении направления интегрирования криволинейный интеграл меняет знак, так как при этом ΔS, а следовательно, и его проекции Δx,Δy и Δz меняют знаки.

§ 4.6 Определение активной дуги режущей кромки при РО

Для определения уравнения активной части дуги режущей кромки используем [4, 92,93] уравнения Эллипса (рисунок 4.23)

$$\frac{z^2}{b^2} + \frac{y^2}{r^2} = 1 \qquad (4.25)$$

где: $b = r \cos \beta_y$; x = z. Подставляем b, z в формулу (4.25):

$$\frac{z^2}{(r \cdot \cos\beta_y)^2} + \frac{y^2}{r^2} = 1 \qquad (4.26)$$

Межосевое расстояние инструмента и детали 00_1=A

$$A = R + r - t$$

где:
R- радиус заготовки;
r- радиус инструмента;
t-глубина резания.

Координаты точек К и $К_1$

$$\begin{cases} \dfrac{r^2}{a^2}+\dfrac{y^2}{b^2}=1 & (4.27) \\ (z-a_1)^2+(y-b_1)^2=R^2 & (4.28) \end{cases}$$

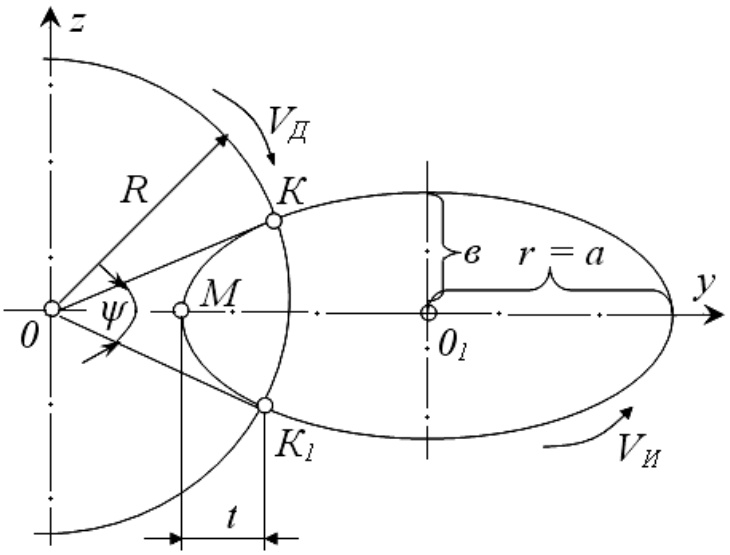


Рисунок 4.23. Схема для определения активной дуги режущей кромки при РО

из уравнения 4.27 определяем:

$$z^2=\frac{a^2(b^2-y^2)}{b^2} \qquad (4.29)$$

$$z=\pm\frac{a}{b}\sqrt{b^2-y^2} \qquad (4.30)$$

Подставив формулу (4.30) в (4.28) получим:

$$\left(\frac{a^2}{b^2}\sqrt{b^2-y^2}-a_1\right)^2+\left(y-b_1\right)^2=R^2$$

Введем обозначения:

$$K=1-\frac{a^2}{b^2};\ d=a^2+a_1^2+b_1^2-R^2;\ L=\frac{2a_1a}{b}$$

тогда,

$$Ky^2 - L\sqrt{b^2 - y^2} - 2yb + d = 0,$$

преобразуем и возведем в квадрат, чтобы избавиться от корня,

$$Ky^2 - 2yb_1 + d^2 = L\sqrt{b^2 - y^2}^2$$

$$K^2y^4 - 2ky^2d - 4ky^2b_1 + d^2 - 4db_1y + 4y^2b_1^2 - e^2b^2 + l^2y^2 = 0$$

введем коэффициенты

$$K_1 = -4kb; \qquad K_2 = 2kd_1 + 4kb_1^2 + e^2$$
$$K_3 = -4db; \qquad K_4 = d^2 - e^2b^2$$

тогда,

$$K^2y^2 + K_1y^3 + K_2y^2 + K_3y + K_4 = 0 \qquad (4.31)$$

Как мы уже предположили $\gamma_k = -\alpha_k$, но ввиду того, что такое допущение теоретически доказать затруднительно; хотя логичность - очевидна, решить задачу можно через план скоростей (рисунок 4.24). После вычисления L_a - активной дугу режущей части можем решить

$$MM' = La\cos\beta_y$$

тогда,

$$\frac{K'M'}{MM'} = tg\omega;\ \gamma_k = 90^\circ - arctg\omega,$$

следовательно:

$$\gamma_k = 90^\circ - arctg\left(\frac{l_a . S_m \beta_{y+} S}{l_a \cos\beta_y}\right)$$

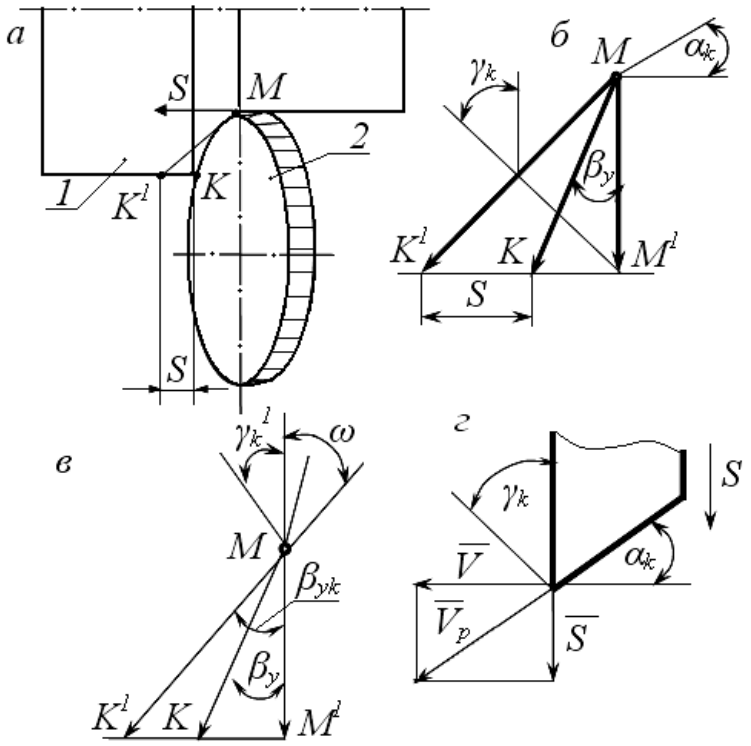


Рисунок 4.24 Схемы определения кинематических параметров ротационного инструмента

$$\gamma_k = 90^\circ - arctg\left(tg\beta_y + \frac{S}{l_a \cos\beta_y}\right)$$

или же

$$Sin\gamma_k = \sin\gamma\cos^2\beta_y + \sin^2\beta_y$$

где:
S - минутная подача, мм/мин;
L_a - длина активной дуги режущей кромки, мм.

Глава 5

ПРОБЛЕМЫ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ

§ 5.1 Особенности стружкообразования при РО

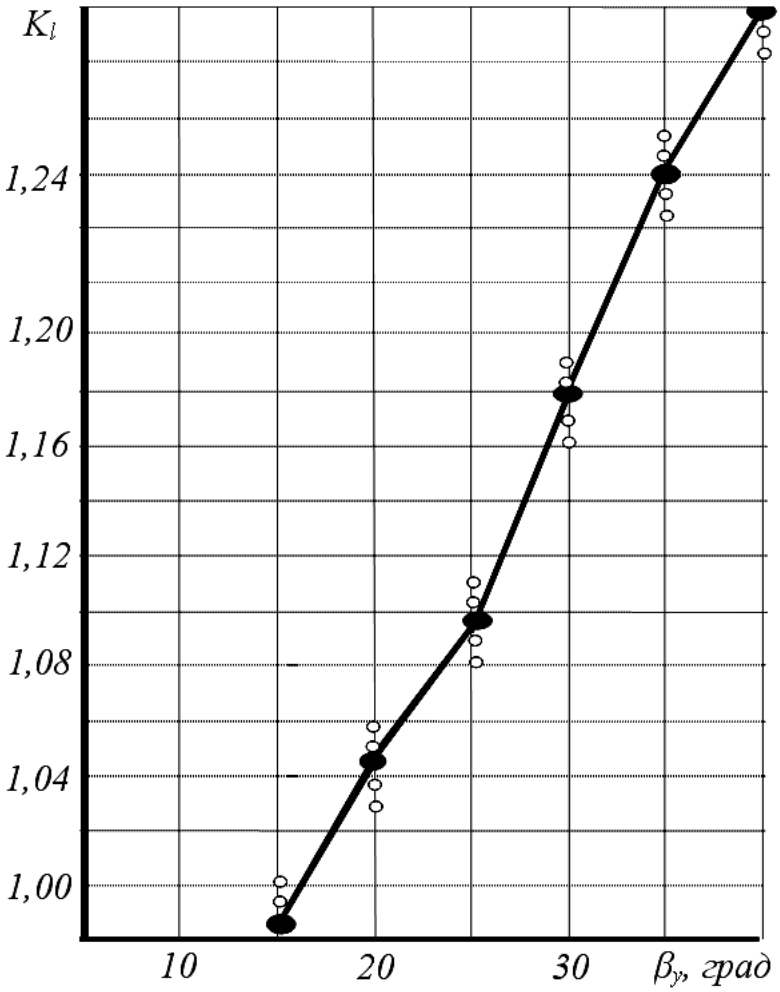
Ранее считалось, что резец приводят во вращение касательные составляющие сил трения, действующие на контактных поверхностях инструмента и наклон режущей кромки является обязательным условием самовращения РИ [94, 95].

Эти положения действительно правильны, для случая, когда угол установки (оси резца в плоскости, перпендикулярной к основной) β_y изменять в диапазоне 45÷90°. Но это приводит к резкому возрастанию работы деформации и трения скольжения по задней поверхности. Правомочность такого вывода легко проверить, если рассмотреть схему направления скоростей резания и схода стружки (рисунок 4.24).

Создавая отрицательный задний угол α_k, тем самым меняя трение скольжения на качение, можем предположить, что для самовращения наклон режущей кромки не является обязательным условием. Стружка, охватывая переднюю поверхность, перемещается вместе с ней в одном направлении. Практически полностью исключается тангенциальное проскальзывание между стружкой и передней поверхностью. Стружка обтекает переднюю поверхность резца (можно привести аналогию с парой ремень - шкив) и принимает форму пространственной спирали с шагом, примерно равным длине периметра лезвия.

При постоянной скорости резания и продольной подачи коэффициент усадки стружки K_l зависит от угла установки β_y, который отражает характер деформации стружки (глава III). При увеличении угла β_y возрастает неоднородность деформированного состояния зоны деформации по ее ширине из - за переменности кинематических передних углов вдоль режущей кромки. Влияние угла установки β_y на коэффициент K_l усадки стружки представлено на рисунке 5.1. Коэффициент усадки стружки возрастает при увеличении угла установки β_y. В диапазонах β_y=15÷29º K_l близок к единице. На первый взгляд можно предположить, что это связано с увеличением коэффициента самовращения или коэффициент тоже связан со скоростью самовращения резца. По мере

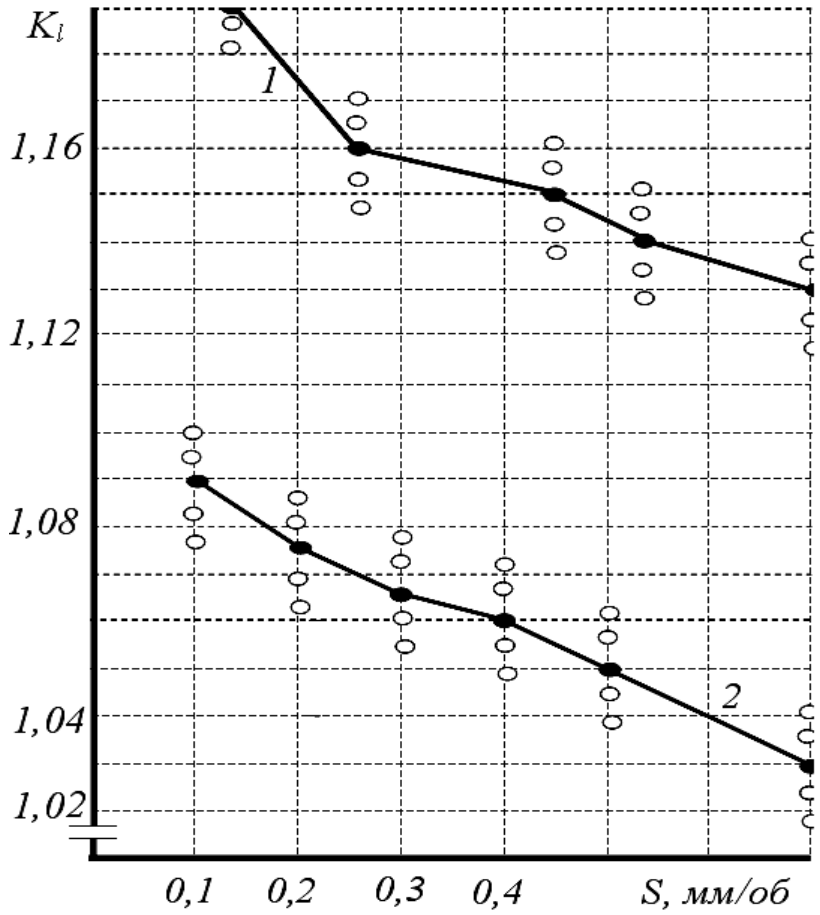
уменьшения угла установки β_y скорость самовращения резца все больше приближается к произведению V sin β_y (рисунок 4.3).



Точка (М) первого лезвия по центру (3L ,1ML)
Режимы резания: S=0,26 мм/об; t=1 мм; V=3 м/мин; обрабатываемый материал–сталь 40Х, инструмент–Р6М6.

Рис 5.1 Влияние угла установки β_y на коэффициент усадки стружки

При увеличении подачи S коэффициент (рисунок 5.2) усадки стружки уменьшается. А при увеличении глубины резания, наоборот, K_l (рисунок 5.3) возрастает. Это можно объяснить следующим: при увеличении подачи S возрастают касательные к режущей кромке составляющие силы качения, действующие на передней и на задней поверхности, приводящие во вращение инструмент.

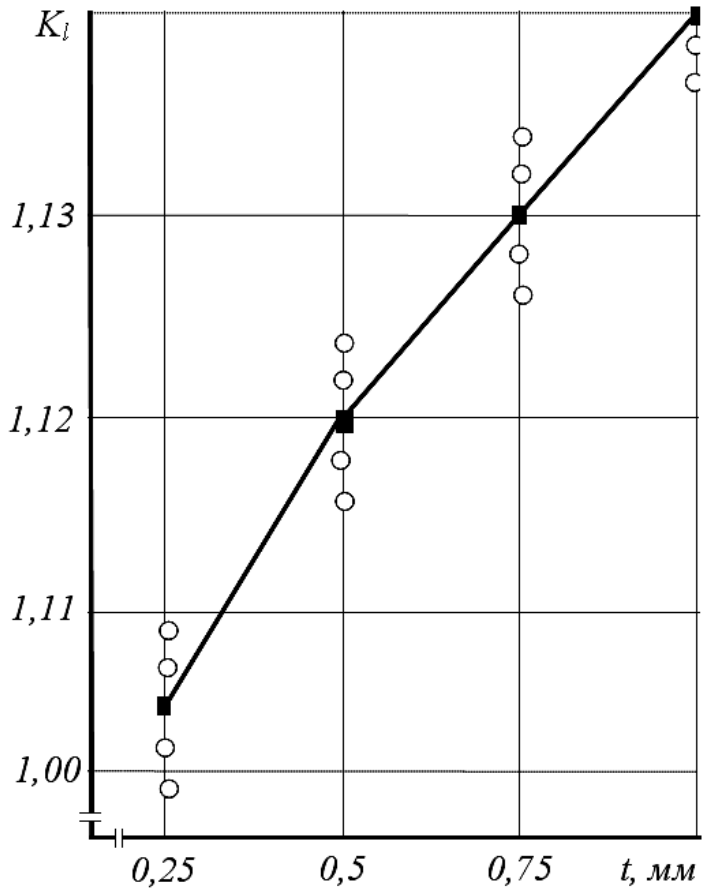


1 β_y =30º, точка (М) первого лезвия по центру (3L,1ML) 2 β_y =20º, точка (М) первого лезвия по центру (3L ,1 ML). Режимы резания: V=3 м/мин; t=1мм

Рисунок 5.2. Влияние подачи *S* на коэффициент усадки стружки $К_l$

При увеличении глубины резания касательные силы тоже возрастают; но при этом из-за увеличения рабочей длины режущей кромки одновременно значительно возрастает радиальная сила (рисунок 4.20), увеличивающая трение в шпиндельном узле, что приводит к уменьшению скорости вращения резца. Чем больше β_y, тем больше передняя поверхность задерживает стружку. Мы просмотрели в кинематике все параметры установки, кроме β_y.

После уточнения, совпадения угла схода стружки и значения угла установки в кинематики β_{yk}, нам необходимо определить значения β_y в кинематике (рисунок 4.23,б) с помощью скорости стружки $V_{ст}$.



Точка (М) первого лезвия по центру (3L, 1 ML). Режимы резания: S=0,52 мм/об; β_y=30°; V=3 м/мин; обрабатываемый материал-сталь 40Х; материал инструмента – Р6М5

Рисунок 5.3. Влияние глубины резания t на коэффициент усадки стружки K_l

$$Sni\beta_y = \frac{KM'}{KM} \qquad (5.1)$$

$$KM' = KM\sin\beta_y$$

$$K'M' = la\sin\beta_y + S$$

$$K'M' = Vcm$$

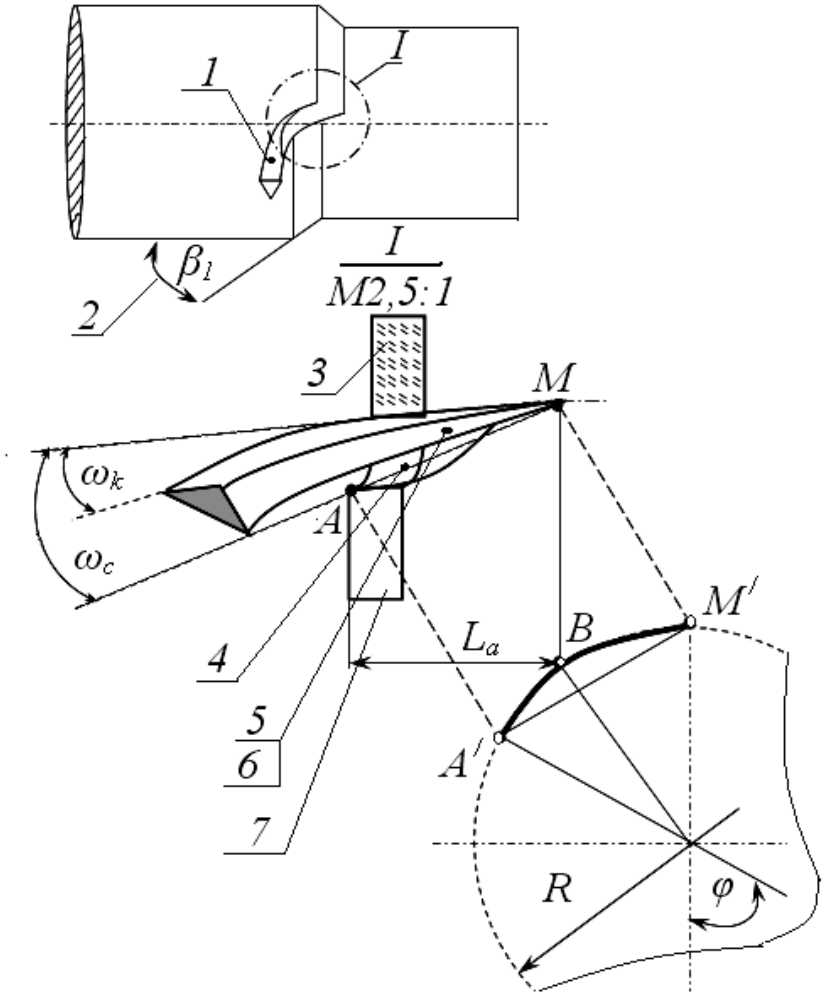
Если ротационному резцу, установленному под углом β_y к оси изделия, помимо движения подачи, сообщить вращение вокруг его оси, то рабочий угол (кинематический угол) β_{yk} будет равен [4].

$\beta_{y.k} = \beta_{ys} + \beta_y T$ угол β_{ys} равен $\beta_{ys} = \beta_y - arctg\frac{S}{V}$

а угол β_{ym} определяется по уравнению

$$tg\beta_{yk} = \frac{V_{cm}\cos\beta_y S}{\sqrt{V^2 + S^2} + V_{cm}\sin\beta_{ys}} \qquad (5.2)$$

Угол схода стружки определялся и экспериментально. Полученные результаты подтверждают вышеуказанные предположения. Если рассматривать через микроскоп зону стружкообразования (рисунок 5.4), можно увидеть подтверждение этому.



Обрабатываемый материал - латунь 70, инструмент – Р6М5.
1 стружка; 2 плоскость сдвига; 3 обрабатываемая поверхность; 4 зона деформации;
5 корень стружки; 6 срезаемый слой; 6 обработанная поверхность.
Рисунок 5.4. Схема образования корня стружки

Корень стружки при РО иллюстрирован на рисунке 5.4. Расстояние $\overset{\smile}{AM}$ - контактирующая активная дуга части режущей кромки. В буквальном смысле, передняя поверхность во времени не контактирует с деформирующим слоем и тем более углом сдвига β_1. Проведенная линия $\overline{AM}$ - хорда дуги $\overset{\smile}{AM}$. Хорду $\overline{AM}$ можно измерить экспериментальным путем. Измерив экспериментальным путем длину хорды $\overline{AM}$, можно вычислить длину дуги $\overset{\smile}{AM}$ с помощью формулы Гюйгенса.

$$П \approx 2L + \frac{1}{3}(2L - l) \qquad (5.3)$$

где: l = AB; L = A/M/

или же, если измерить угол φ, тогда с помощью уравнения (рисунок 5.4)

$$P = \frac{П r \varphi}{180^{\circ}} \qquad (5.4)$$

В начале контакта инструмент с заготовкой в точке М начинает сдвигать припуск с малой толщиной и в конце контакта, или же при выходе, сдвинутый слой металла приобретает вид стружки.

Если обработке подвергается абсолютно недеформируемый материал, то в поперечном сечении стружка получилась бы в виде параллелограмма [46]. В традиционных методах обработки стружка подвергается двусторонним деформациям, а в нашем случае благодаря самовращению инструмента, стружка подвергается деформации только одной режущей кромкой. И в результате получается треугольная форма стружки.

Форма сечения стружки, полученной на первых лезвиях, треугольная. Площадь треугольника пропорциональна подаче S, глубине резания t, скорости резания V. На чистовых лезвиях стружка получается различной формы (мелкие крупинки разнообразной формы), размеры которых в первом приближении определяются высотой шероховатости поверхности, полученной на предыдущем лезвии.

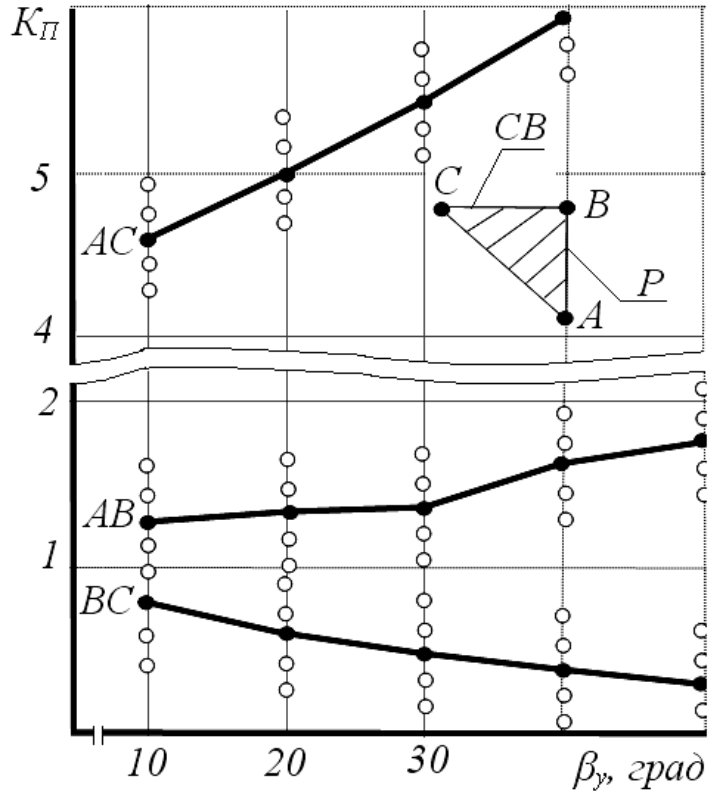
Угол схода стружки имеет одинаковые значения с углом установки β_{yk}. Так как отделившаяся стружка направляется в сторону направления

скорости детали, а передняя поверхность не дает ей этой возможности, то с возрастанием β_y, возрастает и усадка K_l (рисунок 5.1).

§ 5.2 Влияние кинематических параметров на форму стружки и угол сдвига

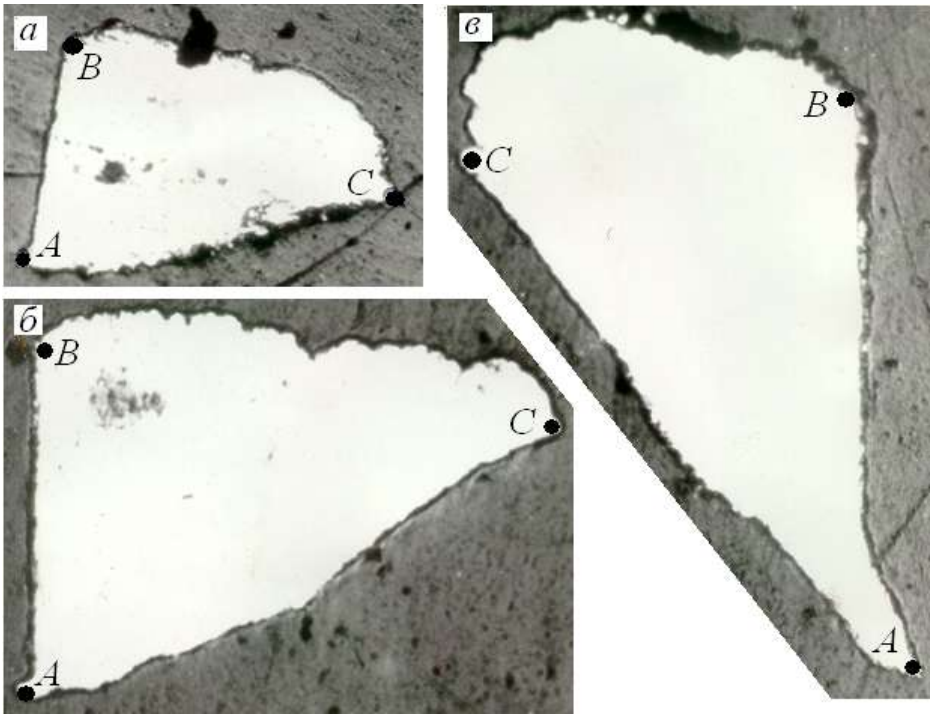
Коэффициент усадки стружки не может полностью служить количественным показателем степени деформированности срезаемого слоя, но дает качественное представление [96, 97].

Исследования поперечного сечения полученных стружек при ротационной обработке представлены на рисунках (5.5 ÷ 5.12). Угол β_y, влияя на условия деформирования срезаемого слоя, очевидно, оказывает влияние на размеры и на форму стружки (рисунок 5.5). Для определения формы и размеров стружки изготавливался специальный шлиф (для фиксации стружки использовалась эпоксидная смола) (рисунок 5.6).



Режимы резания: V=3 м /мин; S=0,11 мм/об; t=1 мм; МРР – Р6М5;
обрабатываемый материал - латунь 70.

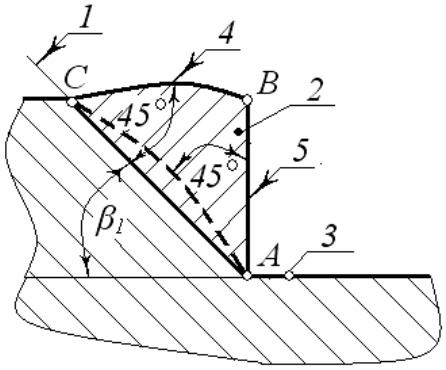
Рисунок 5.5 Влияние угла установки β_y на коэффициент поперечной усадки стружки $K_П$



а) при угле установки β=10^0; б) при угле установки β=20^0; в) при угле установки β=35^0

Рисунок 5.6. Поперечное сечение стружки

Кроме этого, измерялась твердость стружки на ПМТ - 3 при нагрузке Р=50 г, где величина микротвердости 1,854 P/d^2 кг/мм^2, Р - нагрузка на индентор, г; d - диагональ отпечатка, мкм. Результаты измерений показывают, что с увеличением угла установки деформирование срезаемого слоя возрастает, так как при углах установки β_y = 20º÷25º твердость не превышает 260 кг/мм^2, а при 20º<β_y> 25º твердость больше 290 кг/мм^2.



1 плоскость сдвига; 2 срезаемый слой; 3 обрабатываемая поверхность; 4 свободная сторона - $\overline{CB}$; 5 прирезцовая сторона – Р или $\overline{AB}$

Рисунок 5.7. Схема определения размеров и формы стружки в поперечном сечении

Сторона $\overline{AC}$ находится с противоположной стороны относительно инструмента, скользящего по поверхности сдвига стружки. Свободной стороной назовем $\overline{CB}$, так как она нигде ни с чем не вступает в контакт (рисунок 5.7). Прирезцовой оказывается сторона треугольника $\overline{AB}$.

В любых положениях угла установки поверхность $\overline{AB}$ получается блестящей и ровной. Причиной этому служит то, что сдвинутая стружка упирается стороной $\overline{AB}$ в переднюю поверхность резца (рисунок 5.8). Сторона треугольника AC получается в поперечном сечении прямой. Свободная сторона треугольника $\overline{CB}$ получается вогнутой (рисунок 5.7).

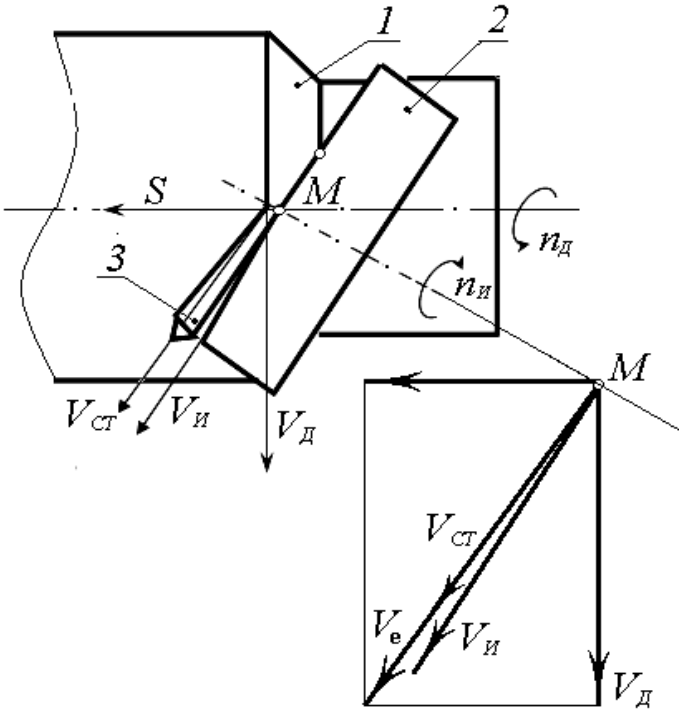
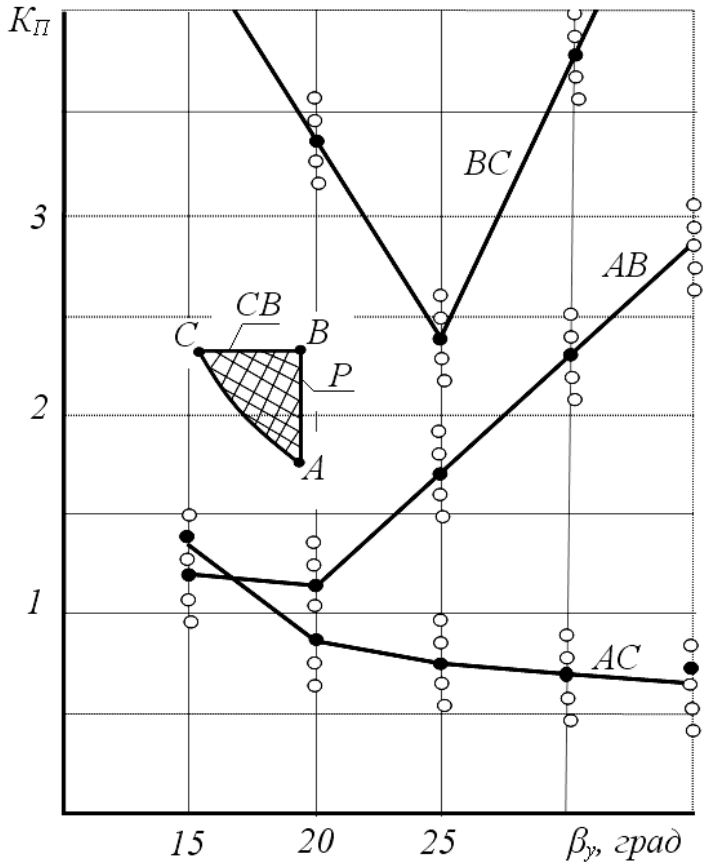


Рисунок 5.8. Схема определения направления схода стружки при РО

И чем больше β_y, тем сильнее стружка теряет форму треугольника. При углах установки больше $\beta_y > 50^o$ форма треугольника резко меняется и сдвинутый слой металла превращается в суставчатую стружку, а затем в элементную (при обработке стали). При обработке стали 40Х форма стружки также получается треугольная. Но в определенных диапазонах углов (рисунок 5.9) установки и режимах резания, форма стружки получается прямоугольным треугольником. И если учесть вогнутость стороны $\overline{AC}$, то угол $A \approx 45^\circ$, а угол С тоже равняется углу $C = 45^\circ$ (рисунок 5.7).

С помощью схемы, изображенной на рисунке 5.7, можно вычислить угол сдвига β_1. Сторона стружки $\overline{CA}$ скользит по поверхности сдвига и

должна принять углы $\angle C, \angle A$ по скользящей поверхности. Если $\angle A = 45°$, то β_1 тоже должен приближаться к $\beta_1 = 45°$. Это подтверждают наши выше приведенные исследования, относящиеся к углу сдвига β_1 и более рациональному углу установки β_y при ротационной обработке.

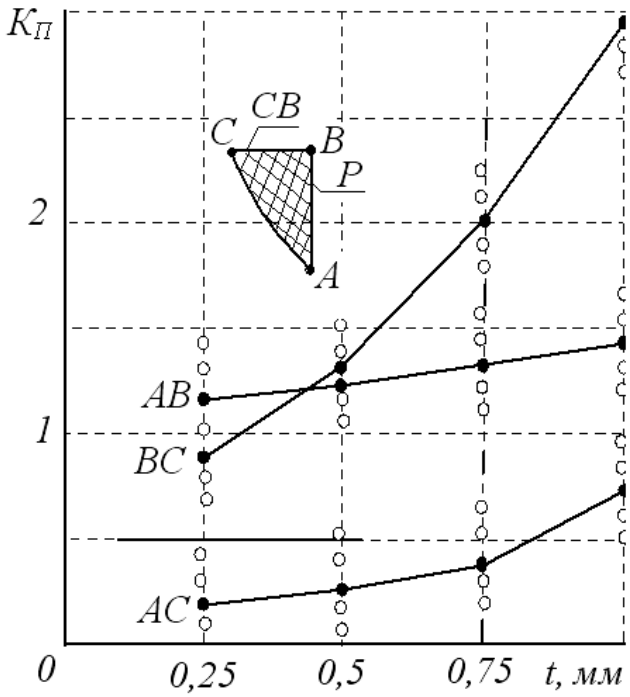


Режимы резания: S=0,26 мм/об; V=3 м/мин; t=1 мм, МРИ – Р6М5; обрабатываемый материал - сталь 40Х.

Рисунок 5.9. Влияние угла установки β_y на коэффициент поперечного уширения стружки $К_п$

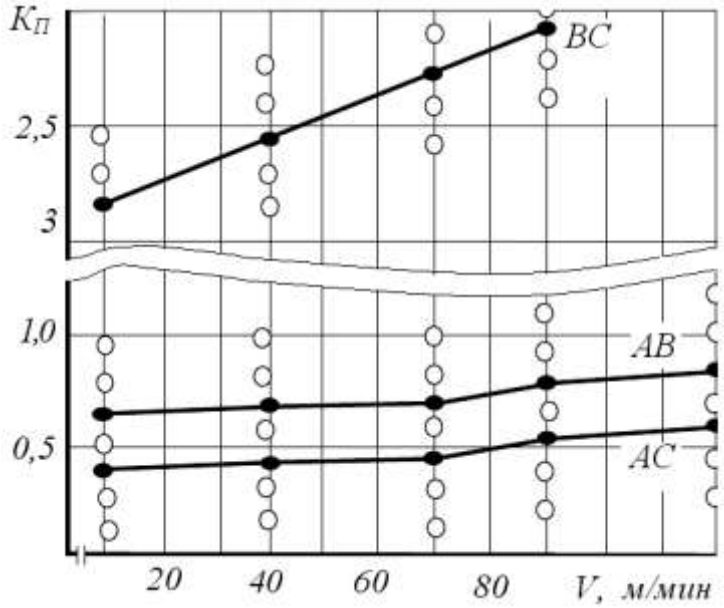
При увеличении глубины резания t толщина срезаемого слоя возрастает. Следовательно, ожидается уширение стружки в поперечном сечении (рисунок 5.10). Чем больше глубина резания, тем более затруднительно происходит сдвиг слоя, так как резко возрастают стороны треугольника $\overline{AC}$ и $\overline{BC}$ и получается треугольник с тупым углом.

Скорость резания V почти не влияет на коэффициент усадки $К_l$ и даже на изменение формы и размеров в поперечном сечении стружки (рисунок 5.11).



Режимы резания: S = 0,52 мм/об; β_y=30°; V=3 м/мин МРИ – Р6М5;
обрабатываемый материал - сталь 40Х.

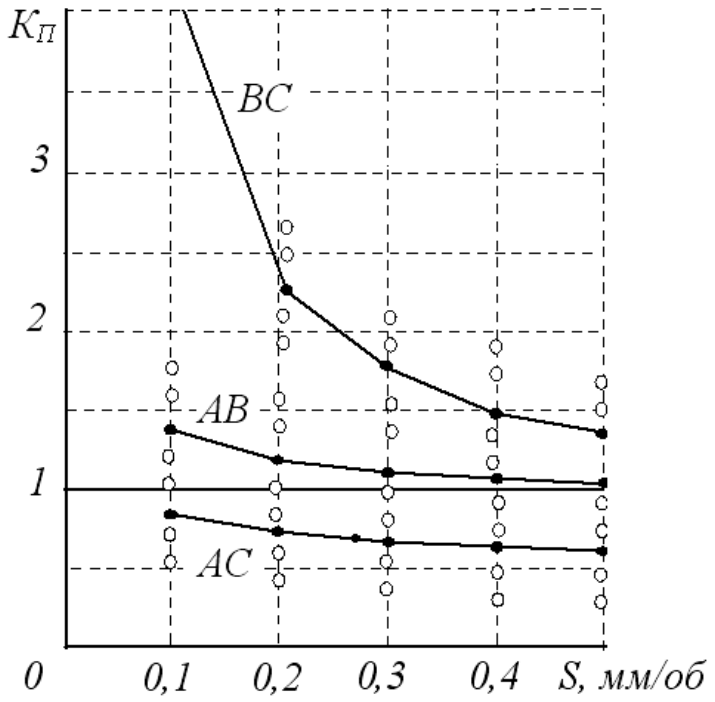
Рисунок 5.10. Влияние глубины резания t на коэффициент поперечного уширения стружки $К_П$



Режимы резания: S=0,11 мм/об; t=1 мм; угол установки β_y=20º; МРИ – Р6М5;
обрабатываемый материал - сталь 40Х

Рисунок 5.11. Влияние скорости резания V на коэффициент поперечного уширения стружки $К_П$

При любых значениях скорости резания форма стружек одинакова, а с увеличением скорости стороны ΔABC монотонно возрастают (рисунок 5.11). С возрастанием скорости резания в 6 раз, увеличение коэффициента произошло лишь в 2 раза. Исходя из этого, можно предполагать, что скорость резания не оказывает заметного влияния на процесс стружкообразования. При увеличении S поперечные сечения полученной стружки ΔABC возрастают (рисунок 5.12).



Режимы резания: V=3 м/мин; t=1мм; β_y=30º; МРИ – Р6М5;
обрабатываемый материал - сталь 40Х

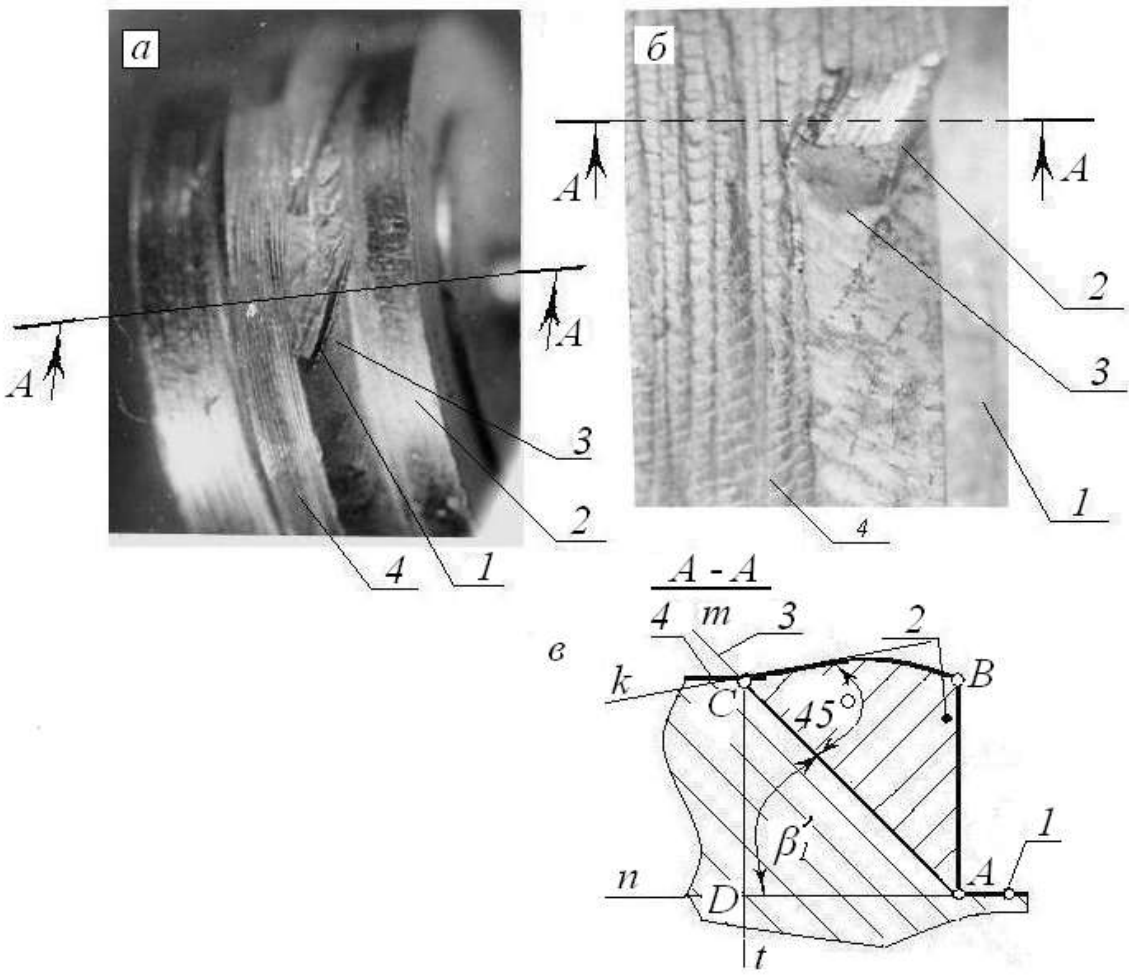
Рисунок 5.12. Влияние подачи S на коэффициент поперечного уширения стружки $К_П$

§ 5.3 Особенности обработанной поверхности и поверхности сдвига при увеличении числа режущих лезвий

Прежде всего, надо выяснить еще один нюанс, относящийся к особенностям РИ. Так как обрабатываемая деталь имеет цилиндрическую форму и точка «М» находится по линии центров станка, то вторая часть активной дуги $\overset{\sim}{MK}$ располагается ниже центра (рисунок 4.23). Из этого следует, что стружку сдвигает верхняя половина активной дуги $\overset{\sim}{MK}$. Нижняя часть отводит стружку срезанной дугой $\overset{\sim}{MK}$.

Мгновенным прекращением процесса ротационного резания можно фиксировать процесс стружкообразования, иллюстрированного на рисунке

5.13.



а) конструкционная сталь 40Х; б) алюминий АЛ68; в) схема измерения угла сдвига.
1 - обработанная поверхность, 2 - срезаемый слой; 3 - плоскость сдвига; 4 – необработанная поверхность заготовки

Рисунок 5.13. Характер плоскости сдвига при ротационной обработке

Измерив угол $\angle ACB$ стружки, определяли расчетное значение угла сдвига β_1', что очень точно подтверждается экспериментально (рисунок 4.8). Сломав сдвигаемый слой 2 (рисунок 5.13,*б*) до начала линии скалывания, произведено измерение значений угла сдвига β_1' по схеме рисунка 5.13,*в*.

Угол сдвига β_1', изображенный в разрезе А-А (рисунок 5.13,в), проведенном в плоскости параллельно линии центров станка и вдоль обрабатываемой детали, является проекцией угла сдвига β_1 в истинном сечении. Измерение угла сдвига β_1' осуществляется между линией $\overline{nA}$,

проходящей по обработанной поверхности 1 (рисунок 5.13, в) и линией $\overline{mA}$, которая, совпадая с плоскостью сдвига, пересекает касательную k к выпуклой кривой в точке С, а также линию $\overline{nA}$ в точке А.

На рисунке 5.13, *а* видно, как срезаемый слой 2, деформируясь, превращается в стружку ΔABC (сечение *А-А*). Передняя поверхность РРИ, соприкасаясь со стороной $\overline{AB}$ срезаемого слоя 2, легко деформируя, уводит его из зоны резания в виде стружки (рисунок 5.13). Образовавшаяся стружка, имея треугольную форму, принимает значение угла $\angle ACB \approx 45^{\circ}$, со стороной, которая получилась при скольжении по $\overline{CA}$ поверхности сдвига 3. Если провести линию $\overline{Ct}$ перпендикулярно к линии $\overline{nA}$, тогда получим четырехугольную форму ABCD, которая состоит из двух треугольников ΔACB и ΔACD. Известно, что внутренние накрест лежащие углы $\angle$ACB и $\angle$CAD диагонали $\overline{AC}$ равны. Значит, при значениях угла $\angle$ACB ≈ 45º угол $\angle$CAD должен иметь значение 45º. Из схемы видно, что угол $\angle$CAD и исследуемый параметр угла сдвига β_1' одно и то же.

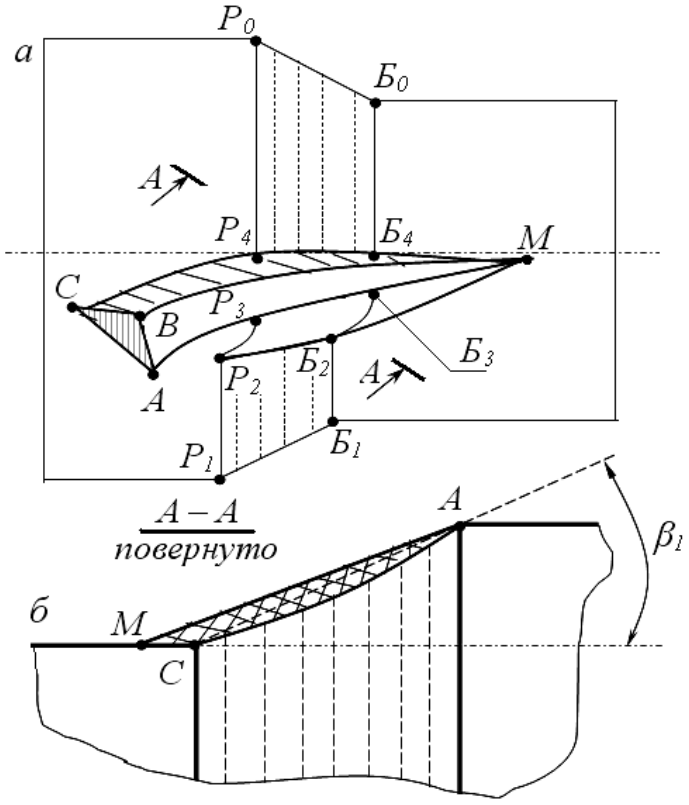


Рисунок 5.14. Схема образования корня стружки при обработке - латунь Л70

Рассмотрим (рисунок 5.14) механизм превращения срезаемого слоя в стружку:

— необработанная поверхность трапеции $Р_0 Б_0 Р_4 Б_4$

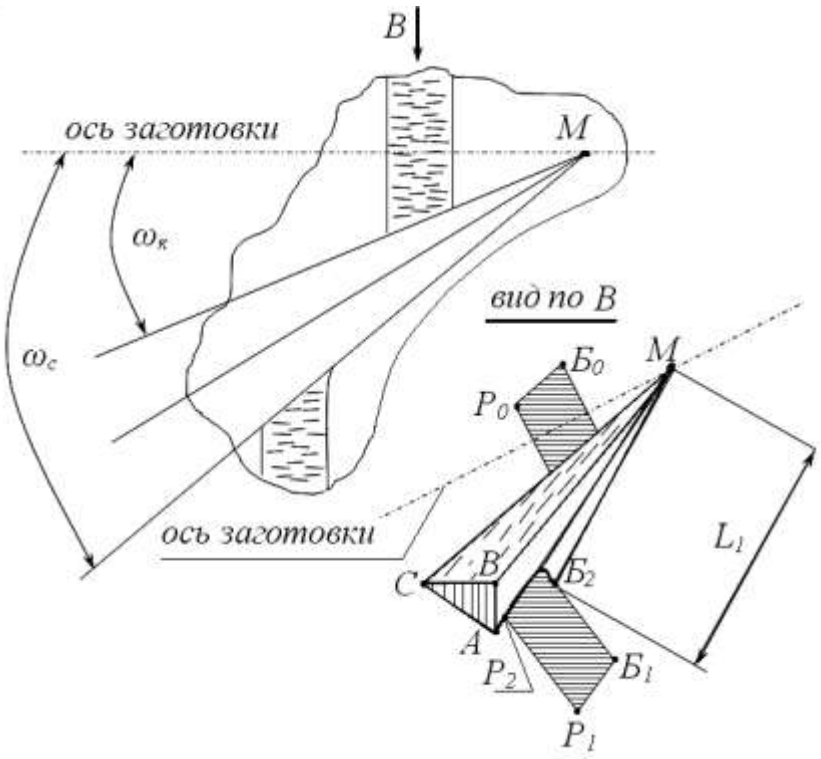
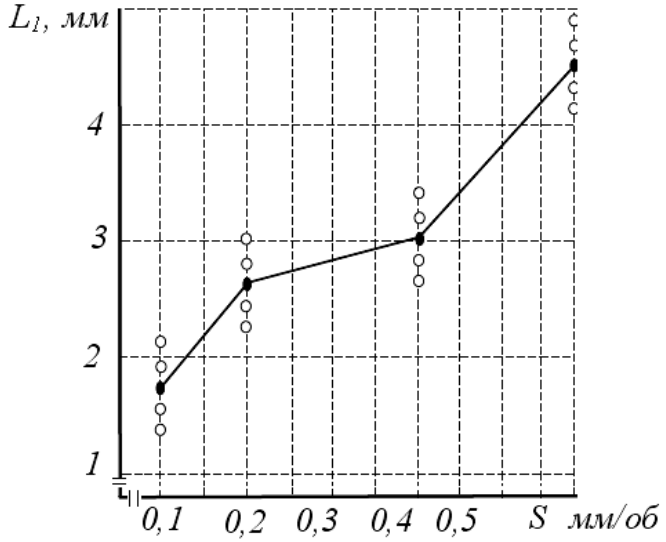


Рисунок 5.15. Схема образования корня стружки при обработке стали 40Х



Режимы резания: $\beta_у$= 20°; V= 3 м/ мин; t=1 мм; обрабатываемый материал- сталь 40Х; $Ø_д$=34,5мм; инструмент–Р6М5; $Ø_и$=60 мм

Рисунок 5.16. Влияние подачи S на длину контакта инструмента с заготовкой

— образование обрабатываемой поверхности $Р_3Б_3Р_2Б_2М$

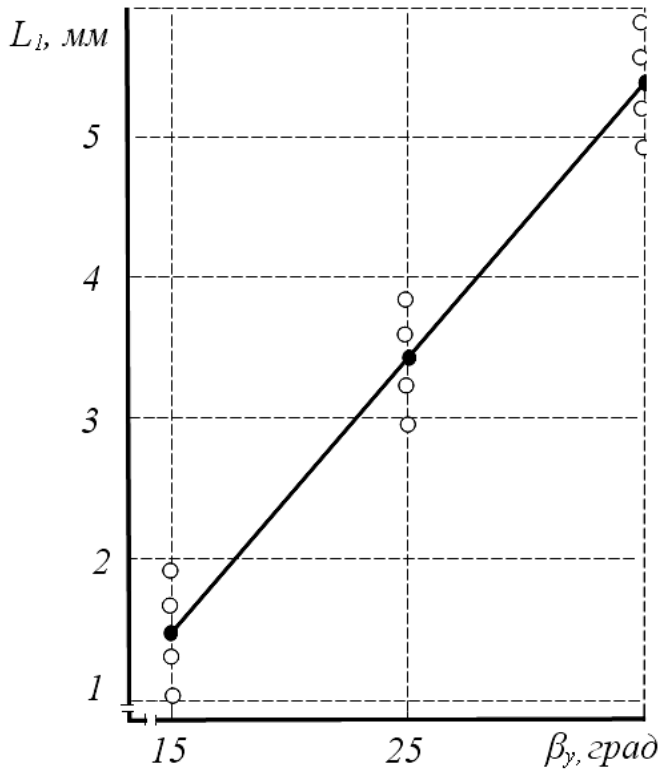
— обработанная поверхность $Р_2Б_2Р_1Б_1$

— корень стружки ΔАСМ.

На рисунке 5.14,б изображена поверхность сдвига в разрезе. Сегмент АМ - сдвигающийся припуск, образовывает поверхность $\overline{CA}$ - поверхность сдвига и $\angle C$ - угол сдвига.

На рисунке 5.15 изображен корень стружки стали 40Х. Расстояние $\overline{Б_2М}$ длина контакта инструмента с заготовкой - L_1.

Проведенные исследования по изучению влияния угла установки β_y и подачи S на длину контакта режущего инструмента и обрабатываемой детали показаны на рисунках 5.16,5.17. С увеличением подачи S длина L_1 монотонно возрастает (рисунок 5.16), но интенсивность роста не так уж велика. Угол установки по-своему влияет на длину контакта - почти пропорционально возрастает длина контакта L_1.



Режимы резания: S=0,26 мм/об; V=3 м/мин; t=1 мм; обрабатываемый материал - сталь 40Х, $Ø_д$=34,5мм; инструмент–Р6М5; $Ø_и$=60 мм

Рисунок 5.17. Влияния угла установки на длину контакта инструмента с заготовкой

При увеличении режущих лезвий указанные факторы правдоподобны. Но все зависит от расположения МРИ относительно оси заготовки. В зависимости от расположения будет распределяться срезаемый слой металла на имеющихся лезвиях.

§ 5.4 Взаимосвязь между передним углом γ и углом сдвига β_1

Из анализа литературных источников: доказательства природы образования зоны деформации при резании весьма противоречивы [81,98]. Это привело к возникновению двух направлений в подходе к данному вопросу. Такие исследователи, как Тимме, Пиаспенен, Мерчант, Кобаяши и Томсен предлагают модель с одной плоскостью сдвига. Другие, Пальмер и Оксли, Окушими и Хитоми основывают свои аналитические исследования на модели с развитой зоной деформации. Из этих исследований к нашей схеме резания более подходит первое, т.е. теории Тиме и Мерчанта. Так как, во - первых, не существует развитой зоны деформации и плоскость сдвига можно наблюдать визуально (рисунок 5.13). Во - вторых, при расчете β_1 с развитой зоной деформации они допускают, что сила сконцентрирована в одной точке. По предлагаемой схеме резания сила действует по всей активной части дуги режущего лезвия.

Ряд исследователей считают, что угол сдвига β_1 имеет большое значение для процесса резания, ибо его величиной определяется усадка стружки, т.е. деформация снимаемого слоя со всеми вытекающими последствиями [4].

По результатам экспериментов выяснилось, что наиболее заметное влияние на угол сдвига β_1 оказывает угол установки β_y. Это обстоятельство объясняется тем, что при увеличении β_y передний кинематический угол уменьшается.

Выполненные эксперименты по определению угла сдвига β_1, коэффициентов усадки стружки K_l и уширения $R_П$,, аналитического переднего угла $\gamma_к$ дают методическую возможность по уточнению взаимосвязи переднего угла γ и угла сдвига β_1 (таблица 5.1).

Проведены расчеты угла сдвига β_1 по теориям Тиме [4] и Мерчанта [81]

$$tg\beta_1 = \frac{\cos\gamma}{K_l - \sin\gamma} \qquad (5.5)$$

где K_l – коэффициент усадки стружки

$$tg\beta_q = \frac{r \cdot \cos\gamma}{l - r\sin\gamma} \qquad (5.6)$$

где
β_q эквивалентно β_1; r - коэффициент уширения стружки; l – эффект укорочения передней поверхности режущего лезвия.

Таблица 5.1

Значения угла сдвига β_1 при S= 0,1 мм/об; t = 1мм; V = 3 м/мин; γ= 0°

П/п	Угол установки β_y, град	Кинематический передний угол γ_k, град	Измеренный угол сдвига β_1, град	Расчетный угол сдвига по теории Тиме, β_1, град	Погрешность Δ, град	Расчетный угол сдвига по теории Мерчанта, β_1, град	Погрешность Δ, град
1	10	1°10′	70°	50°10′	+19°50′	56°10′	+13°50′
2	15	2°20′	60°	45°40′	+14°20′	52°10′	+7°50′
3	20	4°10′	45°	44°50′	+0°10′	41°10′	+3°50′
4	25	5°50′	36°	44°	-8°	40°	-4°
5	30	8°10′	30°10′	43°20′	-13°10′	35°21′	-5°10′
6.	35	13°10′	21°	41°	-20°	34°	-7°
7.	40	15°40′	17°	40°	-23°	32°10′	-15°

Если сопоставить расчетные и экспериментальные данные угла сдвига β_1, то можно заметить, что в диапазонах угла установки β_y = 20÷25° уравнения 1, 2 приблизительно правомочны. Так как в этом диапазоне разница значений расчетного и экспериментального угла сдвига составляет +3°50′; -4°; +0°10′. Со значением угла установки β_y<25° погрешность расчетного и экспериментального угла сдвига возрастает до +13°50′; -15°.

Для аналитических исследований угла сдвига и уточнений экспериментальных данных в нашем случае правомочной оказалась формула по теории Мерчанта, так как расхождения в значениях экспериментальных данных и расчетных составляют +13°50′; -15°, а по теории Тиме +19°50′; -23°.

Результаты проведенных исследований показали, что в условиях рационального построения схемы резания при ротационной обработке механизм деформации иной, нежели при традиционных способах обработки. Изменяется направление плоскости сдвига (угол β_1) относительно передней поверхности инструмента. Это изменение позволяет практически минимизировать непосредственный и непрерывный контакт поверхностей инструмента с материалом, находящимся на этой плоскости. Обновляя режущую кромку РРИ со скоростью, равной скорости схода стружки, скорости детали $V_д$, стружки $V_{стр}$, инструмента $V_и$ имеют не большие расхождения в направлениях и значениях (рисунок 5.8), в то время как при традиционных схемах они практически направлены противоположно.

§ 5.5 Проблемы управления образующейся стружкой в процессах ротационной обработки

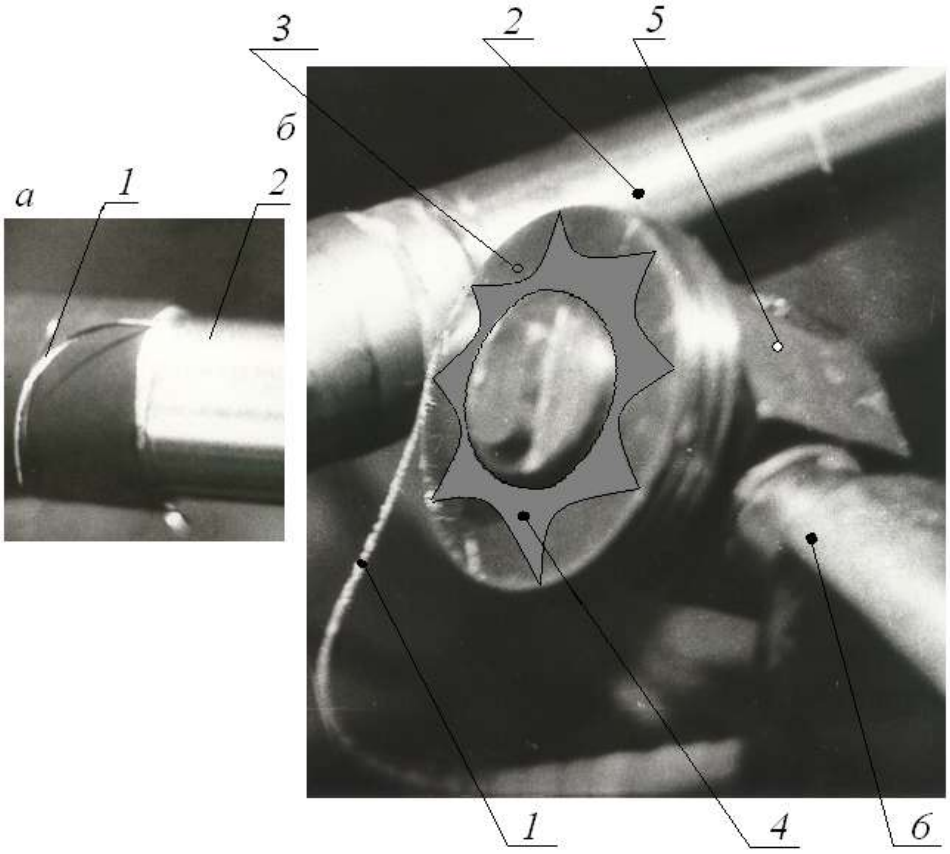
При установке РИ в диапазоне $\beta_у=0°\div50°$ направление схода стружки лежит в одной плоскости и в одном направлении. Вместе с передней поверхностью стружка перемещается до вертикальной оси инструмента и под собственным весом падает вниз (рисунок 5.8).

Необходимым условием практической реализации процесса РР, отличающегося высокими скоростями обработки, является успешное решение дробления стружки. Существующие методы стружкодробления, применяемые при РО [41, 46, 60], могут быть использованы и при МРО. К примеру: нанесение канавки и рисок на обрабатываемой поверхности или передней поверхности резца. Вместе с тем, специфическая особенность РО, заключающаяся в перемещении лезвия относительно зоны резания, позволяет разработать новые, более эффективные методы стружкодробления. В основу этих методов заложено использование вращения режущей части инструмента, и в связи с этим для их осуществления не требуется дополнительный источник энергии.

Опираясь на известный метод Коновалова: нанесение на передней поверхности режущей части инструмента рисок, канавок, насечек можно предложить следующее:

Так как отделившаяся стружка (рисунок 5.18,а) направляется еще с передней поверхностью до вертикальной оси инструмента, зачем же не спустить его сразу же после отделения. Если же нанести на передней поверхности инструмента риски, надломленная стружка все равно по

своей инерции доходит до вертикальной оси инструмента. При закреплении инструмента на валу, в переднюю поверхность необходимо установить специальную шайбу, имеющую наружный диаметр в форме звездочки (рисунок 5.18,б). Тогда отделившаяся стружка попадает в канавки шайбы и в ее сопровождении направляется вниз. Число зубьев и скорость вращения резца определяют длину отдельных частей стружки.



1 стружка; 2 обрабатываемый вал; 3 многолезвийный ротационный инструмент; 4 шайба для дробления стружки; 5 корпус оснастки; державка ротационного инструмента.

Рисунок 5.18 Стружка, образующаяся при ротационной обработке (а) и схема ее дробления (б)

Так как во время срезания стружки передняя поверхность не участвует, то можно изготовить наружный диаметр звездочки и РИ одинаковыми. В этом случае отделившая стружка сразу же надламывается благодаря имеющимся зубьям шайбы. Использовав вспомогательную шайбу для дробления стружки, мы никак не повлияем ни на чистоту обрабатываемой поверхности, ни на инструмент и не используем дополнительных источников энергии.

Глава 6

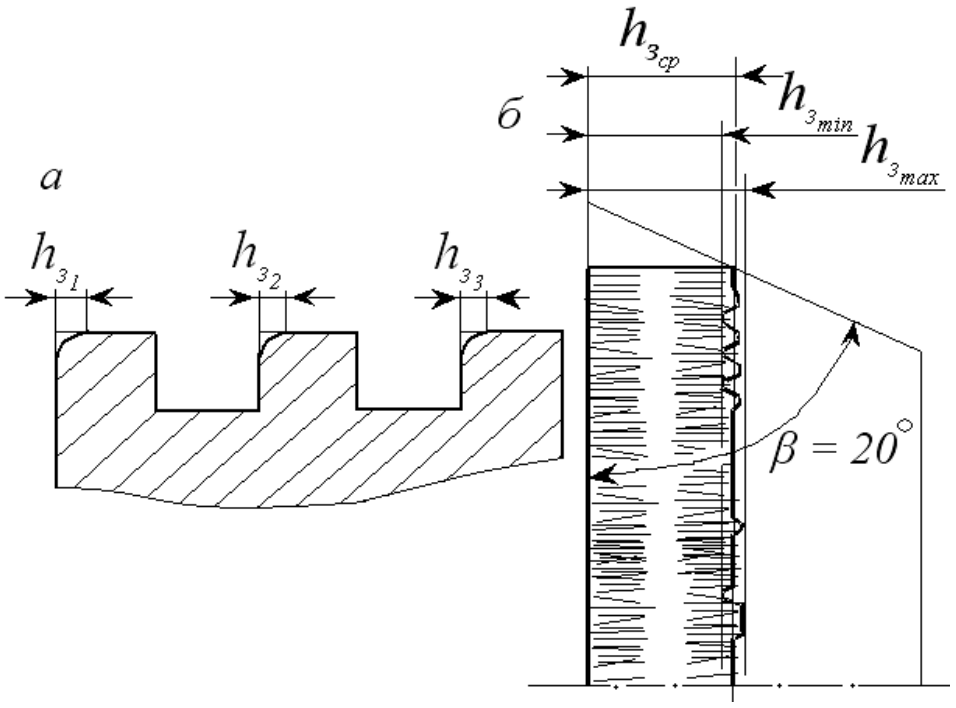
ВОПРОСЫ СТОЙКОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА И КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ ПРИ МНОГОЛЕЗВИЙНОЙ РОТАЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ

§ 6.1 Стойкость при черновой и чистовой обработке быстрорежущим инструментом

Период стойкости самовращающихся режущих кромок значительно повышается, особенно при сравнении их со стандартными резцами. Причем разница заключается не только в интенсивности износа во времени, но и в форме образующихся площадок и их расположении [14, 99]. Так, при традиционном резании более интенсивный износ наблюдается по задней поверхности. Поэтому критерий износа до следующей переточки, как правило, назначается по величине фаски износа на задней поверхности. При ротационном резании это обстоятельство так же наблюдается, но не всегда может служить критерием затупления инструмента. И перед нами стоит задача определить критерий износа для конкретного инструмента в условиях определенного вида обработки. Для решения сформулированной задачи и определения особенностей изнашивания ротационного инструмента были проведены экспериментальные исследования. Эксперименты проводились без применения смазочно-охлаждающих технологических сред, так как существенного нагрева РИ и обрабатываемых образцов в процессе резания не происходит.

Износ режущей чашки ротационного многолезвийного резца (рис. 6.1,а) происходит по обеим поверхностям равномерно, если $\alpha_c = 0°$. Образуется кольцевая фаска износа, ширина которой для первого лезвия $h_з = 0{,}3$ мм, второго $h_з = 0{,}2$ мм, на 3 и 4 лезвиях соответственно износ еще меньше. После достижения $r_н > 0{,}2$ мм силы резания возрастают. По достижении радиуса закругления последнего лезвия $r_н > 0{,}2$ мм (при этом на первом лезвии $h_з > 0{,}4$ мм) шероховатость обработанной поверхности увеличивается; что можно, на наш взгляд, определить как критерий необходимости переточки инструмента. Длительность работы инструмента до этого состояния, в зависимости от режимов резания и угла установки, больше в сравнении с обычным резанием в 10 и более раз. Так,

при режимах V= 120 м/мин; S= 0,2 мм/об необходимо резать более 50 часов.

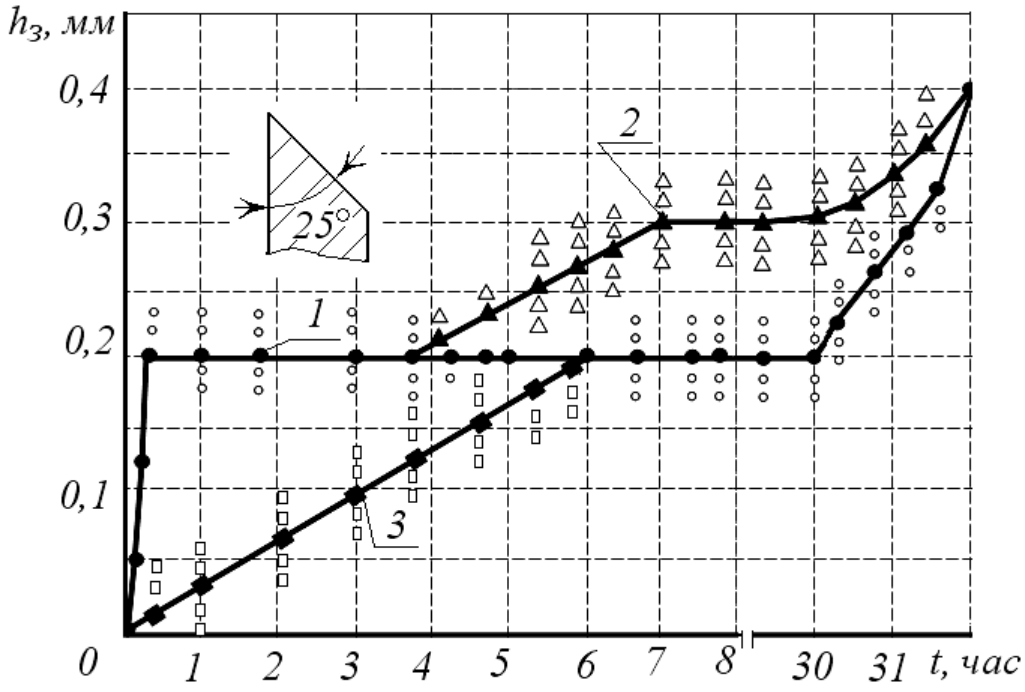


а) при МРО; б) при однолезвийной РО

Рисунок 6.1. Износ режущей кромки ротационного резца при обработке стали 45

Высокая стойкость ротационного инструмента требует значительно больший объем времени для определения интенсивности износа. В связи с этим, задняя поверхность инструмента затачивалась, как это показано на рисунке 6.1,б. Интенсивность износа РИ показана α_c= 65° (рисунок 6.2). При этом начальный (приработочный) период составляет 3÷30 мин в зависимости от режимов резания. По задней поверхности образуется фаска износа ($h_з$=0,2 мм) в виде равномерной ленточки вдоль всего режущего лезвия (рисунок 6.1,б). Постепенно ширина этой ленточки возрастает $h_{зmin} \rightarrow h_{зmax}$, достигая $h_{зmax}$=0,3 мм, при $h_з = h_{зmin}$=0,2 мм износ стабилизируется. После резания более 30 часов ($h_{зmax}$) износ резко возрастает. Процесс резания затрудняется вследствие увеличения силы резания.

Анализ экспериментальных зависимостей (рисунок 6.2) позволяет рекомендовать в качестве критериев затупления быстрорежущего инструмента фаску износа по задней поверхности, равную 0,35-0,4 мм, и время работы (для V=50 м/мин; S=0,1 мм; β_y=22°; β=20°) 30 часов.



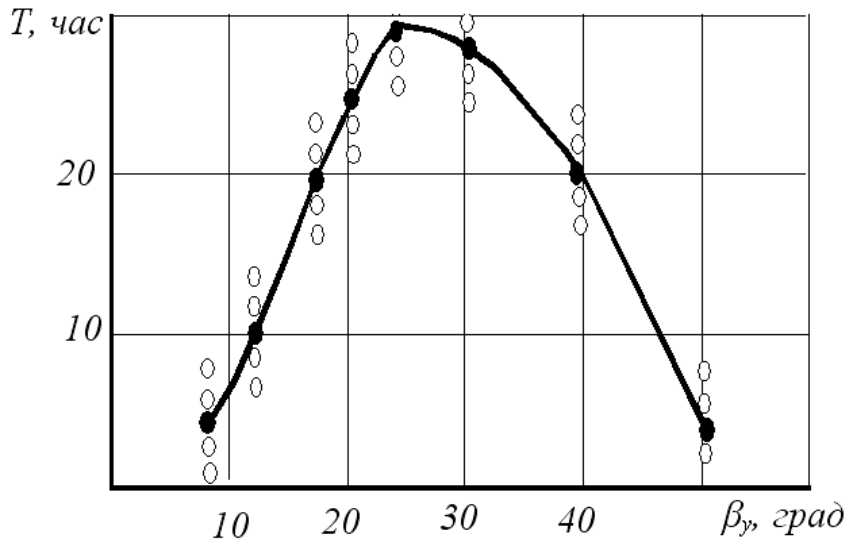
Режимы резания: V=50 м/мин; S=0,1 мм/об; β_y=22°; t=1мм; обрабатываемый материал сталь 45; инструментальный материал Р6М5; β_c=25°, α_c=65°; 1-h_{3c}; 2- h_{3max}; 3- h_{3min}.

Рисунок 6.2. Интенсивность износа РИ из быстрорежущей стали Р6М5

Большой интерес представляет изучение влияния угла установки β_y на стойкость инструмента (рисунок 6.3). При этом на передней поверхности лунки износа нет. Риски абразивного износа на этой поверхности появляются только при увеличении угла установки (β_y<40°) более 40° градусов и уменьшении менее 10° градусов (β< 10°). В диапазоне 10°÷40° градусов на передней поверхности образуется кольцевая фаска более светлых оттенков, что указывает на зачистку от плёнок и загрязнений. Наибольшая стойкость инструмента наблюдается (рисунок 6.3) в диапазоне 15÷25°. Это объясняется с помощью рисунков 4.10÷4.12 и 4.14÷4.17. В диапазонах β_y = 15÷25° скрещиваются кривые изображающие силу и температуру резания, отражая более приемлемые значения угла установки.

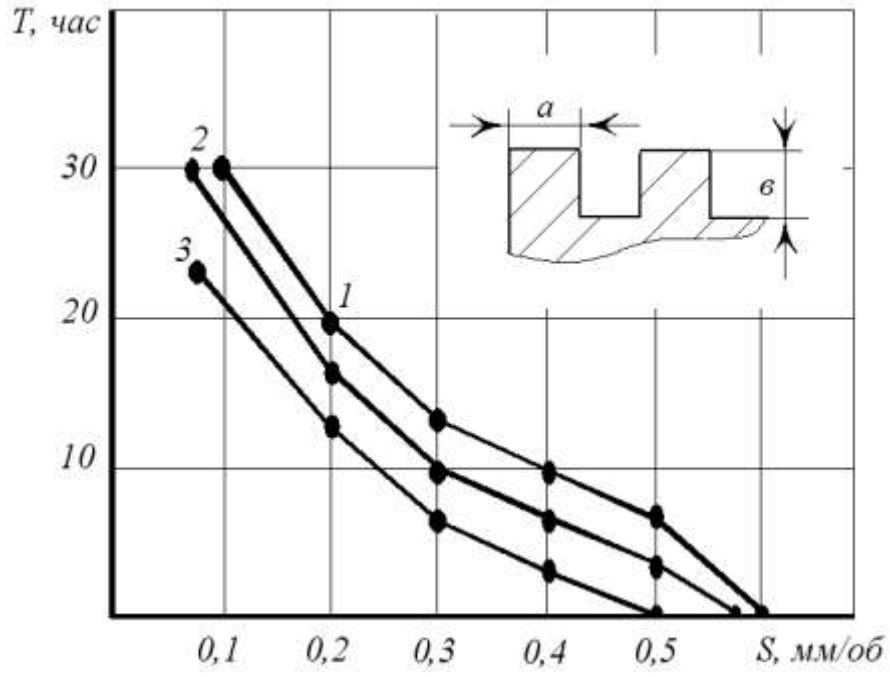
При β_y=0÷15° - температура резания наименьшая, но усилие резания намного выше, при β_y>25° - наблюдается противоположное. И соответственно, в этих пределах более низкая стойкость инструмента, чем при β_y = 15÷25°.

Из полученных зависимостей видно (рисунок 6.4), что наибольшее влияние на стойкость инструмента оказывает подача S, а наименьшее - скорость главного движения V.



Режимы резания: S=0,1мм/об;t=1мм; V= 50м/мин

Рисунок 6.3. Влияние угла установки на стойкость РИ из Р6М5 при обработке стали 45

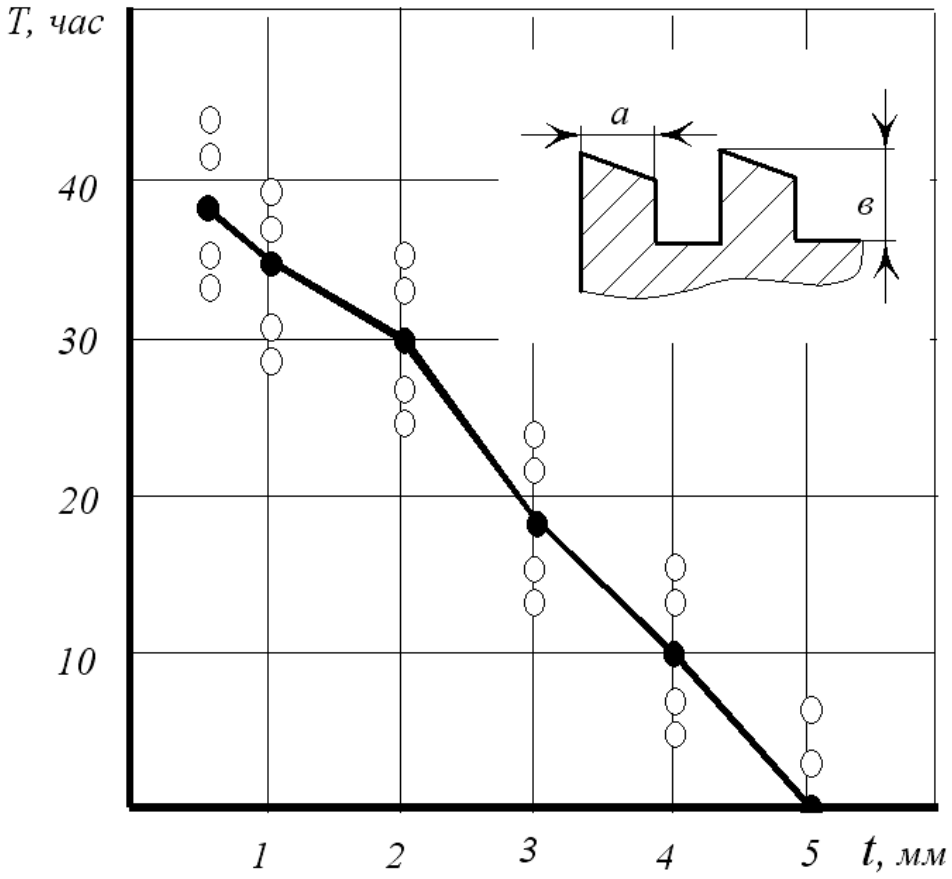


Режимы резания: β_y=22°; t=1мм. 1.V=50м/мин; 2.V=100м/мин; 3.V=140м/мин, (3L;1ML).
Геометрия режущего лезвия: a×b=1,5×1,5, мм

Рисунок 6.4. Влияние подачи S на стойкость РИ из Р6М5 при обработке стали 45

В общем случае с увеличением подачи S и скорости резания V стойкость инструмента T уменьшается. Увеличение глубины резания так же приводит к снижению стойкости инструмента (рисунок 6.5).

Наибольшую допустимую подачу S и глубину резания t нужно выбирать не только исходя из режимов резания, но и в зависимости от геометрических параметров режущего лезвия, характеризующих его прочностные свойства. Так, при ширине a=1,5 мм и высоте b=1,5 мм лезвия РИ допустимое S=0,5 мм/об и t=4,0 мм (рисунок 6.4,6.5).



Режимы резания: S=0,1мм/об; β_y=22°; V=50м/мин
Геометрия режущего лезвия: a×b=1,5×1,5, мм

Рисунок 6.5. Влияние глубины резания на стойкость ротационного инструмента из быстрорежущей стали Р6М5 при обработке стали 45

§ 6.2 Стойкость твердосплавного инструмента

Затупление твердосплавного РИ имеет ряд особенностей. В отличие от быстрорежущей стали по передней поверхности (рисунок 6.6,а) более заметен износ. Однако затупление инструмента в целом определяет также задняя поверхность (рисунок 6.6,б).

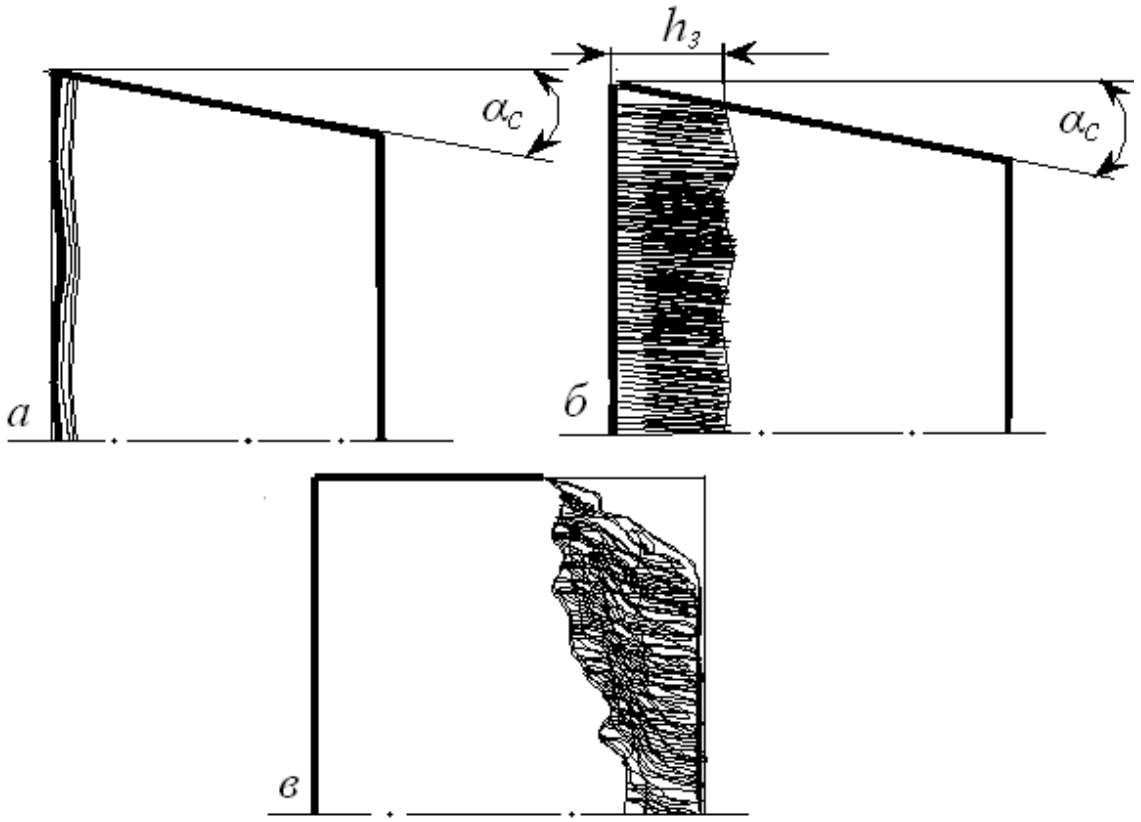


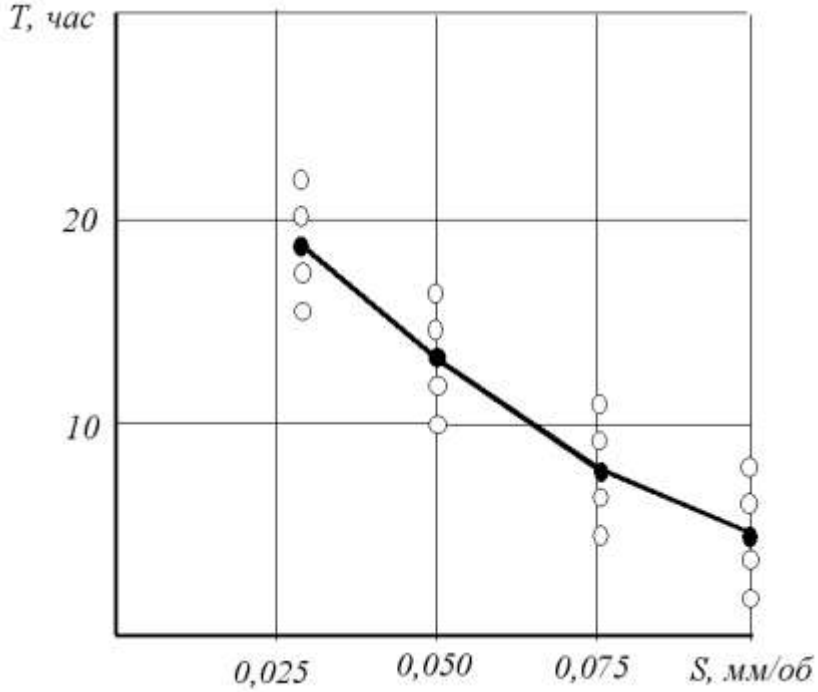
Рисунок 6.6. Износ рационного резца из твердого сплава ВК9 при обработке сплава "СС"

Рассмотрим последовательно развитие износа твердосплавных РИ из ВК8 при точении специального сплава.

В первые несколько минут работы на задней поверхности появляется фаска износа ($h_з$=0,1мм). Постепенно ширина этой ленточки возрастает, достигая $h_з$=0,2 мм, затем стабилизируется. Дальнейшего развития нормального износа вследствие механического истирания при точении практически не наблюдается (рисунок 6.7).

После определенной работы Т=20 мин (рисунок 6.8) начинается микровыкрашивание лезвия по передней поверхности. Износ (рисунок 6.6,а) охватывает всю режущую кромку и происходит повсеместное

крошение режущего лезвия по передней поверхности. При α_c=0°осыпание режущего лезвия происходит по задней поверхности резца (рисунок 6.6,в). Причиной этому служит отрицательная задняя поверхность в кинематике α_c.



Режимы резания: V=250м/мин; β_y=20°; t=1мм; α=5°

Рисунок 6.7.Влияние подачи S на стойкость при обработке специального сплава "СС"

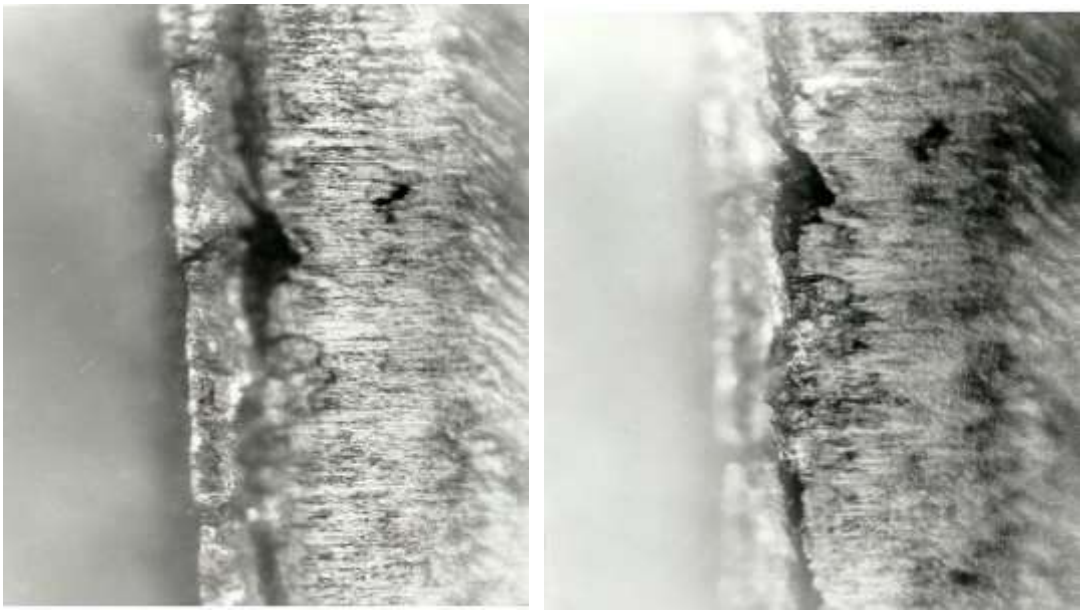


Рисунок 6.8. Износ ротационного инструмента из ВК8 при обработке специального сплава "СС"

Таким образом, развитие износа твердосплавного РИ при точении показывает, что выход его из строя происходит не вследствие нормального износа, а как результат выкрашивания режущих поверхностей, вследствие усталости.

Благодаря особенностям МРИ, можно в несколько раз повысить стойкость инструмента, в сравнении с однолезвийной РО.

Опираясь на результаты исследований, изображенные на рисунках 6.3,6.4,6.5, нужно распределить равномерно глубину резания t на все имеющиеся лезвия. Для этого необходимо изготовить многолезвийный ротационный инструмент с разными диаметрами лезвия. При этом диаметр первого лезвия меньше на 1÷2 мм, чем второй, соответственно $d_1 < d_2 < d_3$ и т.д. (рисунок 6.9,а).

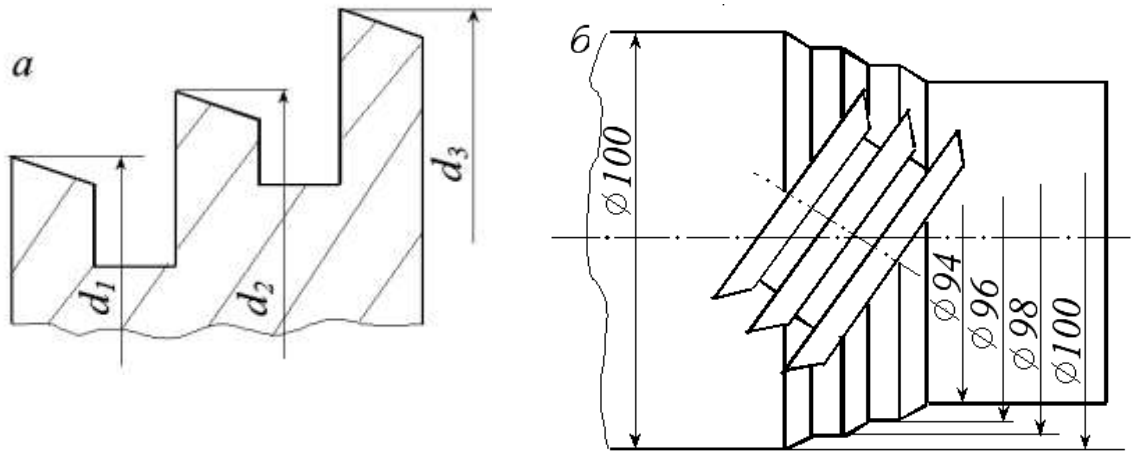


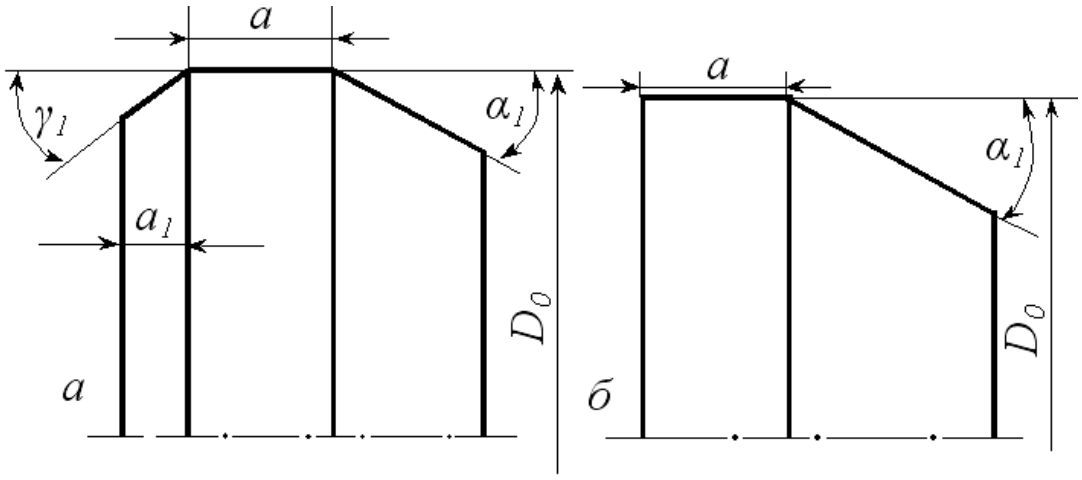
Рисунок 6.9. Схема МРИ для черновой обработки (а) и расположение его относительно оси заготовки (б)

Установив лезвие по центру, можно за один проход при удовлетворительной стойкости снимать слой металла t≈6 мм (рисунок 6.9). При этом возникающие усилия и температура резания будут распределены на все лезвия равномерно.

Рассмотрим вопрос рационального конструирования режущего инструмента. При изучении ротационного резца под микроскопом была определена картина износа его передней и задней поверхностей (рисунок 6.8).

По результатам исследований предложим рациональную конструкцию режущего инструмента для быстрорежущих и твердосплавных РИ. На рисунке 6.10,а изображен твердосплавный РИ, для предотвращения выкрашивания и сколов по передней поверхности

снимаем фаску $a_1 \times \gamma_1$, параллельно оси инструмента на ширине «а» оставляем ленточку, затем остальная часть задней поверхности затачивается по $\alpha_1 > 0$.



а) твердосплавный резец из ВК8; б) быстрорежущая сталь Р6М5

Рисунок 6.10. Режущие части лезвия ротационного инструмента

Ширина фаски не более $a_1 = 0{,}5$ мм и угол $\gamma_1 > 45°$. Ширина пояска, (ленточки) а=0,2 мм. Значение α_1 согласно формуле 4.3.

Заточку режущей части РИ производим в таком же порядке, не затрагивая переднюю поверхность (рисунок 6.10,б).

Вопросы повышения стойкости при финишных операциях имеют свои особенности.

При чистовой и черновой обработке геометрия режущей части лезвий МРИ различна. Для чистовой операции чаще всего требуется обеспечение качества поверхности Ra<1мкм, а оставляемый на эту операцию припуск, как правило, не превышает А<0,5мм. Соответственно, необходимость в различии диаметров лезвий лишь усложнит конструкцию. При этом, надо учесть заточку задних поверхностей инструмента (рисунок 6.11,а).

Допустим, МРИ состоит из трех лезвий. Первое лезвие снимает почти весь припуск. Второе лезвие снимает полученную шероховатость на обработанной поверхности от первого, третье лезвие выглаживает поверхность. В этом случае заднюю поверхность первого лезвия надо затачивать таким образом, чтобы во время резания контакт по его задней поверхности с обработанной поверхностью был минимальным. Это лишь увеличит работу деформации и трения, задняя поверхность второго лезвия затачивается так, чтобы в кинематике $\alpha_k = 0°$, в то же время задняя

поверхность последнего лезвия в кинематике должна быть отрицательной ($\alpha_k > 0°$). Это условие необходимо для обеспечения выглаживания за счет поверхностно-пластического деформирования (ППД) обработанной поверхности.

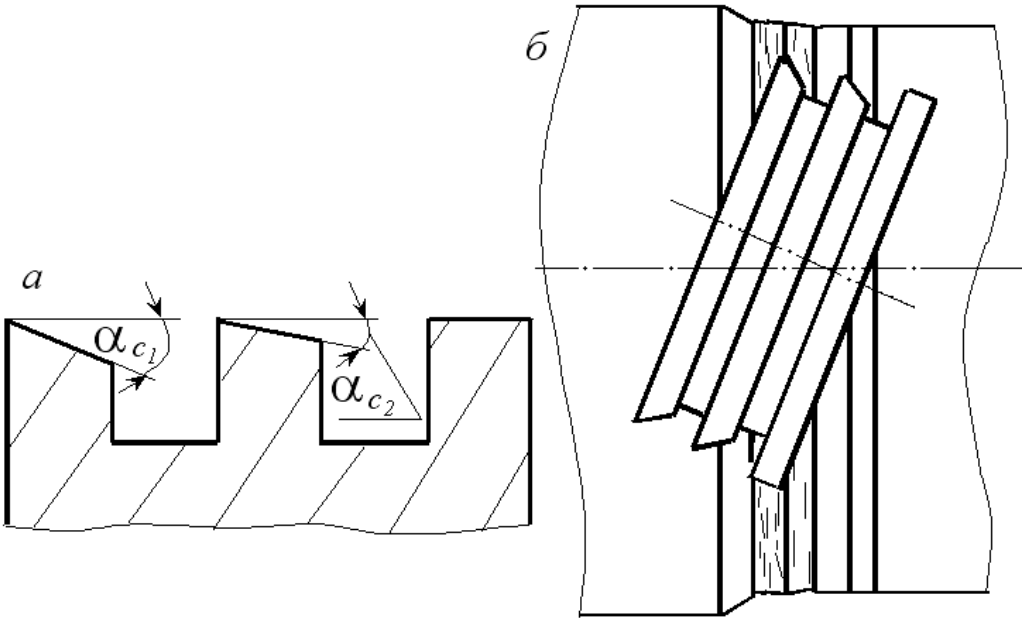


Рисунок 6.11. Схема заточки задней поверхности для МРИ при чистовой обработке (б) конструкция МРИ (а)

Изготовленный по такой схеме резания МРИ, в принципе, будет комбинированным, так как объединяет операции резания и ППД.

Высокая размерная стойкость ротационных инструментов позволяет применять их для обработки изделий, к точности геометрической формы которых предъявляются высокие требования. Особенную практическую ценность такая технология обработки представляет, если габариты детали значительны.

Анализ результатов выявил характер износа инструмента в сравнении с традиционным резцом и полностью подтвердил изложенные в начале главы предположения.

Большое увеличение стойкости РИ по сравнению с традиционными резцами можно объяснить уменьшением:

а) времени резания каждой точкой самовращающейся режущей кромки, то есть времени контакта;

б) средней температуры на контактных поверхностях на 300÷400°С;

в) работы трения скольжения на контактных поверхностях резца и заменой его на трение качения.

При сравнении стойкости РИ и традиционных резцов необходимо учитывать также следующее: круглый РИ имеет лучшую геометрическую форму по сравнению с головкой стандартного резца. При круговой режущей кромке нет теплового концентратора, как на переходной режущей кромке традиционного резца, что также должно способствовать повышению стойкости самовращающихся резцов.

§ 6.3 Качество обработанной поверхности

Процесс многолезвийной ротационной обработки позволяет весьма заметно повысить качество обработанной поверхности. Стойкость инструмента выше в сравнении с традиционными способами лезвийной обработки, что благоприятно сказывается на его размерной стойкости. Это обстоятельство увеличивает точность геометрической формы, особенно при обработке деталей большой протяженности. Низкая температура в зоне резания (ниже на 300-400°С в сравнении с другими способами лезвийной обработки), при высокой стойкости, позволяет в 3÷4 раза увеличить скорость обработки, благодаря чему шероховатость обработанной поверхности существенно понижается при сохранении высокой производительности. Прогрессивный принцип многолезвийности позволяет предусмотреть в конструкции инструмента черновые, чистовые и калибрующие (при необходимости, выглаживающие) режущие кромки, что способствует получению весьма качественной обработанной поверхности за один проход необработанной (черновой) поверхности [100, 101, 102].

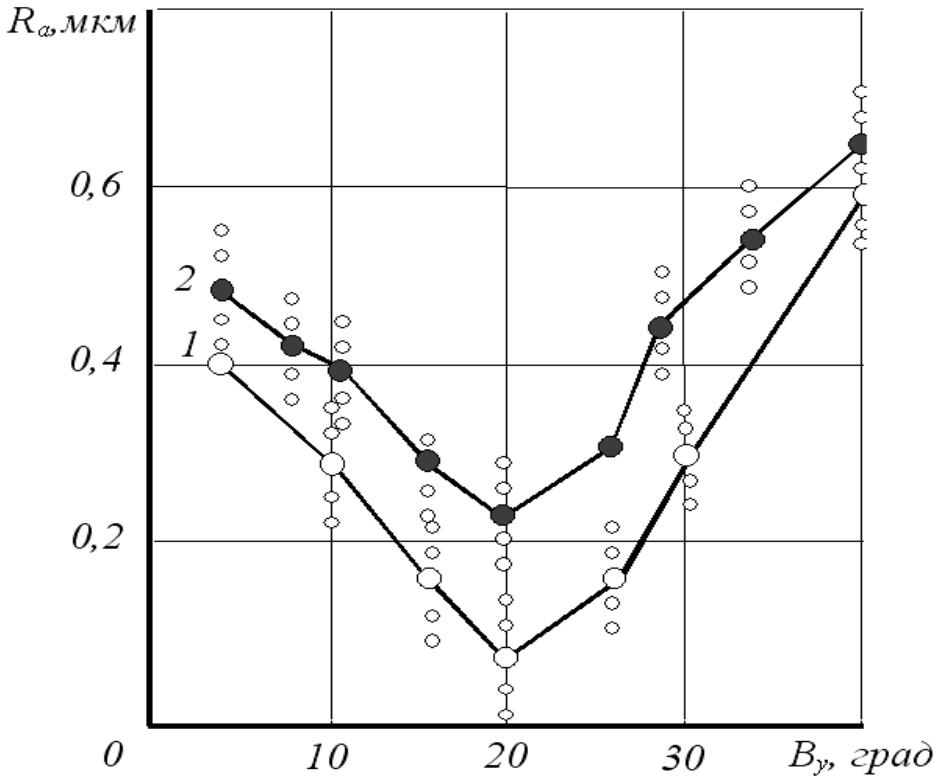
Справедливость изложенного была показана исследованиями, проведенными при обработке конструкционной стали в исходном и термообработанном (до HRC40…42) состоянии и нержавеющей стали 12Х18Н10Т. Резание производилось инструментами из быстрорежущей стали Р9К5 на станке 1К62. Диаметр инструмента 60 мм; количество лезвий 4. В исследованиях определялись показатели качества обработанной поверхности, шероховатость поверхности и степень наклепа.

При обработке термообработанной поверхности многолезвийной ротационной обработкой можно достичь $R_a<0,5$ при скорости обработки V>0,5м/сек, и, соответственно, при V>1м/сек для не термообработанной.

Анализ результатов (рисунок 6.12 и 6.13) показывает, что в целом, по аналогии с однолезвийным резанием, шероховатость обработанной поверхности уменьшается с увеличением скорости и уменьшением подачи:

- но при этом уровень достигнутых показателей R_a значительно превосходит таковые по сравнению с традиционным резанием;

- весьма заметна роль угла установки инструмента β_y в формировании рельефа обработанной поверхности. На рисунке 6.12. приводится зависимость R_a от этого параметра при указанных режимах резания. Наблюдается минимум R_a при значении β_y=20°;

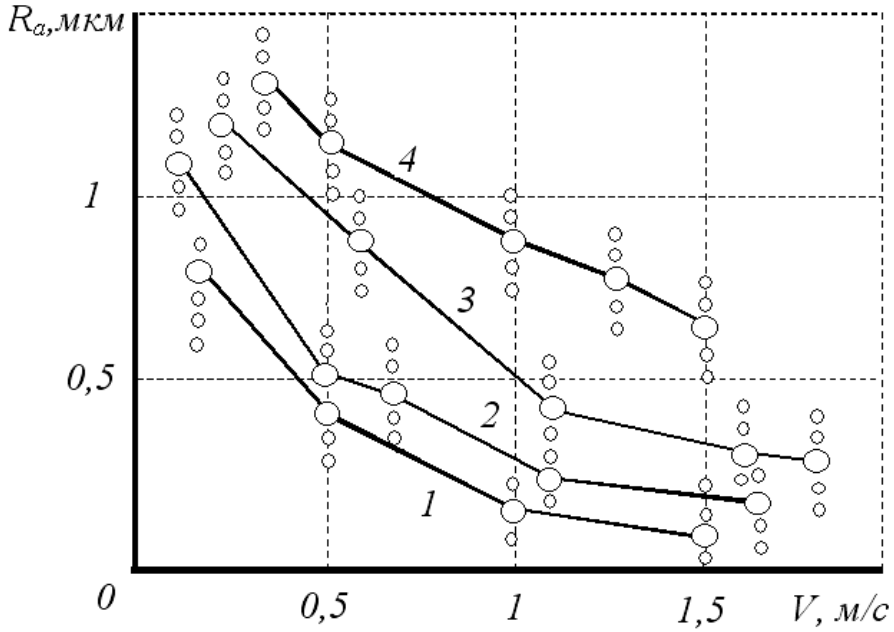


Режимы резания: 1 V = 1,5 м/с; S=0,07 мм/об; t=0,5 мм, обрабатываемый материал сталь 45.
2V = 0,7 м/сек; t=0,5 мм; S=0,11 мм/об

Рисунок 6.12. Влияние угла установки β_y на шероховатость обработанной поверхности

- изменение скорости подачи S влияет на положение минимума по оси абцисс. Интервал изменения имеет координаты 15...30°;

- уменьшению подачи соответствует сдвиг минимума R_a в сторону больших значений β_y. Скорость резания практически не влияет на положение минимума R_a;



Режимы резания: 1,2 S=0,1 мм/об; 3 S=0,4 мм/об; 4 S=0,7 мм/об.

Рисунок 6.13. Влияние скорости резания на шероховатость при различных подачах для стали 45 в исходном (2, 3, 4) и термообработанном (1) HRC 40 - состоянии

Ротационная обработка позволяет улучшить механические свойства поверхностного слоя. Характер изменения свойств обрабатываемого материала в деформационных процессах, сопутствующих механической обработке, зависит от исходных свойств этого материала, режимов деформационного воздействия и схемы деформации.

В механике сплошных сред свойства материала при деформировании принято связывать с тремя основными параметрами: Q° С - температурой при деформации; степень деформации ε; скоростью деформации $\vec{\varepsilon}$ c^{-1} [103].

Считается, что знание этих трех параметров является достаточным для определения механических свойств материала, если известны законы их взаимного влияния.

Получение количественных данных, отображающих зависимость прочностных свойств материала от схемы нагружения и температурно-скоростных условий процесса резания, связано с объективными

трудностями. Объясняется это дополнительным влиянием трения по контактным поверхностям инструмента.

Дифференцированное влияние процессов трения при резании на свойства обработанной поверхности подробно рассматривается в работах акад. Н.Н. Зорева, Н.Д. Кузнецова, Г.И. Грановского, проф. Б.И. Костецкого, А.Г. Гордона и т.д. Что касается влияния деформационной составляющей, хорошо исследованы области ε=0,05…0,25; $\dot{\vec{\varepsilon}}$ =10^{-3}…$10^{-1}$$c^{-1}$; Q=20…200^{0}C и 700…1200^{0}C соответствуют условиям стандартных прочностных испытаний и обработки материалов давлением. В условиях изменения ε=0,2…0,9; $\dot{\vec{\varepsilon}}$ =10…$10^5$$c^{-1}$; Q=20…660^{0}C этот вопрос практически не освещен. Именно эти диапазоны параметров деформации характерны для процесса резания [4]. В метрологическом отношении корректное определение этих параметров непосредственно в процессе резания связано с весьма большими сложностями.

Для решения этой задачи были проведены исследования на модели, имитирующей процессы деформации при резании. Диапазоны изменения температурно-скоростных параметров, отображающих напряженное состояние, подбирались соответственно процессу резания.

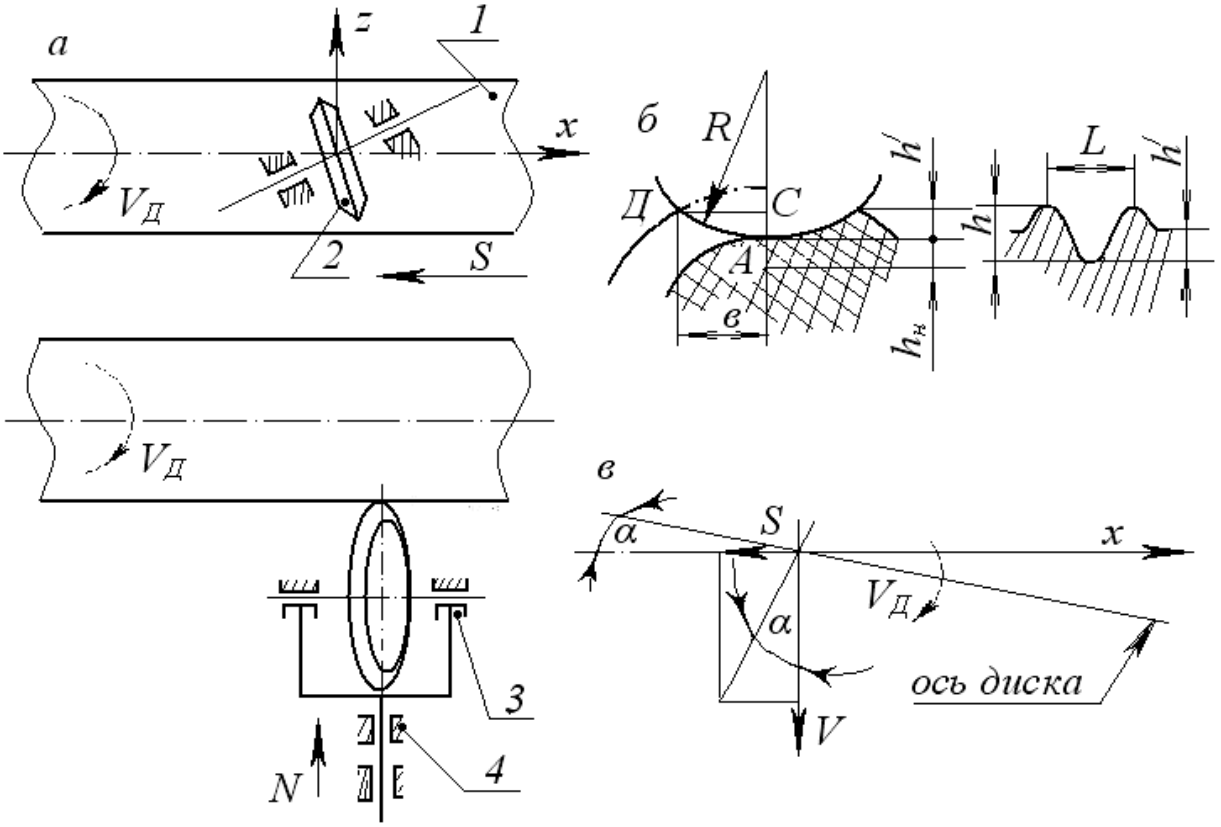


Рисунок 6.14. Схема модели

Схема модели представлена на рисунке 6.14. Диск с двойным углом 90^0 обкатывается по цилиндрической заготовке 1 с приложением радиальной нагрузки. Регулирование нагрузки N осуществляется через систему рычагов подвешиванием требуемых грузов. Постоянство передаваемой нагрузки, а также демпфирование вибраций на больших скоростях обеспечивается гидростатическим подшипником 4. В результате внедрения диска под действием нагрузки образуется след, характеризуемый размерами «b», «L», «h». Ось 3 диска 2 поворачивается с таким расчетом, чтобы образующая вершины конуса лежала на линии равнодействующей скоростей обкатывания V и подачи S.

Очевидно, что деформирование материала по такой схеме (параллельно с резанием) позволяет получить след, который можно интерпретировать, как параметр упрочнения, отражающий сопротивление деформации.

При определении величины остаточной деформации «h», «L», «b» можно отметить для диска с $< 90^0$

$$h = \frac{L}{2}$$

Параллельно с измерением следа производились измерения температуры Q методом «естественной термопары», микроструктурным анализом и измерением микротвердости определялся размер h_H. Наличие этих результатов позволило определить параметры ε и $\vec{\varepsilon}$ при соответствующих изменениях параметров технологического процесса N, V, S. Выявлен комплекс данных для анализа зависимостей.

$$\sigma = \mathrm{f}\,(\varepsilon),\ \sigma = \mathrm{f}\,(\vec{\varepsilon}),\ \sigma = \mathrm{f}\,(\theta) \qquad (6.1)$$

Анализ полученных результатов позволил выявить, что глубину наклепа h_H можно определять по эмпирической зависимости

$$h_H = \frac{0{,}175\ \mathrm{N}}{\sigma_{\mathrm{T}}\sqrt{hb}} \qquad (6.2)$$

где

N – прилагаемая нагрузка;

$\sigma_т$ - предел текучести обрабатываемого материала;

L, b – геометрические размеры следа.

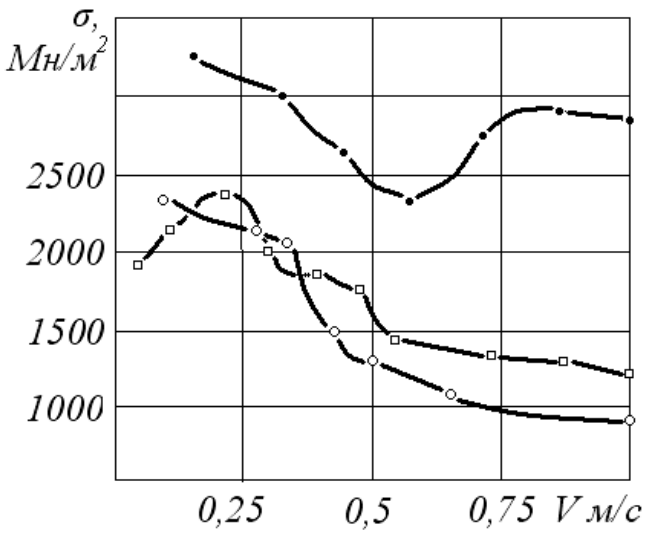
В таблице 6.1 приводятся результаты расчета и эксперимента.

Таблица 6.1

Расчетные и экспериментальные значения глубины наклепа $h_н$

V м/с	0,33	0,55	0,83	1,16
$h_н$ расч.	0,134	0,147	0,134	0,132
$h_н$ измер.	0,12	0,15	0,13	0,125

Для примера на рисунке 6.15 представлены данные, полученные в условиях естественной изменяющейся температуры при деформировании стали 45, 12Х18Н10Т и серого чугуна С428.



1. Сталь 12Х18Н10Т N = 1900 Н; 2. Сталь 45 N – 1900 Н; 3. Серый чугун СЧ28 - 48 N – 1900 Н

Рисунок 6.15. Влияние скорости обкатывания на σ при N – const

Анализ данных показывает, что сопротивление деформации изменяется по разным закономерностям. С увеличением скорости чугун разупрочняется без заметных изменений интенсивности. Конструкционная сталь 45 с увеличением V в целом также подвержена разупрочнению вследствие увеличения температуры Q. Для стали 12Х18НIОТ зависимость с заметным изменением интенсивности разупрочнения. В диапазоне V>0,5 м/с наблюдается упрочнение.

В целом увеличение скорости V с 0,17 м/с до 1,16 м/с т.е. на 0,83 м/с приводит к изменению механических свойств для сталей соответственно:

— Сталь 12х18НЮТ- 0,45 ГПа (22%)

— Сталь 45 – 0,95 ГПа (27%)

— Серый чугун СЧ28 – 1,2 ГПа (37%).

Для уточнения влияния скорости деформации и её степени на упрочнение проведены исследования в изотермических условиях при Q_1 = 470 ^{0}C, Q_2 = 620 ^{0}C и θ_3 = 660 ^{0}C, которые позволили выявить для стали 12Х18НЮТ зависимость вида:

$$\sigma = \frac{325 \cdot \varepsilon^{0.3} \cdot \vec{\varepsilon}^{0,008}}{e^{-0,0028\theta}} \qquad (6.3)$$

Пользоваться зависимостью такого вида в практических расчетах не всегда удобно. Такой расчет предполагает последовательное экспериментальное определение h_H, ε, $\vec{\varepsilon}$ и Q.

Более удобно для практического использования выразить полученные результаты непосредственно через технологические параметры: линейную скорость V, нормальную нагрузку N и температуру Q. Учитывая это обстоятельство, нами получено уравнение:

$$h = A \cdot \theta^b e^{C_1\theta} \cdot V^{n \cdot \theta^m} \cdot e^{C_2\theta} \qquad (6.4)$$

Расчеты по этой формуле для различных V,N и Q, произведенные на ЭВМ позволили определить: A=-4,5*10$^{-2,1}$; в=9,46, C_1=0,013; n=-1,7*10$^{-в}$; m=9,53; C_2=0,0105. Расчеты по этой формуле позволяют получить комплекс зависимостей, отражающих закономерности изменения сопротивления деформации при широком варьировании термомеханических параметров.

Анализ этих зависимостей выявил, что:

— увеличение скорости деформации (в изотермических условиях) приводит к упрочнению материала во всем расчетном диапазоне $\vec{\varepsilon}$;

— интенсивность упрочнения возрастает при уменьшении температуры процесса;

— наиболее заметное изменение зависимости σ от $\varepsilon^{\varepsilon}$ происходит при снижении температуры Q<600^{0}C;

— зависимость σ от относительной деформации ε показывает, что максимальный эффект наблюдается при $Q<400^0C$;

— наиболее значимым фактором, влияющим на прочностные свойства (в исследованных пределах), является температура.

Отметим особо, что управление сопротивлением деформации за счет температуры хотя и является более эффективным, но не всегда может быть приемлемым, что объясняется большими энергическими затратами. Кроме этого, имеются объективные неудобства при работе или специфические требования технологии. Регулирование параметров ε и $\vec{\varepsilon}$ за счет изменения N и V в некоторых случаях может оказаться более приемлемым. В общем же случае наибольшая эффективность достигается соответствующей комбинацией всех трех параметров процесса.

Измерения микротвердости показывают, что степень деформации лежит в пределах 0,36÷0,42, тогда как при традиционной лезвийной обработке эта величина не превышает значений 0,2÷0,25.

Для этих условий можно говорить о преимуществах обработки ротационным резцом по сравнению с традиционной лезвийной обработкой. Точение закаленной стали (HRC 40) многолезвийным ротационным инструментом из быстрорежущей стали Р6М5 вызывает упрочнение поверхностного слоя на глубине до 0,5 мм. При шлифовании же поверхность может как упрочняться, так и разупрочняться. Упрочнения носят несколько иной характер, так как степень упрочнения зависит от параметров инструментов и режимов резания. Для лезвийного инструмента рост кинематического заднего угла влечет за собой повышение микротвердости, это приводит к тому, что микрорельеф обработанной поверхности, в значительной мере характеризующий качество обработки, зависит от степени деформирования при резании и, в свою очередь, определяет эксплуатационные показатели этой поверхности. Из этого следует, что шероховатость ограничится условиями чистовой одно-операционной обработки ротационного резания, т.е. процесс непосредственно позволяет сформировать поверхность с заданными свойствами.

Многолезвийная ротационная обработка имеет ряд отличий и преимуществ по сравнению со шлифованием. Одним из важнейших преимуществ многолезвийной ротационной обработки перед абразивной - это возможность управлять качеством (микрорельефом) обработанной поверхности.

Для определения степени деформации использован ПТМ - 3. При проведении экспериментов для сохранения постоянной температуры резания при разных режимах обработки, до зоны контакта подвергалась дополнительному нагреву. Эта общеизвестная методика подробно описана в работе [62].

В таблице 6.2 приводятся результаты определения показателей качества обработанной поверхности: глубина распространения деформации $h_н$, степень деформации ε, полученные в зависимости от скорости и температуры. При этом значение температуры поддерживалось постоянным на уровне изменения ее от скорости подачи $S_м$.

Анализ результатов показывает, что с увеличением скорости резания деформация локализуется, при этом степень деформации возрастает. Рост температуры увеличивает значение $h_н$ и незначительно влияет на степень деформации ε, следовательно, задавшись значением подачи $S_н$ - соответствующей необходимому значению θ, можно за счет легко изменяемого параметра V управлять глубиной и степенью деформации.

Таблица 6.2

Изменение показателей деформации для нержавеющей стали 12Х18 Н10Т

Глубина распределения $h_н$, мкм и степень деформирования ε.	Скорость резания, V м/сек							
ε	0,33	0,41	0,46	0,55	0,7	0,83	1	1,16
при температуре Q =620°С								
$h_н$	357	365	362	326	298	297	278	238
ε	0,35	0,34	0,34	0,37	0,4	0,39	0,4	0,42
при температуре Q = 470°С								
$h_н$	206	215	209	203	194	189	163	125
ε	0,36	0,34	0,34	0,34	0,34	0,33	0,35	0,4
при температуре Q = 660°С								
$h_н$	366	358	330	320	386	312	306	300
ε	0,36	0,38	0,39	0,39	0,4	0,4	0,38	0,36

Функциональные назначения конкретной детали в узлах машин предопределяет требования, предъявляемые к ее рабочим поверхностям.

Так, контактные поверхности движущихся деталей подвергаются чистовой обработке, где качество обработанной поверхности должно отвечать таким показателям: как шероховатость R_a<0,32, относительная длина опорной поверхности t_p=65% на уровне сечения профиля 0,6. В практике машиностроения достижение этих показателей осуществляется абразивной обработкой, хотя «шаржирование» обработанной поверхности мелкодисперсными частицами абразивного материала в целом отрицательно сказывается на работе узла в процессе эксплуатации. Применение лезвийной технологии обработки исключает этот недостаток. Но достижение отмеченных показателей профиля обработанной поверхности затруднительно, особенно это касается показателя t_p. Известно, что при шлифовании этот показатель в сравнении с лезвийной обработкой по традиционным схемам оказывается значительно выше. Однако, это не относится к ротационному многолезвийному резанию.

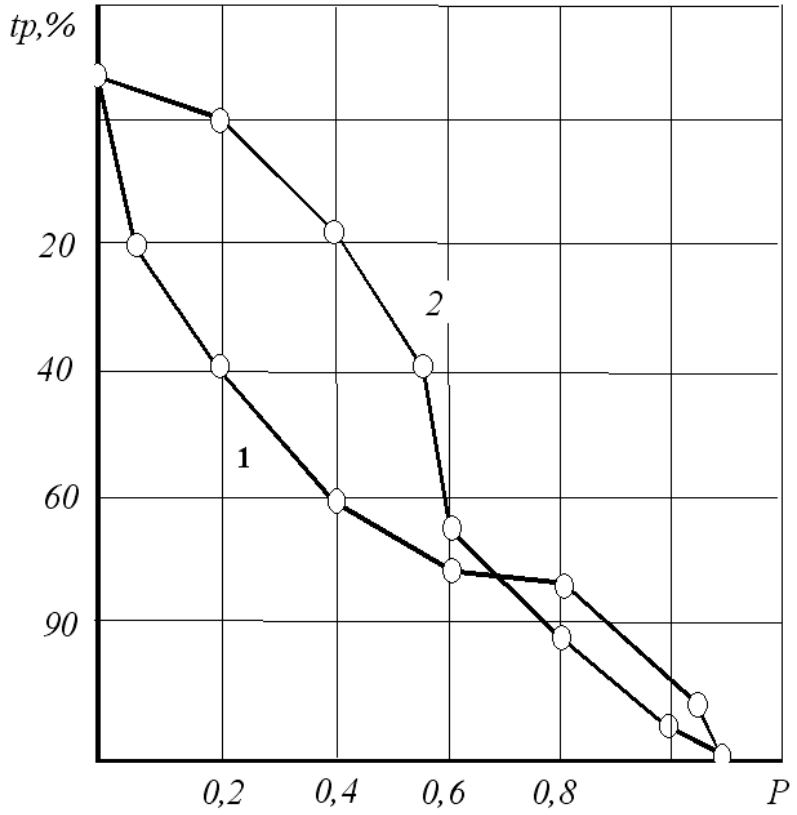


Рис 6.16. Зависимость относительной длины опорной поверхности от уровней сечения. Сечение профиля обработанного шлифованием и рассматриваемым способом. 1 Резание МРО; 2 Шлифование.

На рисунке 6.16 приводится зависимость относительной опорной длины обработанной поверхности от уровня сечения. На обработанной

лезвийной обработкой поверхности неровности имеют большой радиус округления вершин и они более пологие. При шлифовании поверхности, превышающие среднюю линию «М» - выступающие, как острые, так и крутые пики, к которым прилегают более пологие микронеровности. Поэтому кривая 2, отражающая зависимость t_p от p для шлифованной поверхности сечения, по верхним уровням снижается медленно. То есть относительная длина опорной поверхности мала и до уровня средней линии ($P \approx 0{,}5$) сечения, примерно в три раза короче, чем при резании. Следовательно, удельные нагрузки в контакте и коэффициент трения будут высокими. Вследствие этого интенсивность начального износа более высокая. После уровня P=0,6 кривые, пересекаясь, меняются местами. Но в этом случае более плотный контакт может привести к увеличению сил адгезии.

Кроме этого, немаловажно, что при P>0,5 меньшая относительная длина показывает на наличие «карманов» для размещения смазки и в большинстве случаев износ при этом менее интенсивный.

Таким образом, результаты исследований, приведенные в данной главе, показывают характерные особенности влияния ротационной обработки на качество обработанной поверхности, которые показывают положительное влияние на функциональные свойства обработанной поверхности и могут в некоторых случаях увеличить производительность при меньших энергозатратах [104, 105].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выявлены пути минимизации силовой и тепловой нагруженности в зоне резания за счет уменьшения работы деформации стружки более чем в 5 раз и снижения коэффициента трения контактных поверхностей на 2 порядка. Практическая реализация этих положений позволила увеличить стойкость инструмента при резании конструкционных сталей инструментом из относительно недорогих быстрорежущих сталей и при обработке труднообрабатываемого сплава "СС" твердосплавным инструментом в 10 раз.

Установлено, что в условиях рационального построения схемы резания при РО механизм деформации иной, нежели в традиционных способах обработки. Изменяется направление плоскости сдвига (угол β_1) относительно передней поверхности инструмента. Это изменение позволяет практически минимизировать непосредственный контакт поверхностей инструмента с материалом, находящимся на этой плоскости.

Направление схода стружки в исследованных способах РО совпадает с главной скоростью резания, в то время как при традиционных схемах они практически направлены противоположно.

В процессе исследований разработана новая методическая возможность уточнения зависимости угла сдвига от геометрии инструмента за счет замены трения скольжения на контактных поверхностях обкатыванием. Предложена методика расчетов и аналитические зависимости для определения кинематических параметров режущей части инструмента в процессе РО.

Обоснован метод многолезвийной ротационной обработки, сочетающий в себе поверхностно-пластическое деформирование снятием стружки. Принцип прогрессивности - многолезвийность позволяет предусматривать в конструкции инструмента черновые, чистовые и калибрующие режущие кромки, что способствует получению весьма качественной обработанной поверхности с повышенными механическими свойствами и точностью геометрических размеров в пределах 6...7 квалитетов при шероховатости R_a = 0,15...0,5 мкм за один проход необработанной (черновой) поверхности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1 Бобров В.Ф., Иерусалимский Д.Е. Резание металлов самовращающимися резцами. - М.: Машиностроение, 1972. - 110 с.

2 Бобров Ф.В. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. - М.: Машиностроение, 1962. - 150 с.

3 Гранин Ю.Ф. Исследование процесса резания металлов круглыми самовращающимися резцами: автореферат кандидатской диссертации. Харьков, 1964.

4 Ходжибергенов Д.Т. Стружкообразование и динамика при многолезвийной ротационной обработки. Автореферат кандидатской диссертации. Ташкент, 1998.

5 Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А. Чистовая и упрочняющая ротационная обработка поверхности. - Минск, 1968. - 282 с.

6 Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А., Соусь А.В. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов. - Минск: Наука и техника, 1972. - 272 с.

7 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И.К., Отакулов И. Э. Особенности износа ротационных инструментов // Труды VII международного технического семинара. - Харьков, 1997. - С. 163.

8 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И.К. Динамика многолезвийного ротационного точения // Труды VII международного технического семинара. - Харьков, 1997. - С. 164.

9 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И.К., Отакулов И.Э. Построение рациональной схемы резания и результаты её испытаний // Сборник научных работ аспирантов, докторантов, соискателей, научных сотрудников. - Ташкент: ТГТУ имени А.Р. Беруни, 1996. - С. 180.

10 Ходжибергенов Д.Т., Отакулов И.Э. Качество поверхностного слоя при многолезвийном ротационном резании // Сборник научных трудов докторантов, аспирантов, соискателей, научных сотрудников. - Ташкент: ТГТУ имени А.Р. Беруни, 1997. - С. 31.

11 Ящерицин П.И., Борисенко А.В., Дривотин И.Г., Лебедев В.Я. Ротационное резание материалов. - Минск: Наука и техника, 1987. - 229 с.

12 Ходжибергенов Д.Т., Суннатов Б.М. Схемы резания процессов лезвийной обработки // Научные труды ЮКГУ им. М. Ауезова. Шымкент, 2010. - № (1)19. - С. 185-189.

13 Аваков А.А. Физические основы теории стойкости режущих инструментов. - М.: Машгиз, 1960. - 307 с.

14 Ходжибергенов Д.Т., Камбарова О.Б., Абдраимов С. Влияние режимов резания на стойкость и износ при ротационной обработки // Поиск. Серия естественных и технических наук. Научное приложение международного журнала. «Высшая школа». Казахстана Министерства образование и науки РК. Алматы, 2006. - С. 276 – 280.
15 Ящерицын П. И., Фельдштейн Е. Э., Корниевич М. А. Теория резания. Мн.: Новое знание, 2006. –512 с.
16 Ходжибергенов Д.Т., Абдраимов С., Жусупбеков А.К. Анализ процессов механической обработки материалов. Труды международной научно- методической конференции. - Шымкент, 2006. - С. 208-209.
17 Ходжибергенов Д.Т., Суннатов Б.М. Особенности многолезвийного ротационного режущего инструмента // Материалы VII международной научно-практической конференции «Naukawa mysl infocrmacyjnej powieki-2011». Przemyśl: Nauka I studia, 2011. - С. 22-27.
18 Коновалов Е.Г. Перспективы развития ротационного резания. //Машиностроитель. - 1974. - №9. - С. 28 - 30.
19 Патент РК № 24688. Ротационный режущий инструмент / Д.Т. Ходжибергенов., А.К. Жусипбеков, Б.М.Суннатов. опубл. 17.10.2011, бюл. № 10.
20 Патент РК № 24240. Ротационный режущий инструмент / Д.Т. Ходжибергенов, А.К. Жусипбеков, Н.Ж.Аскаров. опубл. 15.07.2011, бюл. № 7.
21 Патент РК № 24239. Цилиндрическая фреза / Д.Т. Ходжибергенов, А.К. Жусипбеков, Н.Ж.Аскаров.опубл. 15.07.2011, бюл. № 7.
22 Землянский В.А., Гранин Ю.Ф., Старченко В.В. Круглые самовращающиеся резцы // Машиностроитель. - 1965. - № 6. - С. 35 - 36.
23 Камалов В.С., Ходыров В.И., Шмыгин А.А., Джима Н.В. Особенности стружкообразования и теплофизики резания винтовым вращающимся резцом // Вестник машиностроения. - 1979. - № 3. - С. 49 - 53.
24 Куфарев Г.Л., Гуртяков А.Ш. Ротационное резание для снятия больших припусков // Машиностроитель. - 1974. - №9. - С. 31 -32.
25 Ходжибергенов Д.Т., Суннатов Б.М. Характер стружкообразования при ротационной обработке // Механика и моделирование процессов технологии. Научно- теоретический журнал. Тараз, 2011.- № 2. - С.259-262.
26 Подураев В.Н., Дерганов Б.С., Устьянцев В.И. Высокостойкие протяжки с ротационными зубьями // Машиностроитель.- 1974. -№ 9.

- С. 30 - 31.
27 Шатуров Г.Ф. Некоторые вопросы процесса резания ротационными резцами: автореферат кандидатской диссертации. - Минск, 1972.
28 Землянский В.А., Гранин Ю.Ф. Деформирование срезаемого слоя при резании металов круглыми самовращающимися резцами // Известия ВУЗов. Машиностроение. - 1964. - №3. - С. 151 - 157.
29 Ледяев В.В. Площадка контакта стружки с круглым резцом // Вестник машиностроения. - 1968. - № 3. - С. 72 - 74.
30 Федорцев В.А. Комбинированные ротационные инструменты // Машиностроитель. - 1974. - №9. - С. 32.
31 Одинцов Л.Г., Дзегиленок В. Н. Основные направления совершенствования методов поверхностного пластического деформирования // Обзорная информация ВНИИТЭМР. - Москва, 1990.-С.52.
32 Бобров В.Ф. Особенности стружкообразования при перемещении режущей кромки инструмента вдоль самой себя // Вестник машиностроения. - 1967.- № 7. - С. 72-74.
33 Кучма Л.К., Адам А.Е. Силы резания при обработке титановых сплавов чашечными резцами // Вестник машиностроения. - 1968.- № 4. - С. 68 - 69.
34 Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А., Соусь А.В. Прогрессивные методы обработки металлов, сплавов и других материалов. Л.: Знание, 1969. - 38 с.
35 Коновалов Е.Г., Гик Л.А. Автообкатывающиеся резцы // Машиностроитель. - 1969. - № 7. - С. 46 - 47.
36 Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А., Соусь А.В., Шатуров Г.Ф., Пашкеевич М.Ф. Новые конструкции ротационного режущего инструмента // Машиностроитель. - 1971. - №2. - С. 25 - 27.
37 Коновалов Е.Г., Шатуров Г.Ф. Найдышев Е.Н. Вращающийся резец / А.с. 1709145. М.Кл В23В 2712 - В23b 27/22. 19.X. 1973. Бюлл. № 42.
38 Землянский В.А. Кинематика резания и стойкость круглых самовращающихся резцов // Вестник машиностроения. - 1968. - №6. - С. 70 - 73.
39 Ящерицын П. И. Технологическая наследственность и эксплуатационные свойства шлифованных деталей. Минск: Наука и техника, 1971. - 210 с.
40 Новоселов Ю.А., Попок А.А. Анализ геометрии ротационного резца в процессе резания // Машиностроение. - 1984. - №3. - С. 45 - 47.
41 Коновалов Е.Г. Новые методы испытания и обработка материалов. - Минск: Наука и техника, 1975. - 310 с.

42 Коновалов Е.Г., Чистосердов П.С., Фломенблит А.И. Ротационная обработка поверхностей с автоматической подачей. - Минск: Вышэйшая школа, 1976. - 192 с.
43 Резников А.Н. Конструирование и практика внедрения высокостойких режущих инструментов // Машиностроитель. - 1966. - № 6. - С. 24.
44 Борисенко А.В. Дривотин Л.Р., Лебедев В.Я., Мелехин Ю.В. Ротационное точение труднообрабатываемых материалов // ДЕП6 ВИНИТИ, № 36161 - В 91. - Минск, 1991. - С. 9.
45 Дерганов Б.С. Исследование процесса резания роликовыми вращающимися резцами: автореферат кандидатской диссертации.- Москва, 1970.
46 Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. - Высшая школа, 1985. - 304 с.
47 Бобров В.Ф., Иерусалимский Д.Е. Работа деформации и трения на передней поверхности при резании инструментами, режущая кромка которых перемещается вдоль самой себя // Известия ВУЗов. Машиностроение. - 1968. - №2. - С. 153 – 156.
48 Подураев В.Н., Ярославцев В.Н. Стойкость инструмента при прерывистом резании // Станки и инструмент. - 1969. - № 10. - С. 25 - 28.
49 Попок А.А. Шероховатость поверхности детали при обработке ротационным инструментом с прерывистой режущей кромкой // Машиностроение. - 1990. - №15. - С. 18 - 21.
50 Ходырев В.И., Молочков В.А. Погрешности формы и взаимного расположения поверхностей при обработке винтовым ротационным резцом // Машиностроение. - 1984. - № 9. - С. 55 - 58.
51 Chen Piug. Cuttung temperature and forces in machining of nighper for mance materials with. Self - propelled rotaru tool. «JSME int. J.» Ser. - 3 1992/ 35. - №1. P. - 180 - 195.
52 Одинцев Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. - М.: Машиностроение, 1987. - 327 с.
53 Шатуров Г.Ф., Поздняков А.П. Силы резания при обработке самовращающимся ротационным винтовым чашечным резцом - Минск: Известия АН БССР, 1989. № 7781. – С. 17.
54 Вильнер Г.С. К вопросу определения угла сдвига при резании металлов // Машиностроение. - 2000, - №5, - С. 95-100.
55 Вильнер Г.С. Механизм образования упрочненного поверхностного слоя при обработке металла резанием // Технология

машиностроения. - №6. – 2001. - С. 6.
56 Кушнер И.С. Исследования процессов точения инструментами с перемещающейся режущей кромкой: автореферат кандидатской диссертации. - Куйбышев, 1964.
57 Резников А.Н., Кушнер И.С., Кирисбауш В.И. Геометрический анализ круглых вращающихся резцов // Машиностроение. - 1963. - № 7. - С. 201 - 214.
58 Ходырев В.И., Добровольский Н.Д. Высокопроизводительные ротационные инструменты для удаления дефектных слоев металла // Машиностроение. - 1985. - № 10. - С. 28 - 29.
59 Симонов В. Т. Ротационное резание стеклопластиков. // Машиностроитель. - 1973. - №11. - С. 15 - 16.
60 Грановский Г.И. Основные задачи и направления научного исследования эффективной обработки конструкционных материалов режущими инструментами // Машиностроение. - 1970. - №4. - С. 164 - 168.
61 Подураев В.Н., Дымова Э.Н. Точение принудительно вращающимся резцом // Технология машиностроения. Реферативный журнал. Москва:, 1984. ВИНИТИ №9.
62 Якубов Ф.Я. Энергетические соотношения процесса механической обработки. Ташкент: Фан, 1985. - 104 с.
63 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И. К., Усманов М.С. Качество поверхностного слоя при режуще-упрочняющей обработке // Межвузовский сборник научных трудов. Санкт-Петербург: 2001. - С. 111-114.
64 Тихонов А. Н., Самарский А. А. Уравнения математической физики. -М.: Наука, 1966. – 724 с.
65 Вильнер Г.С. Механизм образования упрочненного поверхностного слоя при обработке металла резанием // Технология машиностроения. ВИНИТИ №6. Москва, 2001. – С. 6.
66 Работнов Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела. - М.: Наука, 1988. - 712 с.
67 Ходжибергенов Д.Т., Камбарова О.Б. Управление качеством обработанной поверхности при многолезвийной ротационной обработке // Поиск. Серия естественных и технических наук. Научное приложение международного журнала. «Высшая школа». Казахстана Министерства образования и науки РК. Алматы, 2006. - С. 274-276.
68 Ходжибергенов Д.Т., Печерский В.Н., Жусипбеков А.К. Упрочнение обработанной поверхности при резании // Наука и образования

Южного Казахстана. Серия: Машиностроение. Республиканский научный журнал. №3(68). - Шымкент, 2008. - С.129-132.
69 Ходжибергенов Д.Т. Особенности механики взаимодействия ротационного инструмента и материала обрабатываемой детали // Механика и моделирование процессов технологии. Научно-теоретический журнал. - Тараз, 2005. - С. 224-226.
70 Ходжибергенов Д.Т. Изменение параметров площади контакта при тангенциальном перемещении тел // Мониторинг летательных аппаратов. Международная научно - техническая конференция. - Ташкент, 2003. - С. 33-35
71 Ходжибергенов Д.Т. Тепловая задача для процесса многолезвийного ротационного резания // Наука и образование Южного Казахстана. Серия: Процессы и аппараты. Республиканский научный журнал. Шымкент, 2005. - С. 166-169.
72 Ходжибергенов Д.Т. Распространение тепла при многолезвийной ротационной обработке металлов // Наука и образование Южного Казахстана. Серия: Машиностроение. Республиканский научный журнал. №. 3(76) Шымкент, 2009. - С. 90-93.
73 Ходжибергенов Д.Т., Жусипбеков А.К., Мырзалиев Д.С., Кушназаров И.К. Многолезвийная ротационная обработка материалов. // Республиканская научно-практическая конференция: Роль и задачи образовательных учреждений в формировании основ «Умной экономики». Шымкент, 2007. - С. 100 – 102.
74 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И.К., Якубов Ф.Я. Способ ротационной многолезвийной обработки // Труды международной научно-практической конференции. - Чирчик, 1996. - С. 67-69.
75 Ходжибергенов Д.Т., Жусипбеков А.К., Садыков Ж. А. Инструментальная оснастка для ротационного точения // Труды международной научно-практической конференции. - Шымкент: Южно-Казахстанский государственный университет им. М.Ауезова, 2010. - С.174-176.
76 Суннатов Б.М. Разработка методов комплексного анализа параметров процесса резания при ротационной обработке с модернизацией геометрии режущего инструмента: диссертация на соискание академической степени магистра. - Шымкент, 2012.
77 Ходжибергенов Д.Т., Мухитдинов Н.Ш. Исследование ротационного точения валов // Республиканская научно-техническая конференция. Ташкент, 1994. - С. 87-89.
78 Ходжибергенов Д.Т. и др. Методика экспериментального изучения стружкообразования при резании металлов. - Шымкент: Южно-

Казахстанский государственный университет им. М.Ауезова, 2009. - С. 46-48.
79 Ходжибергенов Д.Т. ., Шеров К.Т. Стойкость ротационного инструмента // Наука и новые технологии. Специализированный научный журнал Кыргызской Республики. Бишкек, 2012. №6. – С 3-5.
80 Ходжибергенов Д.Т. и др. Разработка методики исследования сил резания при точении ротационным инструментом // Научно практическая конференция студентов, магистров, аспирантов и молодых ученых.- Шымкент: Южно-Казахстанский государственный университет им. М.Ауезова, 2010. - С. 67.
81 Ходжибергенов Д.Т. Исследование угла сдвига при ротационной обработке // Обработка металлов. Научно-технический и производственный журнал СО РАН. - № 5 (55). Новосибирск, 2012. - С. 22-27.
82 Мухин Б.М. Разработка универсального динамометра для измерения сил резания // Труды в НИИ. - №4. - М., 1969.
83 Шеров К.Т. Ходжибергенов Д.Т. Теплопроводность обрабатываемого материала при ротационной обработке металлов // Наука и новые технологии. Специализированный научный журнал Кыргызской Республики. Бишкек, 2012. №6. – С 9-11.
84 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И.К.,Якубов Ф.Я. К анализу схем резания в процессах лезвийной обработки // Научно - производственная конференция. – Чирчик, 1996. - С. 69-70.
85 Ходжибергенов Д.Т., Абдукаримов А. Кинематические параметры процесса резания при ротационной обработке. // Проблемы механики. Журнал Академии наук РУз. - Ташкент, 2000. - С. 66-69.
86 Ходжибергенов Д.Т., Кадырбеков А.Д. и др. Влияние кинематических схем при ротационной обработке. // Международная научно-практическая конференция. - Шымкент, 2006. - С. 358-360.
87 Ходжибергенов Д.Т., К.Т. Шеров. Анализ температурных явлений ротационной обработки // Известия ВУЗов. Специализированный научный журнал Кыргызской Республики. Бишкек, 2011. №6. – С 9-11.
88 Ходжибергенов Д.Т., Суннатов Б.М. Составляющие силы резания при ротационной обработке // Наука и образование Южного Казахстана. Серия: Машиностроения. Республиканский научный журнал. № 4(90). Шымкент, 2011. - С. 131-133.
89 Ходжибергенов Д.Т. Влияние различных факторов на силы P_X, P_Y,P_Z при точении ротационным резцом // Техника машиностроения.

Научно-технический журнал. - №1 (81). - Москва, 2012. - С. 12-15.
90 Ходжибергенов Д.Т., Печерский В.Н., Жусипбеков А.К. Анализ деформаций обрабатываемой поверхности при ротационной обработке // Наука и образование Южного Казахстана. Серия: Механика и машиностроение. Республиканский научный журнал. Шымкент. 2007. № 2 (61). - С. 146-149.
91 Ходжибергенов Д.Т. Работа, затрачиваемая на пластические деформации в срезаемом слое при ротационной обработке металлов // Наука и образование Южного Казахстана. Серия: Машиностроение. Республиканский научный журнал. № 6(79). - Шымкент, 2009. С. 138-140.
92 Ходжибергенов Д.Т., Жусипбеков А.К., Садыков Ж. А. Анализ кинематических параметров ротационного инструмента // Международная научно-практическая конференция «Ауезовские чтения-6»: «М. Ауезов-гений нового времени», посвященная 110-летию М. Ауезова, 2007. - С. 120-123.
93 Ходжибергенов Д.Т., К.Т. Шеров. Качество обработанной поверхности при ротационной обработке // Известия ВУЗов. Специализированный научный журнал Кыргызской Республики. Бишкек, 2012. №6. – С 3-5.
94 Ходжибергенов Д.Т. Срезаемый слой при ротационной обработке // Проблемы механики. Журнал Академии наук Республики Узбекистан. -Ташкент, 2010. №4. - С. 62-64.
95 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И.К., Якубов Ф. Я. Особенности процесса стружкообразования при МРО // Материалы научно-теоретической, технической конференции. - Навои, 1995. - С. 139-141.
96 Ходжибергенов Д.Т. Влияние режимов резания на поперечную усадку стружки при многолезвийной ротационной обработке // Техника машиностроения. Научно-технический журнал. Москва: Машиздат, -2011. №1 (77). - С.13-16.
97 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И.К., Сагдиев Т.А. Ротационная обработка материалов // Мониторинг летательных аппаратов. Международная научно-техническая конференция. - Ташкент, 2000. - С. 34-36.
98 Ходжибергенов Д.Т., Печерский В.Н., Жусипбеков А.К. Анализ угла сдвига β_1 при обработке металлов резанием // Механика и моделирование процессов технологии. Научно- теоретический журнал. -Тараз, 2008. №2. - С. 190-192.
99 Ходжибергенов Д.Т., К.Т. Шеров. Упрочняющая обработка

поверхностей пластическим деформированием // Известия ВУЗов. Специализированный научный журнал Кыргызской Республики. Бишкек, 2010. №9. – С 9-11.

100 Ходжибергенов Д.Т., Суннатов Б.М. Пластические деформации в срезаемом слое при ротационной обработке металлов // Материалы VII международной научно-практической конференции «Найновите научни постижения - 2011». София (Болгария): Бял ГРАД-БГ ООД, 2011. - С 26-29.

101 Шеров К.Т., Ходжибергенов Д.Т. Ротационный способ обработки детали // Известия ВУЗов. Специализированный научный журнал Кыргызской Республики. Бишкек, 2010. №9. – С 3-5.

102 Ходжибергенов Д.Т., В.Н. Печерский. Исследование влияние режимов резания при многолезвийной ротационной обработке на качество обработанной поверхности // Труды университета. Караганда: Карагандинский государственный технический университет, 2006. - С. 42-43.

103 Ходжибергенов Д.Т. Перспективные подходы к обработке материалов резанием. // Машиностроитель. Производственный научно-технический журнал. - №4. - Москва, 2012. - С. 37-42.

104 Ходжибергенов Д.Т., К.Т. Шеров. Анализ процесса резание материалов // Известия ВУЗов. Специализированный научный журнал Кыргызской Республики. Бишкек, 2011. №9. – С 19-22.

105 Ходжибергенов Д.Т., Кушназаров И. К. Усманов М.С. Оптимизация технологических операций при выполнении авиаремонтных работ на базе АТБ в аэродромных условиях // Проблемы эксплуатации и совершенствования транспортных систем. Межвузовский сборник научных трудов. Санкт-Петербург, 2001. - С. 114-117.

ХОДЖИБЕРГЕНОВ ДАВЛАТБЕК ТУРГАНБЕКОВИЧ

КИНЕМАТИКА И ДИНАМИКА ПРОЦЕССА РОТАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ

Научное издание

Редактор д.т.н., профессор Голубев В.Г.

Подписано в печать «09»07. 2012 г.
Формат бумаги $X^{x}Y$ 1/16
Бумага типографская. Печать офсетная. Объем 10,75 п.л.
Тираж 500 экз. Заказ № …

© Издание Южно-Казахстанского государственного университета им. М.Ауезова
Издательский центр ЮКГУ им. М.Ауезова, г. Шымкент, пр. Тауке хана, 5

171