

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ
ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО
ПРОФЕССИОНАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ
ЛИПЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ



На правах рукописи

БОЛЬШАКОВ АЛЕКСЕЙ НИКОЛАЕВИЧ

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТОРЦОВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ
ИЗМЕНЕНИЕМ УСЛОВИЙ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫХОДЕ ЗУБА ИЗ ЗОНЫ
ОБРАБОТКИ

Специальность 05.02.07 – Технология и оборудование механической и
физико-технической обработки

Диссертация
на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук,
доцент Амбросимов С.К.

Орел 2014

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	4
ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА.....	7
1.1. Анализ существующих способов повышения эффективности фрезерования	7
1.2. Анализ существующих теорий возникновения разгрузочного удара на выходе режущего зуба из заготовки.....	23
ВЫВОДЫ.....	26
ЦЕЛЬ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ	27
ГЛАВА 2. ТЕОРЕТИКО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗОНЕ ВЫХОДА РЕЖУЩЕГО ЗУБА ИЗ ЗАГОТОВКИ.....	28
2.1. Анализ существующих схем и моделей процесса резания металлов	28
2.2. Пластическая деформация, утолщение стружки в зоне выхода.....	48
2.3. Теплофизические процессы в зоне выхода.....	53
2.4. Упрочнение обрабатываемого материала в зоне выхода.....	66
2.5. Внутренние напряжения в режущем клине	70
2.6. Изменение силы резания в краевой зоне	103
2.7. Повышение стойкости торцовой фрезы и производительности торцового фрезерования путём управления процессом резания в краевой зоне	108
ВЫВОДЫ.....	114
ГЛАВА 3. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА	116
3.1. Объекты исследований	116
3.2. Инструмент.....	120
3.3. Оборудование и измерительная аппаратура.....	120
3.4. Режимы процесса обработки	123
3.5. Методика измерений	124
ГЛАВА 4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗОНЕ ВЫХОДА.....	127

4.1. Исследование угла наклона условной плоскости сдвига, величины накопленной деформации и напряжения текучести обрабатываемого материала в зоне установившегося резания и зоне выхода	127
4.2. Исследование динамического изменения силы резания в зоне выхода.....	133
4.3. Исследование преимуществ разработанной криволинейной траектории движения торцовой фрезы при обработке плоской поверхности	134
ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ РАБОТЫ	138
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК.....	140
ПРИЛОЖЕНИЕ.....	151

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы. Конкуренция между производителями машиностроительной продукции ведёт к постоянному повышению качества и снижению стоимости их продукции. Одним из способов достижения этого является повышение эффективности металлообработки, т.е. производительности и стойкости инструмента. Достичь этого можно различными способами, начиная от применения рациональных режимов резания, СОТС, применения усложненных траекторий движений инструмента и используя комбинированные методы обработки. Влияние режимов резания на эффективность МО хорошо изучено, применение СОТС может быть использовано как дополнительная мера, а в некоторых случаях её применение недопустимо. Применение комбинированных методов обработки, как правило, влечёт за собой использование дополнительного оборудования и/или затруднения при их реализации, а также область применения комбинированных методов имеет свои ограничения, что сдерживает их широкое распространение и внедрение. Одним из перспективных методов повышения МО является реализация нелинейных траекторий движения режущего инструмента на станках с ЧПУ. Современные станки с ЧПУ позволяют реализовывать обработку с весьма сложной кинематикой движения инструмента, при этом его возможности используются далеко не в полной мере, что имеет большой потенциал для дальнейших исследований. Системы ЧПУ могут быть использованы в совокупности с перечисленными выше и рядом других методов повышения эффективности МО, внося дополнительные преимущества, но также могут служить для повышения эффективности МО в тех случаях, когда применение других способов ограничено или невозможно.

Рассматривая способ торцового фрезерования как одного из широко распространённых способов обработки плоскостей, необходимо заметить, что путь, пройденный режущим зубом фрезы, в 50 – 100 раз меньше по сравнению с путём, пройденным токарным резцом при прочих равных условиях.

Причиной такого различия, по мнению исследователей Андреева Г.С., Кабалдина Ю.Г., Симоняна М.М., Лоладзе Т.Н., Чигодаева Н.Е. и др. является прерывистость процесса резания, а точнее, периодический выход режущего зуба из заготовки. В работах этих исследователей приводятся экспериментальные данные, показывающие, что изменением условий выхода зуба из заготовки можно повысить стойкость инструмента до 10 и более раз. Рекомендуемая фирмой Sandvik Coromant траектория с дугообразными участками движения торцевой фрезы позволяет повысить стойкость инструмента в несколько раз. Так называемое явление «разгрузочного удара», происходящего при этом, до конца не изучено, как не изучены факторы, оказывающие наибольшее влияние на износ инструмента.

Научная новизна:

1. Выявлены новые теоретические и экспериментальные закономерности процесса резания при выходе зуба из зоны резания между объёмом деформируемого материала, скоростью деформации, накопленной деформацией обрабатываемого материала и температурой резания, заключающиеся в повышенном скоростном, деформационном и температурном упрочнении срезаемого слоя, выраженном в возрастании напряжения текучести обрабатываемого материала при уменьшении объёма очага пластической деформации в зоне выхода.

2. Получены сравнительные экспериментальные зависимости износа на передней и задней поверхностях режущего зуба торцевой фрезы от объёма удалённого материала при условиях нулевой, переменной и постоянной минимально возможной толщины срезаемого слоя на выходе зуба из зоны обработки (ВЗЗО) для известных и нового способа торцевого фрезерования.

Достоверность и обоснованность научных положений, выводов и рекомендаций подтверждается:

- использованием в работе фундаментальных положений теории пластичности, теории резания;
- данными выполненными экспериментальными исследованиями и удовлетворительным совпадением теоретических и экспериментальных результатов исследований.

Практическая ценность работы заключается в создании способа торцового фрезерования, основанного на эллиптической траектории врезания фрезы в заготовку и обвода ее углов, позволяющей снизить износ инструмента до 2 раз и повысить производительность обработки до 1,5 раза.

Апробация работы.

Основные результаты работы докладывались и обсуждались на международных конференциях: «Фундаментальные и прикладные проблемы модернизации современного машиностроения и металлургии» (Липецк – ЛГТУ, 17-19.05.2012), «Фундаментальные проблемы техники и технологии – ТЕХНОЛОГИЯ - 2012» (Орёл – ОрёлГТУ, 5-8.06.2012), «Научноёмкие технологии в машиностроении и авиадвигателестроении» (Рыбинск – РГАТУ, 3-5.09.2012).

Публикации. По теме диссертации опубликовано 12 печатных работ, в том числе 1 патент, 7 статей опубликованы в журналах по списку ВАК РФ.

ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА

1.1. Анализ существующих способов повышения эффективности фрезерования

Фрезерование, в отличие от точения и строгания, осуществляется многолезвийными инструментами и поэтому является весьма производительным способом обработки плоскостей, уступов, канавок, пазов, а также различных фасонных поверхностей (зубчатых, шлицевых, резьбовых и др.).

При фрезеровании реализуются общие закономерности процесса резания. В то же время процесс резания при фрезеровании имеет ряд специфических особенностей, к которым относятся прерывистость и кратковременность работы каждого зуба фрезы; переменность толщины срезаемого слоя за время контакта зуба фрезы с заготовкой; периодическое охлаждение зубьев и их освобождение от стружки при выходе из зоны резания.

Эти особенности оказывают существенное влияние на закономерности процесса стружкообразования, силы и мощность резания, износ, стойкость и производительность инструмента.

На эффективность фрезерования оказывают влияние различные факторы: материал режущих зубьев и/или нанесённое на них покрытие, применяемая СОТС, геометрические параметры режущей части фрезы, материал заготовки, режимы резания, направление фрезерования, взаимное расположение оси фрезы и заготовки, условия входа и выхода инструмента из зоны резания, траектории движения инструмента в пространстве и др. [50].

Материал и покрытия режущих частей фрез

Требования, предъявляемые к инструментальным материалам, определяются условиями, в которых находятся контактные поверхности инструмента при срезании с детали припуска, оставленного на обработку. Для того чтобы режущий клин не деформируясь мог срезать слой обрабатываемого мате-

риала и превращать его в стружку, твёрдость инструментального материала должна значительно превосходить твёрдость обрабатываемого материала. Поэтому первым требованием, которое предъявляют к инструментальному материалу, является его высокая твёрдость. Вторым требованием является достаточно высокая механическая прочность. Нормальные контактные напряжения при резании конструкционных материалов с применяемыми в производстве режимами резания имеют очень большие значения, достигающие до 500-900 МПа и более. Режущий клин инструмента должен выдерживать такие высокие давления без хрупкого разрушения и заметного пластического деформирования. Помимо этого режущим инструментам часто приходится работать в условиях прерывистого резания или с переменным значением сил резания из-за неравномерного припуска на обработку. Поэтому желательно, чтобы инструментальный материал сочетал высокую твёрдость с хорошей сопротивляемостью на сжатие и изгиб, а также обладал высоким пределом выносливости и ударной вязкостью.

В процессе резания, вследствие превращения механической энергии в тепловую, со стороны детали на инструмент действует мощный тепловой поток, в результате чего на передней поверхности инструмента устанавливается весьма высокая температура 400-900 °С и более. Из-за интенсивного разогревания контактные поверхности инструмента теряют свою исходную твёрдость, размягчаются и быстро изнашиваются. Поэтому третьим требованием, предъявляемым к инструментальному материалу, является его высокая теплостойкость.

Выше указывалось, что инструмент может работать в условиях прерывистого резания, при котором его режущий зуб периодически нагревается во время рабочего хода инструмента и остывает во время холостого хода. Циклическое изменение тепловой нагрузки вызывает термомеханическую усталость инструментального материала и способствует образованию усталостных трещин. Поэтому наряду с высокой теплостойкостью инструментальный

материал должен быть малочувствительным к циклическим температурным изменениям.

В результате перемещения стружки по передней поверхности и обработанной поверхности по задней поверхности с большой скоростью, достигающей до 250-350 м/мин и более, при высоких контактных напряжениях и температурах рабочие поверхности инструмента заметно изнашиваются. В связи с этим четвёртым требованием, предъявляемым к инструментальному материалу, является его высокая износостойкость.

Немаловажное значение для улучшения качества инструментального материала имеет повышение его теплопроводности. Чем выше теплопроводность материала, тем меньше опасность возникновения шлифовочных прижогов и трещин на лезвиях инструмента при заточке. Кроме того, при возрастании теплопроводности улучшаются условия отвода тепла из зоны резания, что снижает температуру резания и повышает износостойкость инструмента. Высокая теплопроводность является пятым требованием к инструментальному материалу.

Шестое и последнее из основных требований относится к экономичности инструментального материала. Большое количество инструментов, эксплуатируемых в промышленности, требует соответствующего расхода инструментального материала. Поэтому инструментальный материал должен быть по возможности дешёвым и не содержать дефицитных элементов.

Важным средством повышения режущей способности инструмента является химико-термическая обработка, преследующая цель изменения химического состава и свойств поверхностных слоёв стали. Эти изменения достигаются за счёт диффузии различных элементов из внешней среды в сталь. В результате достигается высокая твёрдость и сопротивление изнашиванию поверхностных слоёв при одновременном повышении общей прочности инструмента за счёт увеличения предела выносливости.

Для увеличения износостойкости применяют нанесение износостойких покрытий, упрочнение лучом лазера, электроискровое упрочнение, алмазное выглаживание поверхностей инструмента и др. [64].

Номенклатура обрабатываемых сталей и сплавов весьма широка и с каждым годом она становится шире. Поэтому для эффективной лезвийной металлообработки требуются всё новые и новые инструментальные материалы и покрытия, обладающие более высокими физико-механическими свойствами, чем существующие сейчас. Поэтому для ведущих мировых производителей металлорежущего инструмента одним из направлений для создания современного инструмента, отвечающего высоким предъявляемым требованиям, является разработка новых инструментальных материалов и покрытий.

Применение СОТС

В промышленности всё шире применяются новые материалы со специфическими свойствами, такие, как сплавы никеля и титана, молибдена и рения, кобальта, алюминия и магния. В связи с этим особое значение приобрела проблема разработки новых эффективных СОТС. При обработке резанием указанных материалов обычные СОТС (эмульсии, масла) в ряде случаев оказываются непригодными.

В соответствии с существующими взглядами СОТС производит в процессе резания охлаждающее, смазывающее, диспергирующее и моющее действия.

На участках контакта СОТС производит смазывающее действие за счёт образования смазочных защитных плёнок. Конечным проявлением смазочного действия СОТС является уменьшение работы сил трения, снижение мощности источников тепловыделения и повышение стойкости режущего инструмента.

Охлаждающее действие СОТС заключается в отводе тепла от нагретых контактных площадок режущего инструмента и стружки. СОТС с высокими

охлаждающими свойствами уменьшают температуру резания за счёт теплоотвода в среднем на 100-150 °С.

Моющее действие СОТС заключается в вымывании из зоны резания твёрдых частиц карбидов, мелкой стружки, неметаллических включений. Моющее действие СОТС характерно для водных растворов поверхностно-активных веществ (ПАВ).

Без эффективной СОТС процесс резания некоторых материалов практически невозможен. Применение СОТС повышает стойкость режущих инструментов, уменьшает шероховатость поверхности обрабатываемых деталей, сокращает число переточек режущего инструмента и позволяет увеличить скорость резания [54].

Геометрия инструмента

Анализируя современные конструкции торцовых фрез, можно отметить следующие направления улучшения их конструкции и рациональной эксплуатации:

а) Величину главного угла в плане φ зуба фрезы следует принимать в зависимости от жёсткости системы СПИЗ и требуемой оптимальной стойкости инструмента и производительности обработки.

С целью повышения стойкости как торцовых, так и дисковых и отрезных фрез рационально вводить переходные режущие лезвия с $\varphi_0 = \varphi/2$ на длине 1-2 мм.

б) При повышенных требованиях к чистоте фрезерованной поверхности необходимо, чтобы один или два зуба фрезы, по аналогии с резцами конструкции В.А. Колесова, имели зачистное режущее лезвие под углом $\varphi_0 = 0^\circ$ длиной 1-2 мм при обработке деталей из стали и 5-10 мм – при обработке чугуна. Введение зачистного лезвия позволяет при фрезеровании значительно повысить подачу на зуб и соответственно минутную подачу.

в) При снятии относительно больших припусков за один проход, если недостаточны мощность фрезерного станка или жёсткость системы СПИЗ, рационально применять вместо обычных торцовых фрез фрезы со ступенчатой заточкой или установкой ножей-зубьев. В последнем случае срезаются более толстые и узкие стружки, благодаря чему имеет место некоторое уменьшение удельной силы резания.

г) Для уменьшения вибраций при фрезеровании, а следовательно, улучшения чистоты обработанной поверхности вводят неравномерный окружной шаг, при котором зубья фрезы врезаются в заготовку через неравные промежутки времени и имеют неодинаковые подачи на зуб. Это наблюдается у фрез с элементами конструкции фрезы Карасёва [41, 59, 88].

Направление фрезерования

Существует два способа фрезерования, определяемые направлением движения заготовки относительно инструмента. Их различие заключается в условиях входа и выхода зубьев фрезы из зоны резания. Попутное фрезерование (рис. 1.1.1, а) или фрезерование по подаче – это способ, при котором направление движения заготовки и вектор скорости резания совпадают.

При этом толщина стружки на входе зуба в зону резания максимальна и уменьшается до нулевого значения на выходе. Встречное фрезерование (рис. 1.1.1б), иногда его называют традиционным, наблюдается, когда скорость резания и движение подачи заготовки направлены в противоположные стороны. При врезании толщина стружки равна нулю, на выходе – максимальна.

В случае встречного фрезерования, когда пластина начинает работу со стружкой нулевой толщины, возникают высокие силы трения, «отжимающие» фрезу и заготовку друг от друга. В начальный момент врезания зуба процесс резания больше напоминает выглаживание, с сопутствующими ему высокими температурами и повышенным трением. Зачастую это грозит нежелательным упрочнением поверхностного слоя детали.

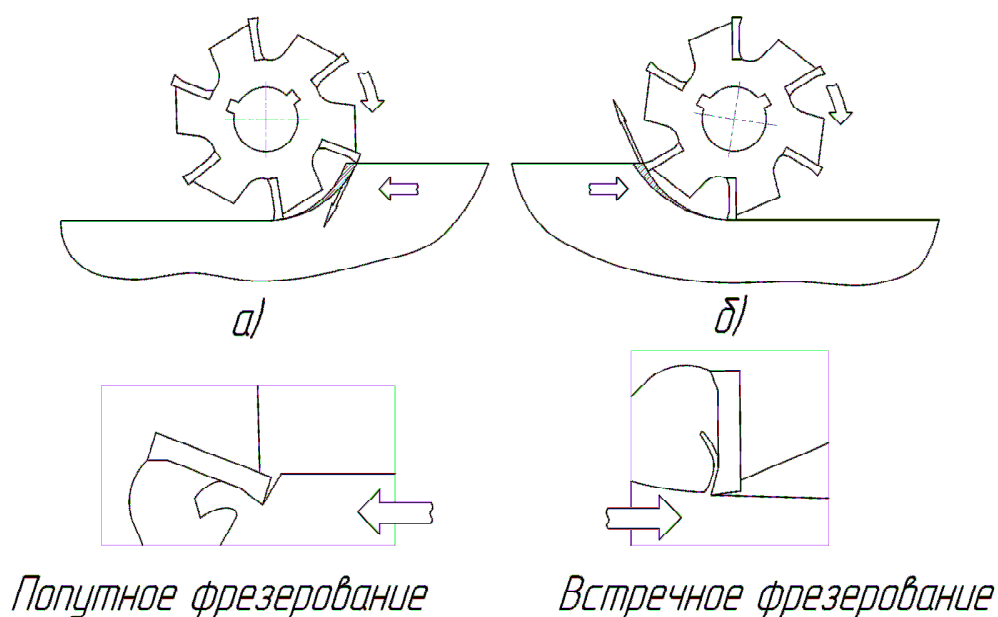


Рисунок 1.1.1 – Способы фрезерования, определяемые направлением движения заготовки относительно инструмента; а – попутное фрезерование; б – встречное фрезерование

При попутном фрезеровании условия входа пластины в зону резания более благоприятные. Удаётся избежать высоких температур в зоне резания и минимизировать склонность материала заготовки к упрочнению. Большая толщина стружки является в данном случае преимуществом. Силы резания прижимают заготовку к столу станка, а пластины – в гнезда корпуса, способствуя их надёжному креплению.

В процессе фрезерования стружка налипает на режущую кромку и препятствует её работе в следующий момент врезания. При встречном фрезеровании это может привести к заклиниванию стружки между пластиной и заготовкой и, соответственно, к повреждению пластины. Попутное фрезерование позволяет избежать подобных ситуаций.

Попутное фрезерование является предпочтительным при условии, что жёсткость оборудования, крепления и сам обрабатываемый материал позволяют применять данный метод. В то же время, процесс попутного фрезерования сопряжён с определёнными трудностями. Силы резания стремятся за-

тянуть фрезу на обрабатываемый припуск и прижать заготовку. Поскольку направление скорости резания и подачи совпадают, требуется беззазорный привод в механизме подачи стола. Смещение под действием сил резания стола или заготовки приведёт к «подрыву» - внезапному увеличению подачи на зуб, что чревато поломкой. В случае, если есть опасность вибраций, попутное фрезерование более благоприятно [60, 35, 8, 89].

Взаимное расположение оси фрезы и заготовки

Выбор диаметра фрезы зависит, как правило, от ширины обрабатываемой заготовки, а также от мощностных характеристик оборудования. При этом важным фактором, определяющим успешное выполнение операции фрезерования, является взаимное расположение обрабатываемой поверхности и фрезы.

Существует три возможных варианта соотношения размеров фрезы и заготовки:

- диаметр фрезы равен ширине заготовки или несколько меньше, что обуславливает тонкую стружку при врезании и выходе или же обработка производится за несколько проходов. Характерно для случаев, когда заготовка имеет очень большие размеры, а фреза небольшой диаметр (рис. 1.1.2, а);
- ширина фрезерования на 20-50 % меньше диаметра фрезы, что является наилучшим вариантом при торцовом фрезеровании (рис. 1.1.2, б);
- диаметр фрезы значительно больше, чем ширина обработки и ось фрезы находится вне обрабатываемой поверхности. Характерно для торцового фрезерования и обработки концевыми фрезами (рис. 1.1.2, в).

Ширина фрезерования особенно сильно влияет на выбор диаметра фрезы при обработке торцевыми фрезами. В этом случае рекомендуется выбирать диаметр фрезы, превышающий ширину фрезерования на 20-50 %.

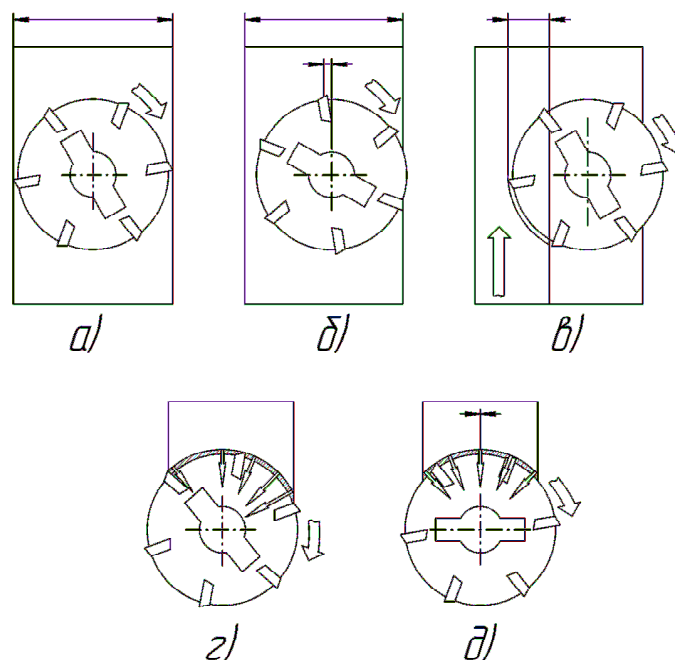


Рисунок 1.1.2 – Взаимное расположение фрезы относительно оси заготовки

Если обработка может быть произведена за несколько проходов, то ширина фрезерования за каждый проход должна быть равной $\frac{3}{4}$ диаметра фрезы. При этом формирование стружки и нагрузка на режущую кромку будут оптимальными.

Когда диаметр фрезы значительно превышает ширину заготовки, то в наилучшем случае ось фрезы следует сместить с оси симметрии заготовки. Близкое расположение оси фрезы к оси заготовки позволяет обеспечить наикратчайший путь зубьев фрезы в металле, надёжное формирование стружки на входе и благоприятную ситуацию относительно ударных нагрузок на пластину (рис. 1.1.2, г). Но, когда ось фрезы расположена точно по оси симметрии заготовки, циклическое изменение силы резания при врезании и выходе может привести к возникновению вибраций, которые приведут к повреждению пластины и плохой шероховатости поверхности (рис. 1.1.2, д).

Небольшое смещение оси фрезы с оси заготовки приведёт к стабилизации сил резания [60, 89].

Условия входа и выхода из зоны резания

Каждый раз, когда зуб фрезы врежется в заготовку, пластина подвергается ударной нагрузке, величина которой зависит от сечения стружки, обрабатываемого материала и типа операции. Для процесса фрезерования очень важно обеспечить наилучший контакт режущих кромок с обрабатываемым материалом при входе и выходе каждого зуба, что достигается за счёт правильного положения фрезы.

В первом случае (рис. 1.1.3, а) ось фрезы значительно смещена от края заготовки и удар при резании приходится на вершину пластины, которая является самой чувствительной частью инструмента. Последней из зоны резания выходит также вершина пластины, нагрузка мгновенно прекращается, что создаёт своеобразный «разгрузочный удар».

Во втором случае (рис. 1.1.3, б) ось фрезы расположена над краем заготовки. Пластина выходит из зоны резания, когда толщина стружки максимальна. При таком положении фрезы возникают ударные нагрузки при входе и выходе.

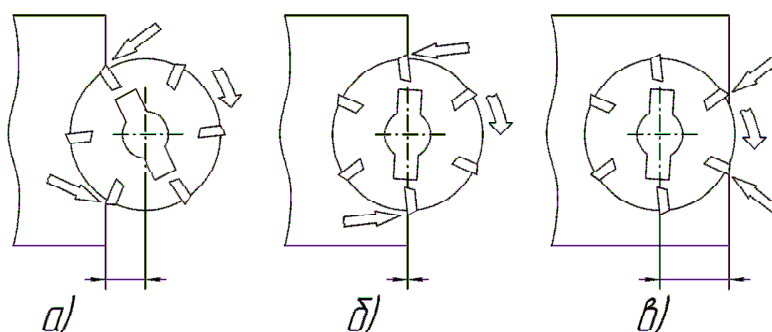


Рисунок 1.1.3 - Нагрузки, действующие на пластины при входе и выходе из зоны резания

В третьем случае (рис. 1.1.3, в) центр фрезы находится над обрабатываемой поверхностью и довольно далеко от её края. Первоначальный контакт с обрабатываемой заготовкой происходит в некотором отдалении от чувствительной вершины пластины. При выходе из зоны резания пластина освобождается от нагрузки постепенно.

Характер выхода пластины из зоны резания имеет большое значение. В конце процесса резания незначительное количество ещё не срезанного материала может уменьшить задний угол. Возникновение растягивающего напряжения вдоль поверхности пластины в момент отрыва стружки очень неблагоприятно, так как может привести к поломке пластины (твёрдый сплав плохо работает на растяжение), а также к образованию заусенца на обрабатываемой детали (рис. 1.1.4, а).

Ситуация становится критической, если центр фрезы совпадает или расположен близко к краю заготовки. При выходе из зоны резания угол между передней поверхностью пластины и краем заготовки должен быть благоприятен для состояния режущей кромки (рис. 1.1.4, б), а не способствовать её разрушению (рис. 1.1.4, а). Большие трудности возникают при наличии раковин в обрабатываемой заготовке. Приходится применять пластины с более прочной режущей кромкой или даже выбирать фрезу другого диаметра или шага. Каждая фрезерная операция должна быть внимательно проанализирована для того, чтобы выбрать наилучшую фрезу и пластины к ней.

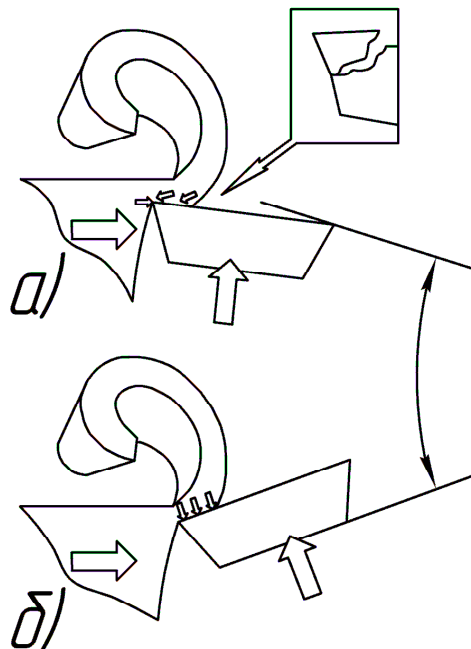


Рисунок 1.1.4 – Схема нагрузок, действующих на пластину при выходе из зоны резания в зависимости от угла между передней поверхностью пластины и краем заготовки

Врезание в заготовку

Толстая стружка на выходе приводит к снижению срока службы инструмента и может вызвать его резкое разрушение. Можно заметить, что, если программа предусматривает врезание в заготовку по прямой, толстая стружка образуется до тех пор, пока фреза полностью не войдёт в деталь. В результате ресурс инструмента интенсивно снижается, и для обеспечения приемлемого срока службы необходимо будет снизить скорость подачи для всего процесса (рис. 1.1.5, а).

Эта распространённая проблема имеет два решения, позволяющие применять оптимальную скорость подачи в период врезания фрезы в заготовку:

1) Программирование на врезание по прямой, но со сниженной на 50% скоростью подачи, пока фреза полностью не войдёт в заготовку.

2) Врезание по кривой с вращением по часовой стрелке (вращение против часовой стрелки не помогает решить проблему образования толстой стружки) (рис. 1.1.5, б).

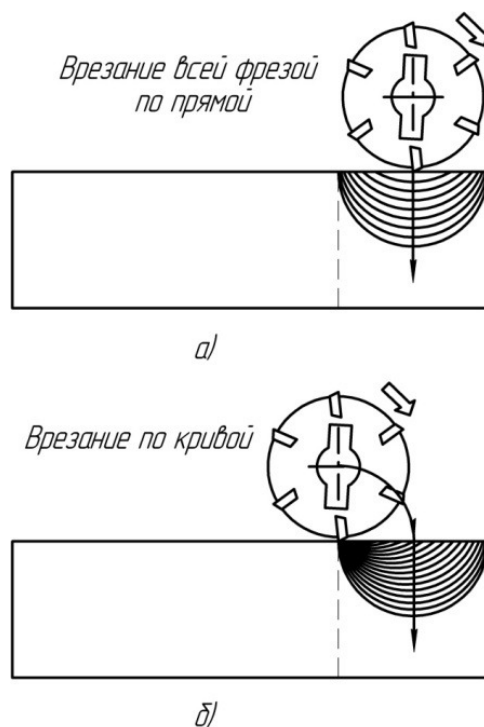


Рисунок 1.1.5 – Траектория врезания фрезы в заготовку

Можно заметить, что при врезании по кривой, толщина стружки на выходе всегда нулевая, что позволяет применять высокую скорость подачи и увеличивает срок службы инструмента.

Траектория движения при торцовом фрезеровании

При фрезеровании в момент выхода зубьев фрезы из зоны резания наблюдается то же явление, что и при врезании фрезы в заготовку. Для того чтобы не уменьшать скорость резания при переходе фрезы на следующую строку (при фрезеровании плоскости), траектория движения фрезы при переходе на соседнюю строку должна представлять собой кривую второго порядка (рис. 1.1.6, б). При этом стружка на выходе пластины из зоны резания имеет нулевую толщину, что благоприятно отражается на стойкости пластины.

При движении фрезы по прямолинейной траектории при выходе режущего зуба из зоны резания наблюдается более толстая стружка, чем при движении фрезы по криволинейной траектории (рис. 1.1.6, б), что приводит к снижению стойкости фрезы [74].

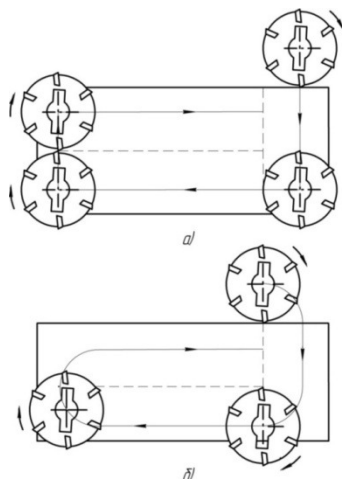


Рисунок 1.1.6 – Траектория движения фрезы: а – без обвода углов;
б – с обводом углов

В современных САПР наиболее часто применяются три метода удаления материала в заданной области: фрезерование зигзагом

(рис. 1.1.7, а), фрезерование по эквидистанте вдоль контура (рис. 1.1.8, а) и трохоидальная обработка (рис. 1.1.9).

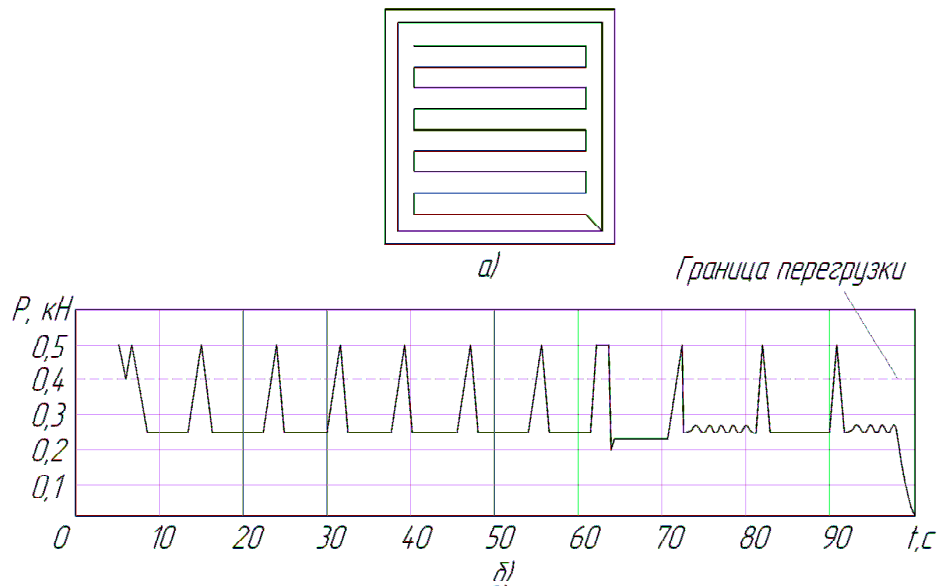


Рисунок 1.1.7 – Фрезерование квадратного кармана зигзагом:

а – траектория инструмента; б – зависимость силы P резания от времени t ; штриховой линией показана граница перегрузки режущего инструмента

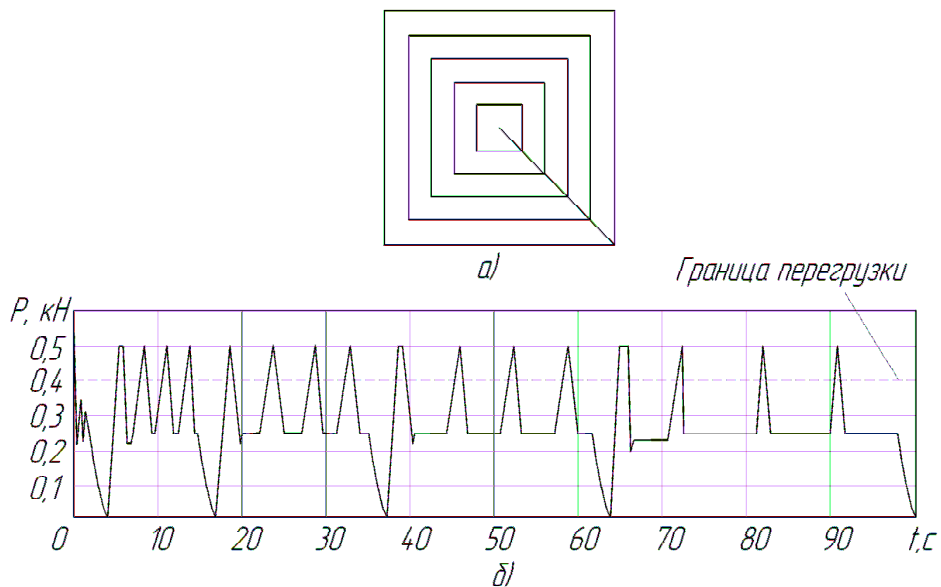


Рисунок 1.1.8 – Фрезерование квадратного кармана по эквидистанте

вдоль контура: а – траектория инструмента; б – зависимость силы P резания от времени t

Первый метод – фрезерование зигзагом – практически непригоден с точки зрения сохранения стойкости инструмента, так как не выполняются следующие требования: во-первых, направление резания меняется со встречного на попутное и наоборот в каждом цикле зигзага; во-вторых, траектория имеет множество изломов; в-третьих, режущий инструмент испытывает значительные перегрузки (рис. 1.1.7, б), так как при смене направления движения в конце прохода происходит врезание.

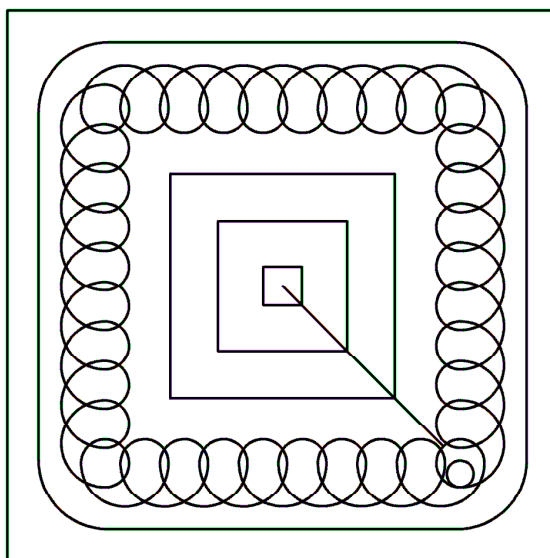


Рисунок 1.1.9 –Трохоидальная траектория инструмента при фрезеровании квадратного кармана

При фрезеровании по эквидистанте (этот метод часто называют «смещение», «офсет» или «петля») полностью выполняется первое условие – направление резания остаётся постоянным во время всего цикла фрезерования. Частично можно выполнить второе условие – решить проблему изломов траектории.

Современные САМ-системы позволяют автоматически сглаживать траекторию движения инструмента с помощью сплайнов, вставляя дуги и петли в места сопряжения прямолинейных участков. Например, вставка в излом траектории сплайн – дуги радиусом всего 3 мм позволяет не снижать подачу на изгибах траектории. Но, тем не менее, при фрезеровании по эквидистанте со-

вершено не выполняется третье условие – наблюдаются перегрузки инструмента (рис. 1.1.8, б). Следует отметить, что перегрузки существенно уменьшают срок службы режущего инструмента.

Для исключения перегрузок в современных САМ – системах используют особый вид траектории режущих инструментов – трохоидальную обработку (когда траектория движения описывается математической кривой - трохоидой). В этом случае инструмент движется по растянутой в плоскости спирали, всякий раз врезаясь в материал на допустимое расстояние. Такая обработка действительно исключает резание полным диаметром фрезы. Но, к сожалению, из-за отсутствия перегрузок инструмента приходится совершать избыточные движения инструмента к зоне резания на каждом витке трохоиды.

В настоящее время известна достаточно гладкая спиральная траектория без изломов и резких изменений толщины срезаемого слоя (рис. 1.1.10, б).

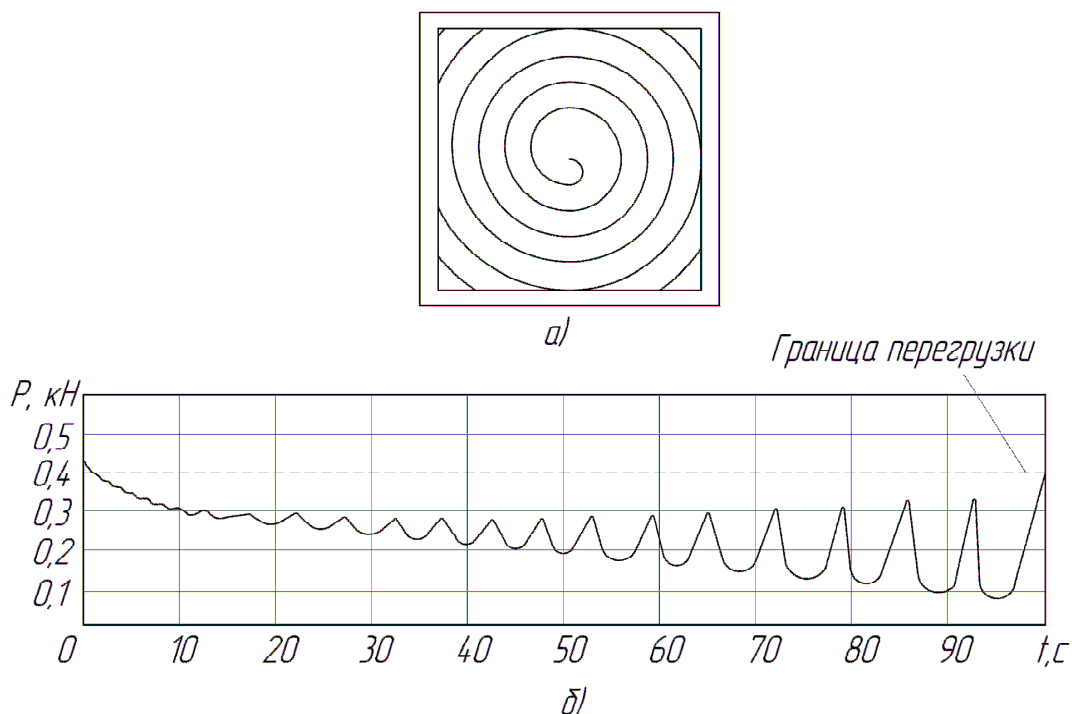


Рисунок 1.1.10 – Фрезерование квадратного кармана по спирали:

а – траектория инструмента; б – зависимость силы P резания от времени t

Данная траектория выгодно отличается от предыдущих отсутствием перегрузок инструмента (за исключением небольшого участка врезания) и избыточных нерабочих перемещений [46].

1.2. Анализ существующих теорий возникновения разгрузочного удара на выходе режущего зуба из заготовки

Было установлено, что при выходе режущего клина (режущей пластины) из зоны резания наблюдается так называемый разгрузочный удар, сопровождающийся повышенным износом инструмента. Наиболее негативное действие разгрузочный удар оказывает на твердосплавный инструмент, работающий в режиме прерывистого резания с изменяющейся толщиной срезаемого слоя. Переход от непрерывного резания к прерывистому при обработке пластичных металлов в ряде случаев приводит к резкому снижению стойкости твердосплавного режущего инструмента. Например, при переходе от точения к фрезерованию стали 20Х13 твердосплавным инструментом суммарный путь зуба фрезы до затупления может быть в 50 раз меньше, чем путь резца при точении с теми же скоростью резания, толщиной и шириной срезаемого слоя [80]. Большая разница между стойкостью режущего инструмента, работающего в условиях прерывистого резания, и стойкостью инструмента, работающего в условиях непрерывного резания, объясняется периодическим выходом режущей кромки из зоны обработки. Выход режущей кромки из зоны обработки сопровождается разгрузочным ударом, который приводит к её интенсивному износу и, как следствие, снижению стойкости. Несмотря на то, что возникновение разгрузочного удара при выходе режущего клина из зоны резания было зафиксировано более 50 лет назад, до сих пор нет единой теоретической модели, которая описывала бы этот процесс, а также позволила бы создать комплекс мер по снижению его негативного воздействия на

режущий инструмент. Более того, однозначно не установлены причины и факторы, приводящие к возникновению разгрузочного удара.

Разные исследователи выдвигают различные причины повышенного износа и даже разрушения режущего инструмента при его выходе из зоны резания. Андреев Г.С. в статье «Повышение производительности обработки деталей в условиях периодического прерывистого резания» пишет следующее: «... работоспособность инструмента при прерывистом резании определяется суммарным влиянием одновременно действующих факторов, из которых основными являются адгезия и отрыв застойной зоны, напряжения от изменения теплового режима, изнашивание контактных поверхностей инструмента. При изменении условий обработки каждый из перечисленных факторов может оказаться наиболее существенным по воздействию на разрушение инструмента». Существуют различные суждения о причинах разрушения твердосплавного инструмента при периодическом резании, из которых автор отмечает следующие: 1) периодическое нагружение задней поверхности инструмента в момент выхода из-под стружки; 2) периодическое нагружение передней поверхности инструмента силой, обусловленной сопротивлением разрыву образовавшегося заусенца; 3) адгезионное схватывание инструмента со стружкой и её сдвиг в плоскости передней грани; 4) охлаждение режущего зуба во время холостого хода. Также автор приводит кадры скоростной киносъёмки заключительной части периода резания, из которых видно, что при выходе режущего клина из зоны резания происходит уменьшение длины контакта стружки с передней поверхностью. Андреев Г.С. посвятил ряд статей прерывистому резанию. В них приводятся результаты разнообразных экспериментов, проведённых им для изучения прерывистого резания [1-6].

Кабалдин Ю.Г. указывает, что тесная связь стружки с образующимся заусенцем вызывает растягивающее напряжение при выходе режущей пластины из заготовки [44, 45].

Термин «разгрузочный удар» введен фирмой Sandvik Coromant [60]. Точное определение этого термина не дано, указано только, что мгновенное снятие нагрузки при выходе режущего зуба создаёт своеобразный «разгрузочный удар». Причиной этого явления служит незначительное количество материала ещё не срезанного в конце процесса резания, что может уменьшить задний угол. Возникновение растягивающего напряжения вдоль поверхности пластины в момент отрыва стружки очень неблагоприятно, так как может привести к поломке пластины (твёрдый сплав плохо работает на растяжение).

Лоладзе Т.Н. указывает другие причины разрушения режущего клина при выходе из зоны обработки. Он отмечает, что в процессе резания в зоне контакта происходит суммирование сжимающих механических и термических напряжений, а вне контактной зоны термические и механические напряжения могут иметь разный знак. Расчёты показывают, что абсолютная величина термических напряжений сжатия по сравнению с механическими нагружающими напряжениями имеет относительно малую величину. Быстрый нагрев и охлаждение во время прерывистого резания вызывают термические «удары», температурное поле в поверхностных слоях характеризуется высокими градиентами температур и напряжения при высоких контактных температурах достигает значительных величин. Если величина напряжений превысит предел прочности, то образуются трещины и начинается хрупкое разрушение. С учётом особенностей явлений, развивающихся при выходе инструмента из контакта, можно объяснить тот факт, что при заданном критерии износа по задней поверхности и при прочих равных условиях обработки стойкость инструмента и путь резания при фрезеровании на один или два порядка ниже по сравнению с точением. Суммарное действие высоких нагружающих и термических напряжений в момент выхода инструмента из контакта при фрезеровании вызывает периодическое выкрашивание или срез тонких слоёв материала режущего инструмента, тогда как при точении это

явление не наблюдается вследствие плавного уменьшения толщины и, следовательно, нагружающих напряжений в момент выхода инструмента из контакта. Автор также указывает, что при выходе режущего клина из зоны резания длина контакта стружки с передней поверхностью режущего клина уменьшается. В момент выхода инструмента из контакта возникает трещина, и срезаемый слой мгновенно отрывается от обрабатываемой заготовки, а также отмечается периодическое нагружение задней поверхности инструмента в момент выхода зуба из-под стружки [56].

Чигодаев Н.Е. тоже, как и Андреев Г.С. в работе [87] приводит фотографии кадров скоростной киносъёмки момента выхода режущего клина из зоны обработки, на которых отчётливо видно уменьшение длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента. Он полагает, что причиной, вызывающей «разгрузочный удар», является уменьшение жёсткости краевой зоны обработки, при достижении режущим клином которой, стружка теряет опору, начинает сильнее отгибаться, что приводит к «разгрузочному удару».

Исследованием прерывистого резания занимались и другие исследователи, которые также считают причинами повышенного износа режущего твердосплавного инструмента адгезионное схватывание стружки с передней поверхностью, а также периодическое охлаждение режущего зуба в момент холостого хода [58,77, 78, 81].

ВЫВОДЫ

1. Способов повышения эффективности торцового фрезерования много, механизм большинства из которых хорошо изучен, в то время как механизмы способов, основанных на управлении процессами выхода режущего зуба, практически не изучены и имеют большой потенциал.
2. Процесс резания в краевой зоне мало изучен, бóльшая часть имеющихся знаний об этом процессе получена эмпирическим путём.

3. Точные причины его возникновения не установлены, модель данного процесса не разработана, что не позволяет создавать эффективные способы снижения его негативного влияния на режущий инструмент.

ЦЕЛЬ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Целью работы является повышение износостойкости инструмента и производительности торцового фрезерования изменением условий резания при выходе зуба из зоны обработки.

Для этого необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать динамическую модель процесса резания при выходе зуба из зоны обработки, позволяющую оценить напряжение текучести обрабатываемого материала и силу резания.

2. Установить взаимосвязи между динамикой процесса разгрузочного удара и сопутствующими явлениями (температурой резания, усадкой стружки), возникающими при выходе зуба из зоны резания.

3. Выполнить экспериментальные исследования динамических и физико-механических параметров процесса резания, возникающих в краевой зоне.

4. Разработать новый способ торцового фрезерования, обеспечивающий повышение периода стойкости фрезы и производительности торцового фрезерования за счёт снижения негативного воздействия явления разгрузочного удара.

5. Выполнить экспериментальные исследования износа режущих зубьев для нового метода фрезерования.

ГЛАВА 2. ТЕОРЕТИКО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗОНЕ ВЫХОДА РЕЖУЩЕГО ЗУБА ИЗ ЗАГОТОВКИ

2.1. Анализ существующих схем и моделей процесса резания металлов

Краевые эффекты, наблюдаемые в различных системах, представляют большой интерес, связанный с их малой изученностью, а также с изменением характера рассматриваемого процесса в краевой зоне, который нередко сопровождается негативными явлениями.

В процессе резания краевым эффектом считается увеличение напряжения в режущем клине при его выходе из зоны обработки, возросшее напряжение приводит к выкрашиванию, а в некоторых случаях даже к сколам вершины режущего клина. Несмотря на то, что данным явлением исследователи занимаются уже более 50 лет, тем не менее, на сегодняшний день однозначно не установлены причины, вызывающие этот процесс, а также не разработана модель, позволяющая создавать эффективные способы снижения негативного воздействия на режущий клин при его выходе из заготовки.

Механику процесса резания следует считать исходным базовым разделом теории резания металлов, так как пластические деформации обрабатываемого материала, которые она изучает, лежат в основе процесса резания и в значительной степени определяют протекание всех других явлений, сопровождающих процесс резания: тепловыделение, теплопередачу, диффузию, адгезию, наклёп, фазовые превращения, химическое взаимодействие со средой и т. д.

В механике процесса резания металлов уделяется большое внимание стружкообразованию, так как оно определяет протекание процесса резания в целом. На осуществление процесса стружкообразования обычно затрачивается более 90 % силы и работы резания; соответственно при стружкооб-

разовании выделяется основная часть тепла. От этого процесса главным образом зависят тепловой режим и контактные нагрузки на рабочих поверхностях инструмента, а следовательно, интенсивность и характер их износа [11].

С целью разработки модели процесса резания в краевой зоне необходимо провести анализ существующих схем и моделей стружкообразования для зоны установившегося резания.

Модель Эрнста и Мерчанта (1941 г.). Рассматриваемая модель основана на предположении о существовании единственной плоскости сдвига. Они сделали следующие предположения:

1. вершина резца абсолютно острая, скольжение между инструментом и заготовкой отсутствует;
2. деформация металла двухмерная (плоская), отсутствует боковое скольжение;
3. напряжения в плоскости сдвига распределяются равномерно;
4. результирующая сила R , приложенная к стружке в плоскости сдвига, равна по величине и противоположно направлена силе, приложенной в месте контакта стружки с передней поверхностью режущего клина.

Эта модель не опирается на теорию пластичности и не определяет напряжения в очаге пластической деформации в зоне резания, а сводит математическое описание процесса к рассмотрению равновесия сил на основе схемы, показанной на (рис. 2.1.1).

В соответствии с (рис. 2.1.1) результирующая сила может быть связана с другими важнейшими силами, силой трения $F_{тр}$ вдоль передней поверхности и N – сила, нормальная к контактной поверхности стружки и режущего клина; F_N и F_τ – нормальная и тангенциальная составляющие силы на плоскости сдвига OA .

Таким образом,

$$F_\tau = \sqrt{F_{mp}^2 + N^2} \cdot \cos(\Phi + \lambda - \gamma) \quad (2.1.1)$$

$$F_{\tau} = \frac{\tau_s \cdot h_1}{\sin \Phi} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \frac{h_1}{\sin \Phi} \quad (2.1.2)$$

где Φ – угол наклона условной плоскости сдвига; λ – угол трения; γ – передний угол; τ_s и σ_s – напряжение текучести материала при сдвиге и сжатии соответственно в условиях плоской деформации; h_1 – толщина срезаемого слоя.

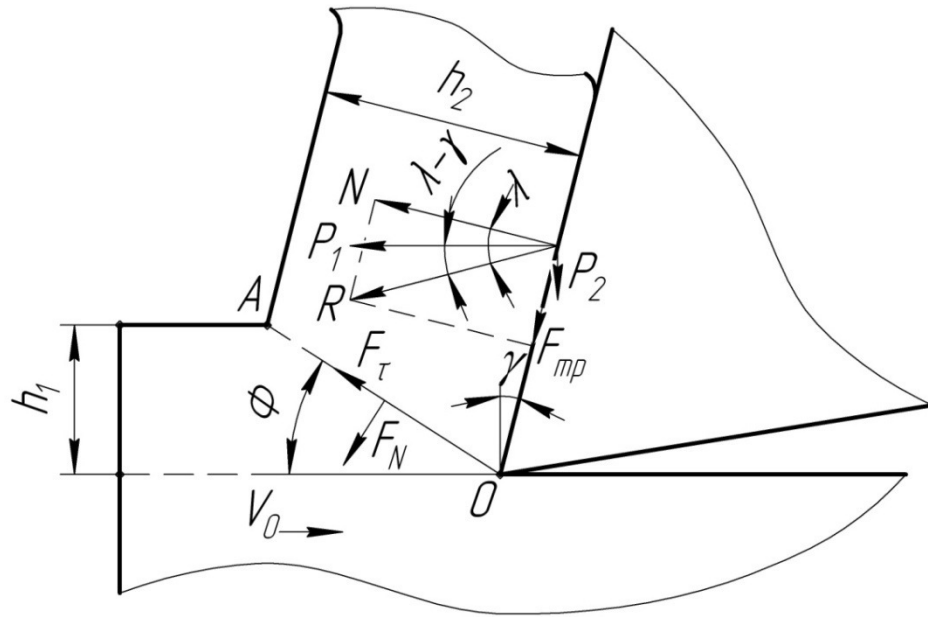


Рисунок 2.1.1 – Схема резания Эрнста и Мерчанта

Следовательно, сила резания равна:

$$R = \sqrt{F_{mp}^2 + N^2} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \frac{h_1}{\sin \Phi \cdot \cos(\Phi + \lambda - \gamma)} \quad (2.1.3)$$

Мерчантом было сделано предположение, что плоскость сдвига образует такой угол сдвига Φ , при котором инструмент совершает минимальную работу, т.е. сила резания также минимальна. Чтобы сила R была минимальна, произведение $\sin \Phi \cdot \cos(\Phi + \lambda - \gamma)$ должно быть максимальным, а это выполнимо при

$$2\Phi - \gamma + \lambda = 90^\circ \quad (2.1.4)$$

Угол Φ можно выразить через отношение толщин стружки и срезаемого слоя:

$$K_c = \frac{h_2}{h_1} = \frac{\cos(\Phi - \gamma)}{\sin \Phi} \quad (2.1.5)$$

где h_2 – толщина стружки.

После преобразования этого выражения получено уравнение для точного определения угла наклона Φ :

$$\Phi = \arctg \left(\frac{\cos \gamma}{K_c - \sin \gamma} \right) \quad (2.1.6)$$

Используя это, Мерчант в 1945 г. провёл соответствующие эксперименты по проверке формулы (2.1.4) и обнаружил, что эта формула удовлетворительна лишь для пластиков. Для стали формула (2.1.4) преувеличивает значение угла Φ приблизительно на 20-40 %. Это расхождение не может быть связано с неучётом упрочнения, так как если его учесть, то теоретическая величина угла Φ станет ещё больше.

Модель Ли и Шафера (1951 г.). Анализ Эрнста и Мерчанта связан только с силами, действующими на стружку, а распределение напряжений не рассматривается. Ли и Шафер воспользовались методом линий скольжения и показали, что напряжения, по крайней мере, в части объёма стружки ниже напряжений текучести. Они использовали модель идеально жёсткопластического материала, обосновав это тем, что для большинства металлов интенсивность упрочнения при больших деформациях очень мала, в связи с чем достигается практически постоянное напряжение текучести.

Сетка линий скольжения, предложенная Ли и Шафером, состоит из простого треугольника ортогональных линий (рис. 2.1.2), в котором весь материал находится в пластическом состоянии.

Линии скольжения выходят на поверхность режущего клина под углом η , отличным от 45° и определяемым с учётом угла λ трения:

$$\eta = 45^\circ - \lambda \quad (2.1.7)$$

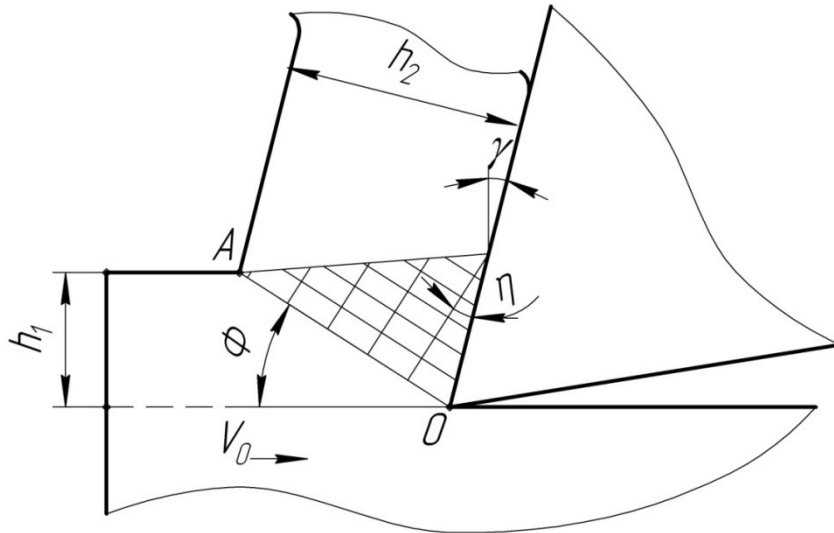


Рисунок 2.1.2 – Схема резания Ли и Шаффера

В отличие от модели Мерчанта и Эрнста в модели Ли и Шаффера деформация не происходит скачком на одной линии сдвига, а осуществляется в протяжённой области.

По свойству равенства углов, образованных взаимно перпендикулярными прямыми:

$$\Phi = \eta + \gamma \quad (2.1.8)$$

Откуда с учётом выражения (2.1.7).

$$\Phi = 45^\circ + \gamma - \lambda \quad (2.1.9)$$

Коэффициент усадки стружки определяется выражением 2.1.5.

Составив уравнение равновесия внешних и внутренних сил, действующих в плоскости сдвига, горизонтальная составляющая силы резания равна:

$$P_1 = \frac{\sigma_s \cdot h_1 \cdot [1 + \operatorname{ctg}(45^\circ + \gamma - \lambda)]}{\sqrt{3}} \quad (2.1.10)$$

Если угол γ отрицателен, например $\gamma = -10^\circ$, а $\lambda = 35^\circ$, то $\operatorname{ctg}(45^\circ + \gamma - \lambda) = \infty$. Таким образом, при определённых значениях углов γ и λ по теории Ли и Шаффера получаются слишком большие значения горизонтальной составляющей силы резания P_1 . Следовательно, эта теория может

давать достаточно точные значения расчётных параметров лишь в определённой области углов γ и λ [18, 40, 42].

Аналитическое исследование Оксли. Оксли применил упрощённое поле линий скольжения к модели с одной плоскостью сдвига (рис. 2.1.3). Зона деформации принята ограниченной прямыми параллельными линиями скольжения под углом Φ к направлению движения. Линия скольжения DC повёрнута под углом 45° к наружной поверхности в точке O. Для описания условий в зоне пластической деформации Оксли использовал усовершенствованное соотношение Хенки, учитывающее упрочнение

$$\left. \begin{aligned} \rho + 2\tau_{s0}\psi_k + \int \frac{\partial k}{\partial S_2} dS_1 &= const \text{ вдоль линии I} \\ \rho - 2\tau_{s0}\psi_k + \int \frac{\partial k}{\partial S_1} dS_2 &= const \text{ вдоль линии II} \end{aligned} \right\} \quad (2.1.11)$$

где ρ – гидростатическое давление в точке (напряжения сжатия приняты положительными); τ_{s0} – предел текучести при сдвиге; dS_1 и dS_2 – элементарные отрезки вдоль линий скольжения I и II; ψ_k – угол между касательной к линии скольжения I в любой точке и осью.

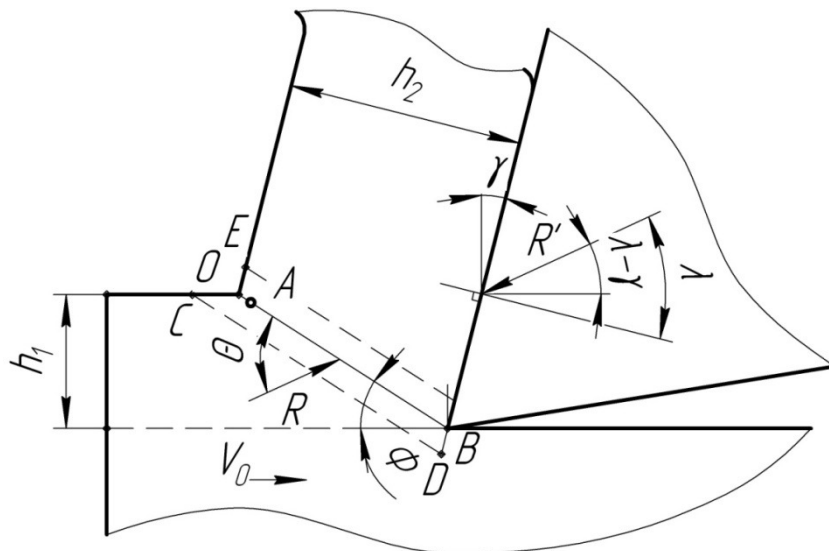


Рисунок 2.1.3 - Схема резания Оксли

Метод включает определение двух выражений для гидростатического давления в точке B, одно определяется из усовершенствованного соотноше-

ния Хенки вдоль плоскости сдвига, другое учитывает напряжение между стружкой и режущим клином. Отсюда получается выражение для угла θ - угла между результирующей силой резания и плоскостью сдвига. Второе выражение угла θ устанавливается из геометрических соображений. Два соотношения для угла θ могут быть затем решены совместно, что даёт возможность получить величину угла сдвига для любого значения переднего угла γ и угла трения λ . В первоначальных работах Оксли распределение напряжений вдоль плоскости сдвига и контактной поверхности принималось простым, равномерным. В более поздних работах им было введено некоторое изменение. В первых работах предполагалось следующее:

1. на режущей кромке режущего клина силы отсутствуют;
2. касательные и нормальные напряжения на передней поверхности режущего клина распределены равномерно;
3. точка А расположена на ничтожно малом расстоянии от поверхности и линия скольжения АВ в точке А наклонена к свободной поверхности под углом 45° .

На свободной поверхности около точки А напряжение сдвига равно величине τ_{s0} , на свободной необработанной поверхности нормальное напряжение равно нулю.

Гидростатическое давление распределяется вдоль АВ линейно с $\rho_B < \rho_A$. Направление результирующей силы относительно линии АВ дано уравнением:

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{\rho_A + \rho_B}{2 \cdot \tau_{s0}} \quad (2.1.12)$$

Из равновесия стружки следует, что силы R и R' (рис. 2.1.3) будут равны по величине и противоположны по направлению. Угол между вектором R' и направлением резания равен $(\lambda - \gamma)$, следовательно,

$$\theta = \Phi + \lambda - \gamma \quad (2.1.13)$$

В широком диапазоне условий принятая модель с одной плоскостью сдвига даёт приблизительно линейную зависимость между Φ и $(\lambda - \alpha)$:

$$\Phi = 50 - 0,8 \cdot (\lambda - \gamma) \quad (2.1.14)$$

Несмотря на то, что это выражение недостаточно точное, оно может быть полезным для сравнения с другими выражениями, определяющими угол сдвига. Экспериментальная проверка показывает, что уравнение (2.1.14) лучше согласуется с измеренным углом сдвига, чем уравнение (2.1.4).

Аналитические исследования моделей с развитой зоной сдвига применительно к ортогональному резанию более сложны по сравнению с моделями с одной плоскостью сдвига и в большинстве случаев требуют больше допущений и неопределённых параметров [7].

Аналитическое исследование Палмера и Оксли. Кристоферсон, Палмер и Оксли сделали попытку учесть упрочнение. В экспериментах с небольшими скоростями обрабатываемую поверхность, стружку и инструмент рассматривали через микроскоп и снимали на киноплёнку. Обработанная поверхность была отполирована и протравлена для изучения деформации отдельных кристаллов и построения линий тока. Это позволило построить ортогональную сетку линий скольжения (рис. 2.1.4), на основе которой сила резания была оценена с помощью интеграла Хенки, видоизменённого для учёта зависимости $\sigma_s = f(\epsilon_i)$.

В результате была улучшена обычная корреляция теории и эксперимента, хотя определённое несоответствие всё же оставалось. Этими авторами были сделаны выводы, что действительная зона пластической деформации занимает значительно бóльшую площадь по сравнению с плоскостью сдвига, изображаемой одной линией.

Недостатком теории является невозможность аналитического определения деформации и сил резания [7, 18, 40].

Дальнейшие теоретические и экспериментальные исследования, выполненные в нашей стране и за рубежом, доказали существование переход-

ной зоны между срезаемым припуском и стружкой. Так, при резании на микроскоростях высокопластичных металлов по искажению делительной сетки, нанесённой на боковую поверхность среза в виде квадратов и окружностей, было доказано существование зоны стружкообразования клинообразной формы (рис. 2.1.5), имеющей начальную OL и конечную OM границы [50].

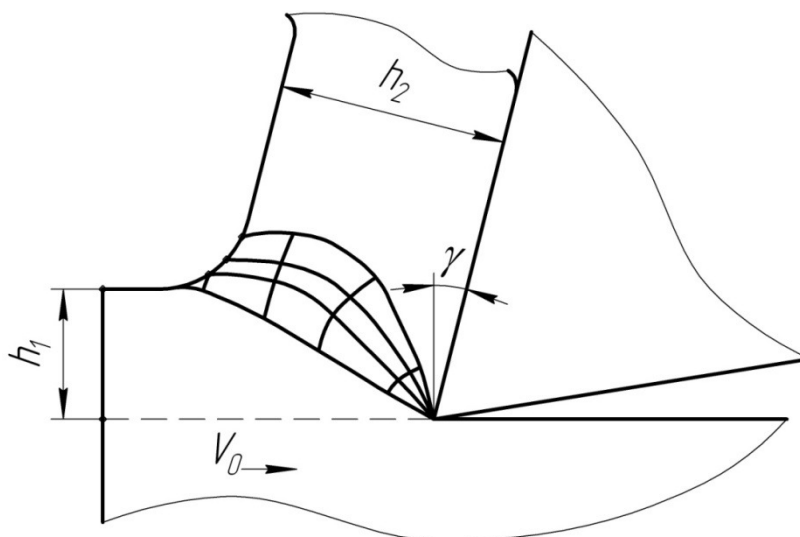


Рисунок 2.1.4 - Сетка линий скольжения, построенная с учётом упрочнения

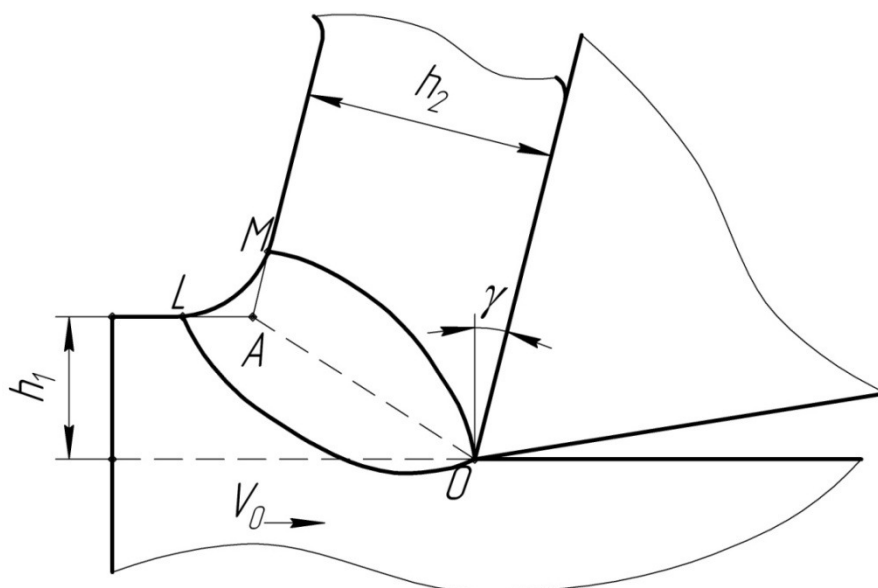


Рисунок 2.1.5 – Схема резания с развитой зоной деформации, характерная для обработки на микроскоростях

Аналитическое исследование Окушими и Хитоми. Другие исследования модели с развитой зоной деформации представлены Окушимой и Хитоми. Была принята схема зоны деформации, изображённая на (рис. 2.1.6).

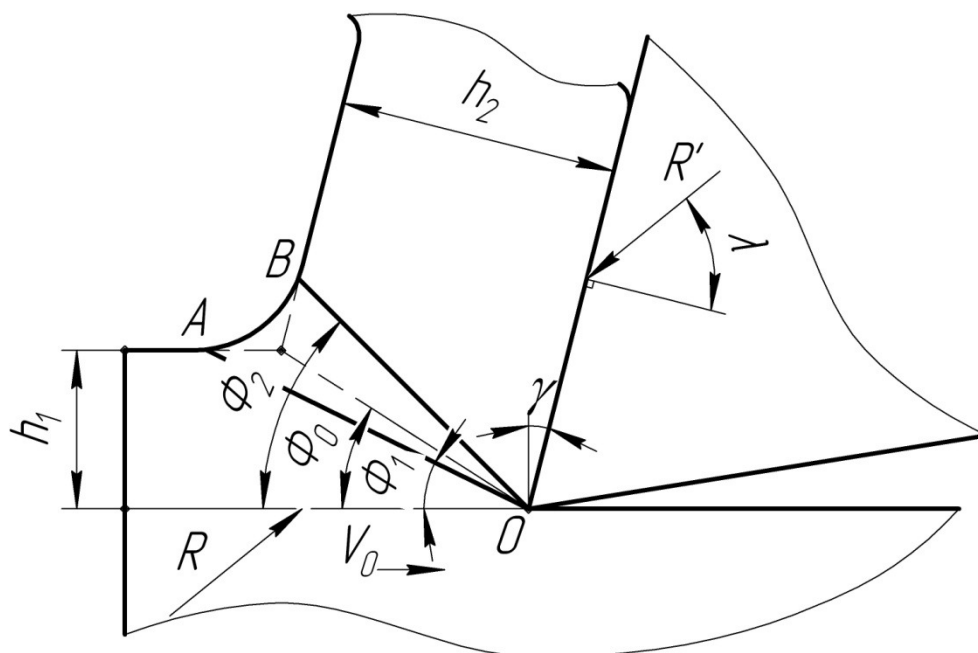


Рисунок 2.1.6 – Схема резания Окушими и Хитоми

В данном исследовании не определялось поле линий скольжения в зоне деформации. Исследование базировалось лишь на геометрии граничных линий зоны. Во многом оно было сходно с исследованием Мерчанта (за исключением размера зоны сдвига).

Предполагалось, что материал идеально пластичен и касательные напряжения по линиям OA , OB , OD равны напряжениям материала при сдвиге.

Эта модель предполагает увеличение деформации материала при прохождении через зону сдвига.

Эксперименты на свинцовых образцах показали, что угол Φ был всегда положительным. Было также отмечено, что в данной модели деформация сдвига намного меньше, чем в модели с одной плоскостью сдвига. Этот результат позволил сделать заключение, что модель Окушими и Хитоми весьма реалистична. Однако модель с развитой зоной сдвига, пригодная для процесса резания, оказалась недостаточно реальна для других процессов дефор-

мации. Необходимо отметить, что данная теория делает попытку выразить деформацию в зависимости от угла сдвига, тоже, как и теория, основанная на модели с одной плоскостью сдвига. Зона деформации превращается в плоскость сдвига при увеличении скорости резания. Поэтому теория, основанная на модели с развитой зоной деформации, не нашла большого практического применения, хотя некоторые исследователи продолжают развивать и совершенствовать схему резания с развитой зоной деформации.

Модель Петрушина С.И. и Проскокова А.В. Ими была предложена модель процесса несвободного резания, опирающаяся на два положения. Первое – замена сложного объёмного напряженно-деформированного состояния (НДС) зоны резания плоскими схемами, рассматриваемыми в сечениях, параллельных направлению схода стружки. Такое допущение позволяет решать плоскую задачу пластичности с построением в каждом сечении полей скольжения, а объёмный характер деформации учитывать через изменение толщины срезаемого слоя и длины силового контакта на передней и задней поверхностях лезвия инструмента. Это даёт возможность использовать при несвободном резании закономерности, установленные для схемы свободного резания. Второе положение: при построении сетки линий скольжения в пластической области в качестве исходных данных задаются законы распределения силовых контактных напряжений на рабочих площадках лезвия, а их значения расчётные. В этой концепции предполагается, что первопричиной изменения геометрии зоны пластичности являются контактные процессы на трущихся площадках лезвия инструмента. На (рис. 2.1.7) изображена схема резания, предложенная Петрушиным С.И. и Проскоковым А.В., являющаяся комбинацией двух рассмотренных выше схем резания Оксли (рис. 2.1.3) и схемы Ли и Шафера (рис. 2.1.2).

Граница $CA'K$ проходит параллельно линии OAN на расстоянии, равном толщине полосы скольжения, при этом $AA' = OC = OB$. На вершине лезвия инструмента и в пластическом треугольнике наблюдается резкое измене-

ние НДС обрабатываемого материала. Линия КА'С является границей начала зоны пластической деформации, Линия АЕ – граница окончания зоны пластической деформации.

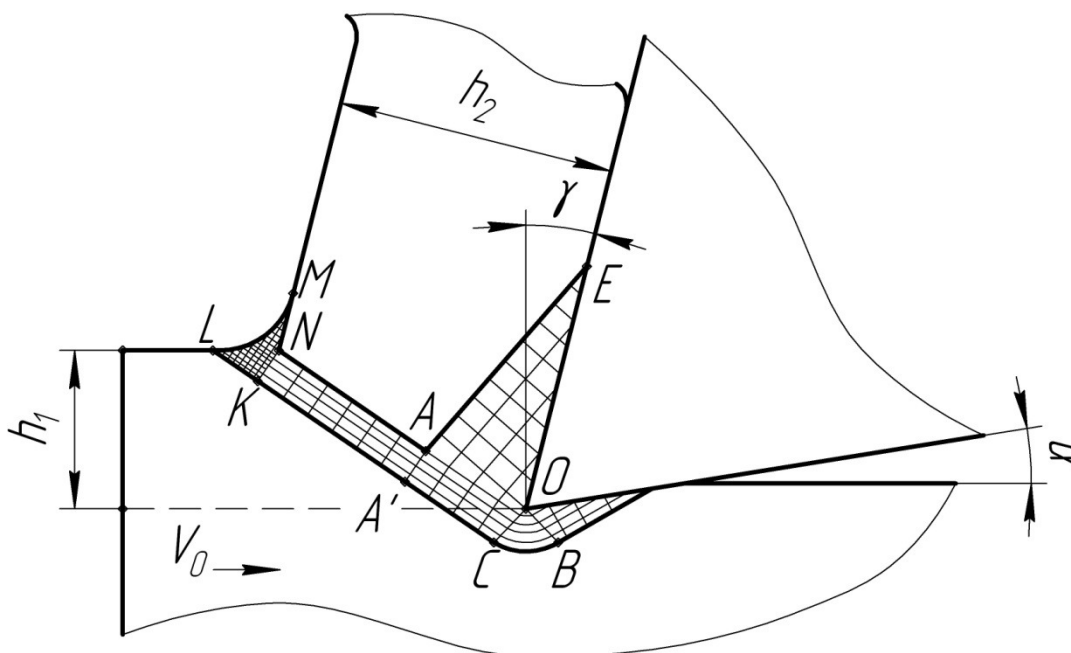


Рисунок 2.1.7 – Схема резания Петрушина С.И. и Проскокова А.В.

Процесс резания металлов сопровождается упрочнением или разупрочнением различных областей обрабатываемого материала, что оказывает большое влияние на величину силы резания, напряжения на контактных поверхностях инструмента и другие силовые параметры. Однако, как указывают авторы рассмотренной модели, их схема резания и предлагаемые уравнения для определения силовых характеристик не учитывают эти процессы, что, несомненно, является недостатком данной модели [65, 66].

Были сделаны попытки создать схему резания, совмещающую развитую зону деформирования и условную плоскость сдвига, ниже рассмотрена такая модель резания.

Модель Воробьева И.А. При разработке модели автор принял ряд основных положений, используемых практически всеми исследователями. Основными исходными данными при разработке модели являются:

1. физико-механические характеристики обрабатываемого материала;
2. геометрические параметры инструмента и режимы резания;
3. предварительное задание угла действия или среднего коэффициента трения;
4. принятие зоны расположения металла OADF как абсолютно жёсткого тела (рис. 2.1.8);
5. равенство величин и направления скорости для каждой точки зоны OADF в том числе и точек O, A;
6. постоянное значение касательных и нормальных напряжений на линии OA.

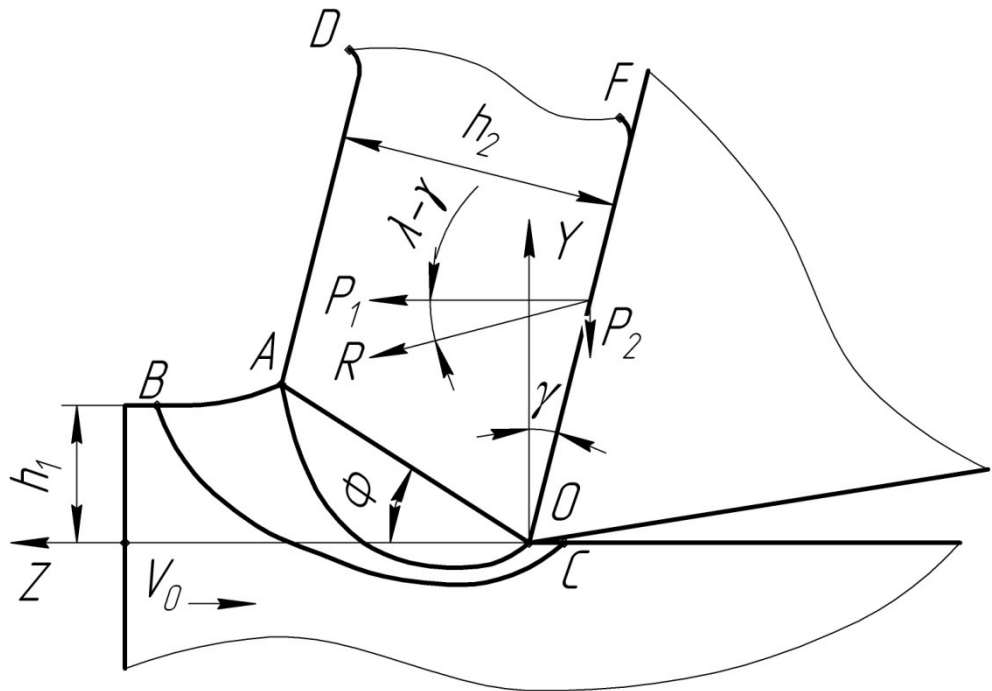


Рисунок 2.1.8 - Схема резания Воробьёва И.А.

Согласно предложенной модели, автор указывает, что течение металла в направлении движения стружки начинается в зоне, граница которой проходит через точки O и A. Однако к этой зоне подходит уже предварительно деформированный металл, что определяется его наплывом в точке A. Поэтому при определении формы линии необходимо рассматривать схему, в которой

к точке А подходит слой металла с пределом упругости, равным пределу упругости упрочнённого металла (рис. 2.1.8).

Недостатком предложенной Воробьёвым модели резания является область применения для процессов с низкими скоростями и температурами в зоне резания (менее 400 °С).

В работах [8, 35, 37 и др.] доказано, что зона деформации имеет значительный объём. Это подтверждено измерениями твёрдости вблизи корня стружки. Но рассмотренные выше схемы резания с развитой областью деформации не пригодны для моделирования процессов резания со скоростями резания, обычно применяемыми на практике. Ниже рассмотрена схема резания с развитой зоной деформации, учитывающая перечисленные недостатки.

Модель Воронцова А.Л., Султан-Заде Н.М., Албагачиева А.Ю. Расчётная схема процесса резания применима как при положительных, так и при отрицательных передних углах γ . Для рассматриваемой схемы имеет место плоское деформированное состояние. Основными положениями являются:

1. режущий клин внедряется в материал обрабатываемой заготовки со скоростью v_0 ;
2. возникающий при этом очаг интенсивной пластической деформации заключён в пространстве, ограниченном поверхностью режущего клина на участке ОС, а также штриховыми линиями АВ, АО, и ВС (рис. 2.1.9).

Линия АВ и продолжающая её поверхность стружки на участке ВК параллельны поверхности режущего клина. Удалённость линии АК от рабочей поверхности резца определяется толщиной h_2 стружки, которая заранее не задаётся, а должна быть найдена в ходе математического решения. В области ВСДК, расположенной выше верхней границы очага интенсивной пластической деформации, имеют место вторичные упругопластические деформации, обусловленные происходящим выравниванием неравномерно распределённых вдоль границы ВС скоростей пластического истечения материала заготовки в стружку. Когда пластически деформированная зона высотой h_4 ока-

зывается правее острия O режущего клина, происходит её упругая разгрузка, обуславливающая контакт с задней поверхностью режущего клина на длине l_3 .

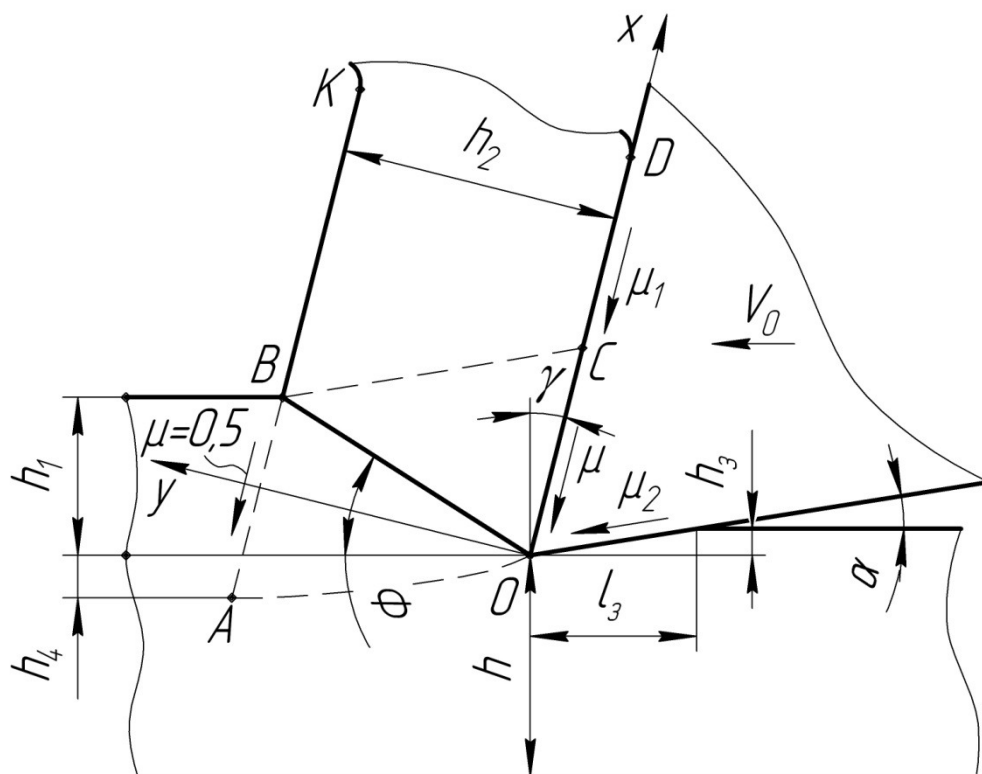


Рисунок 2.1.9 – Схема резания Воронцова А.Л., Султан-Заде Н.М., Албагачиева А.Ю.

Скоростное и деформационное упрочнение учитывается средней величиной напряжения σ_s текучести в очаге пластической деформации. Напряжения трения на контактных поверхностях определяются законом Зибеля:

$$\tau_k = \mu \beta \sigma_s \quad (2.1.15)$$

где β – коэффициент Лоде, при плоской деформации равен 1,155, μ – коэффициент трения по напряжению текучести (при записи (2.1.15) предельная величина μ равна 0,5).

Модель Воронцова А.Л. предполагает, что сдвиг материала при стружкообразовании происходит вдоль плоскости сдвига OB (рис. 2.1.9) [21].

Выше были рассмотрены схемы, позволяющие рассчитать напряжения в пластической зоне, но в них отдавалось предпочтение или области первич-

ных деформаций, прилегающей к свободной поверхности срезаемого слоя и стружки, или области вторичных деформаций, окружающей лезвие; схемы резания с развитой зоной деформации пригодны к применению при низких скоростях и температурах резания, некоторые схемы резания справедливы в некотором диапазоне геометрических параметров режущего инструмента и физико-механических параметров процесса резания. В отличие от рассмотренных выше моделей, последняя не имеет перечисленных недостатков, а также позволяет учитывать упрочнение обрабатываемого материала в процессе резания, применима для скоростей и температур резания, обычно применяемых на практике.

Проведя анализ ряда существующих моделей и схем процесса резания металлов в зоне установившегося резания с целью использования наиболее приемлемой и совершенной для рассмотрения процесса выхода режущего клина из заготовки и разработки физико-математической модели этого процесса, был сделан выбор в пользу модели Воронцова А.Л.

Анализируя эту модель, в частности графическое представление схемы резания, сделано предположение, справедливое не только для схемы резания с одной плоскостью сдвига, но и с развитой зоной деформации. Предположением является то, что материал заготовки, находящейся выше условной плоскости сдвига, или верхней границы развитой зоны деформации, в значительной степени меньше претерпевает деформационные изменения в основном за счёт сил трения, действующих в зоне контакта с передней поверхностью режущего клина и фактически этот объём металла является стружкой. Данный вывод становится более очевидным при детальном рассмотрении процесса стружкообразования. В процессе резания при перемещении режущего клина в обрабатываемом материале заготовки, накопленная деформация в области, прилегающей к поверхности режущего клина (рис. 2.1.10, а), по ходу резания будет непрерывно увеличиваться, то рано или поздно она достигнет деформации разрушения и произойдёт мгновенное образование

трещины (показана толстой линией) в пределах данной области, протяжённость которой определяется координатой y_r .

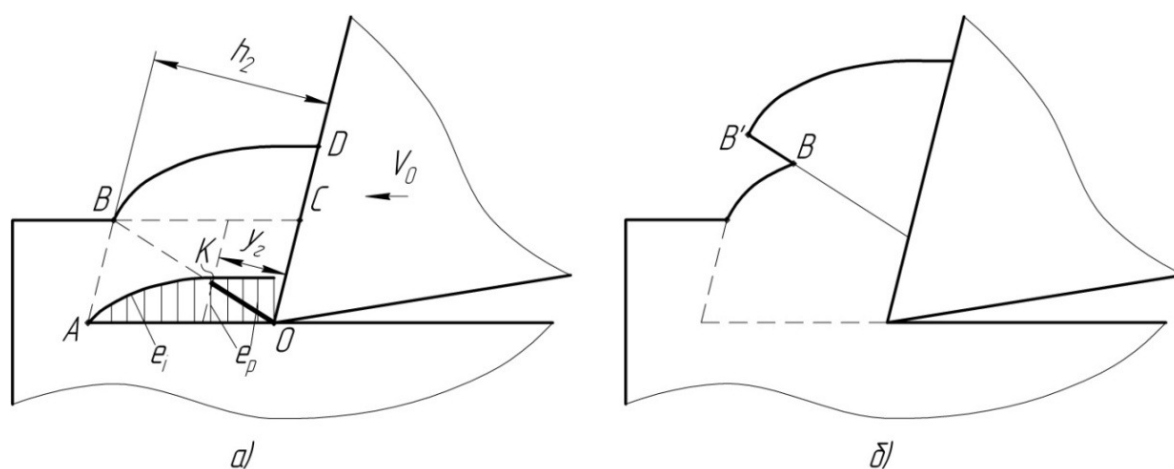


Рисунок 2.1.10 – Образование трещины: а – при достижении накопленной деформации разрушения e_p ; б – последующее образование элемента стружки

После возникновения трещины вместо продолжения пластической деформации в области OBD энергетически станет предпочтительным простой сдвиг этой области как жёсткого целого вдоль оставшейся перемычки, показанной штрихпунктирной линией BK. Замена пластической деформации простым сдвигом в направлении трещины вызовет падение силы резания. Так как при сдвиге накопленная деформация в плоскости сдвига будет увеличиваться, то это может привести к дальнейшему увеличению длины трещины.

Поскольку при движении области OBD как жёсткого целого скорость всех её точек станет одинаковой, то скорость точки B, принадлежащей этой области, будет определяться скоростью движения режущего клина. В то же время мгновенная скорость точки B, принадлежащей области недеформированного металла, граничащей с пластической областью OAB, будет равна нулю. Следовательно, после образования трещины в точке B возникнет разрыв скоростей, приводящий к опережающему смещению точки B' (рис. 2.1.10, б), принадлежащей жёсткой области, расположенной выше трещины, относи-

тельно точки В, принадлежащей пластической области, расположенной ниже трещины. В результате образуется характерный зубец стружки, в котором длину ВВ' можно полагать равной длине ОК исходной трещины. Это отражает тот очевидный факт, что чем больше будет длина ОК трещины, тем меньше будет длина ВК оставшейся целой перемычки, а следовательно, тем меньше будет тянущая сила, действующая со стороны сдвигаемой жёсткой области ОВД на пластическую область ОАВ, и, соответственно, физически будет больше разница перемещений точек В и В'. Такой подход хорошо соответствует наблюдаемой физике процесса резания [23].

Учитывая сделанное предположение, толщину срезаемого слоя h_1 в зоне выхода следует определять через длину условной плоскости сдвига:

$$h_1^{6bix} = OB^{6bix} \cdot \sin \Phi_i^{6bix} \quad (2.1.16)$$

где OB^{6bix} – длина условной плоскости сдвига в зоне выхода, Φ^{6bix} – угол наклона условной плоскости сдвига в зоне выхода.

Это связано с тем, что в зоне выхода при достижении некоторого положения режущим клином, условная плоскость сдвига выйдет на свободную поверхность срезаемого слоя, находящуюся на торце заготовки в отличие от зоны установившегося резания (рис. 2.1.11, в).

Рассматривая процесс свободного ортогонального резания, начиная с зоны установившегося резания и заканчивая выходом инструмента из заготовки можно выделить три основных зоны резания: зону установившегося резания, зону перехода от установившегося резания к зоне выхода, зону выхода. В идеализированной схеме резания, предполагающей равномерный снимаемый припуск (толщину срезаемого слоя), однородные механические свойства обрабатываемого материала, рассматриваемые зоны резания характеризуются рядом параметров.

Для зоны установившегося резания (рис. 2.1.11, а) характерно то, что постоянную величину имеют толщина срезаемого слоя h_1 , скорость деформации ξ_i , накопленная деформация e_i , напряжение текучести σ_s обрабатываемо-

го материала в зоне деформации, температура деформации вблизи вершины режущей кромки, угол Φ наклона условной плоскости сдвига, коэффициент усадки стружки K_c и ряд других параметров, при этом условная плоскость сдвига выходит на свободную поверхность срезаемого слоя, находящуюся не на торце заготовки, область $OABC$ пластической деформации также не затрагивает торец заготовки.

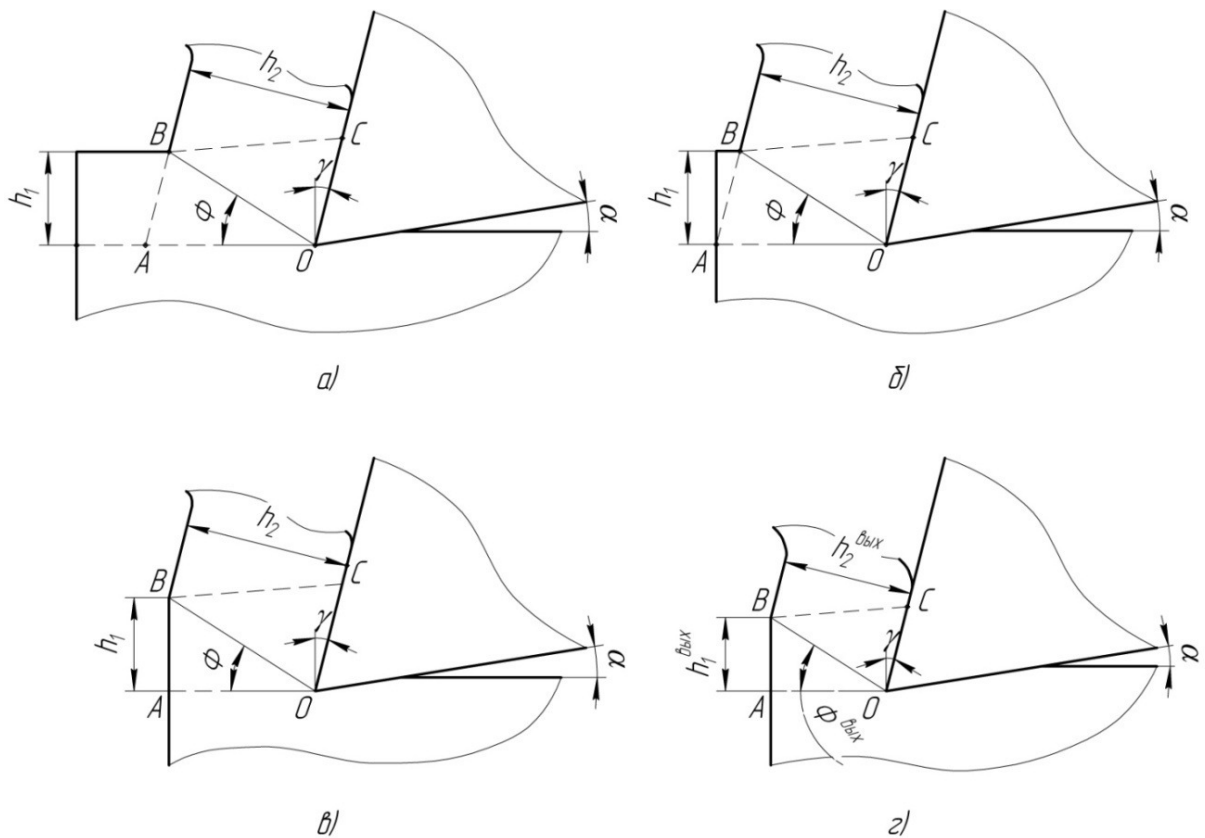


Рисунок 2.1.11 – Схема резания с одной условной плоскостью сдвига:
 а – зона установившегося резания; б – начало зоны перехода от установившегося резания к процессу выхода; в – конец зоны перехода, начало зоны выхода; г – зона выхода

Для переходной зоны (рис. 2.1.11, б) условная плоскость сдвига выходит на свободную поверхность срезаемого слоя, находящуюся не на торце заготовки, области $OABC$ пластической деформации выходит на торец заготовки в точке A . При последующем перемещении режущего клина происхо-

дит уменьшение объёма области ОАВС пластической деформации, увеличение площади области ОАВС пластической деформации на торцевой поверхности заготовки. Это приводит к началу изменения перечисленных выше параметров процесса резания с некоторым запаздыванием, характерным при изменении внешних или внутренних параметров процесса резания. При достижении некоторого положения режущим клином, при котором условная плоскость сдвига выйдет на свободную поверхность срезаемого слоя, находящуюся на торце заготовки, закончится переходная зона и начнётся зона выхода.

Расстояние ОА, определяющее положение режущего клина, при котором он достигнет зоны выхода, определяется выражением:

$$OA = \frac{h_1}{\operatorname{tg} \Phi} \quad (2.1.17)$$

Для зоны выхода (краевой зоны) (рис. 2.1.11в, г) характерен выход условной плоскости сдвига на свободную поверхность срезаемого слоя, находящуюся на торце заготовки и при этом величины перечисленных выше параметров динамически изменяются в зависимости от положения режущего клина, объём области ОАВС пластической деформации значительно меньше, чем в зоне установившегося резания.

При движении инструмента в краевой зоне длина условной плоскости сдвига $OB^{\text{вых}}$ динамически уменьшается. Это вызвано двумя факторами: геометрическими параметрами краевой зоны (рис. 2.1.11, в) и динамическим уменьшением угла $\Phi^{\text{вых}}$ наклона условной плоскости сдвига, которое будет рассмотрено позже.

Динамическое уменьшение длины условной плоскости сдвига приведёт к уменьшению толщины срезаемого слоя, определяемого по выражению (2.1.16), которое вызовет увеличение средней величины скорости деформации обрабатываемого материала в зоне резания, вытекающего из выражения [22]:

$$\xi_{icp} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{v_0}{h_2} \cdot \cos \gamma \cdot \left(2 + \sqrt{1 + \frac{1}{\frac{1}{3\mu^2} - 1}} \right) \quad (2.1.18)$$

где v_0 – скорость резания, мм/с

Подобные данные приведены в работе [9].

Толщина стружки определяется по выражению (2.1.5), представленному в виде:

$$h_2 = h_1 \cdot K_c \quad (2.1.19)$$

Значительное уменьшение объёма области ОАВС пластической деформации в зоне выхода приводит к динамическим изменениям параметров процесса резания. Подробный механизм изменения параметров процесса резания при выходе режущего клина будет рассмотрен в следующем разделе.

2.2. Пластическая деформация, утолщение стружки в зоне выхода

Процесс резания представляет собой упруго пластическое деформирование металла с последующим разрушением и отделением некоторой части обрабатываемого металла (припуска). В процессе резания большую роль играет пластическое деформирование, в основном определяющее контактные нагрузки на режущий клин. Как уже отмечалось, в зоне выхода контактные напряжения на передней и задней поверхностях зуба металлорежущего инструмента возрастают, приводя к повышенному износу, выкрашиванию и даже при некоторых условиях к сколам вершины режущей части. Данный характер поведения контактных напряжений тесно связан с протекающим процессом пластического деформирования срезаемого слоя, который в краевой зоне носит характер, отличный от зоны установившегося резания.

Качественным показателем протекающего процесса пластической деформации в зоне резания может служить утолщение стружки или коэффициент усадки стружки, определяемый по выражению (2.1.5). Однако величина

деформации по толщине стружки распределена неравномерно, максимальное значение которой приходится на прирезцовую поверхность, а минимальное на свободную поверхность. Это различие менее выражено для более тонкой стружки и, наоборот, чем больше срезаемый слой, тем больше различие между деформацией на свободной и прирезцовой поверхностях. Уравновешивание величины пластической деформации по толщине стружки приводит к увеличению её утолщения по сравнению с величиной срезаемого слоя, другими словами, к увеличению коэффициента усадки стружки. В качестве графического представления выше сказанного на (рис. 2.2.1) приведены зависимости коэффициента усадки стружки в зависимости от её толщины, приведённые в работах [8, 11, 37, 49, 90].

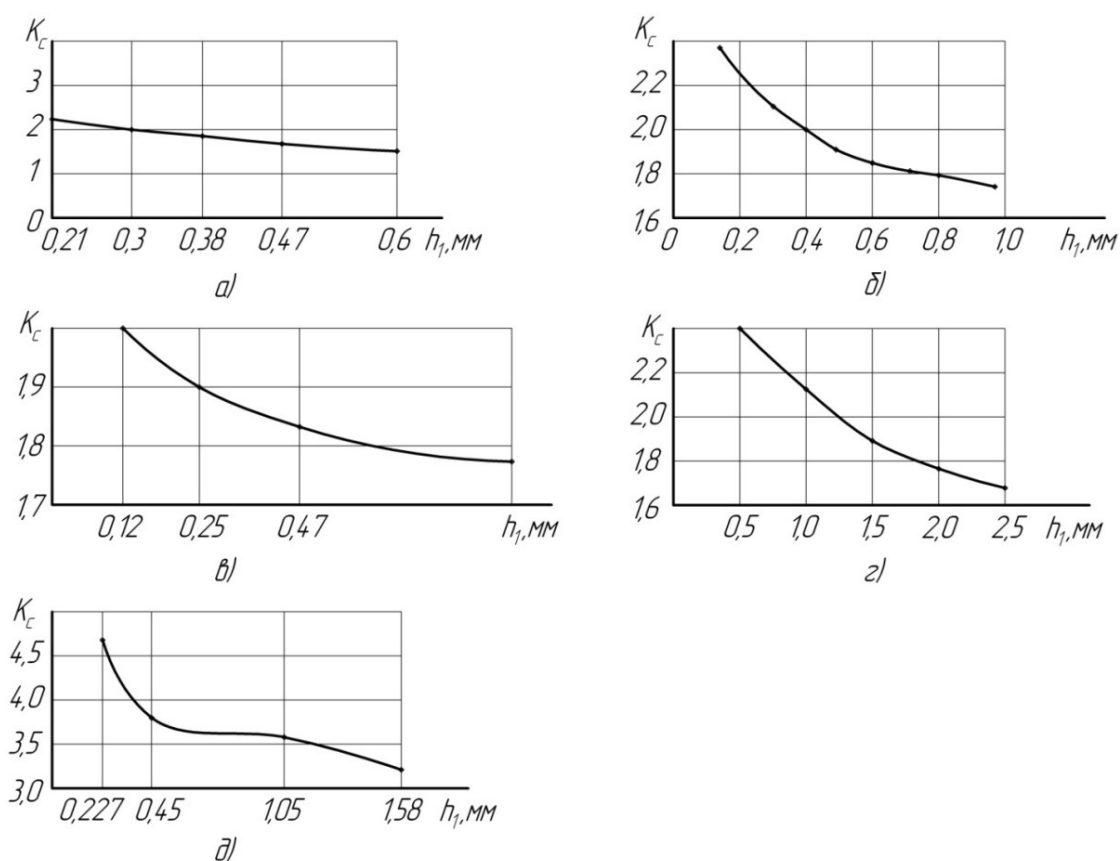


Рисунок 2.2.1 – Влияние толщины срезаемого слоя на коэффициент усадки стружки при резании металлов со скоростями резания, исключая образование наростообразования, приведённых в работах: а – [51]; б – [37]; в – [8]; г – [11]; д – [49]

Подтвердить или опровергнуть данное предположение измерением коэффициента усадки стружки для зоны выхода не предполагается возможным. Это связано с её малыми размерами. Например, по предлагаемой модели при толщине срезаемого слоя $h_1 = 1$ мм, её протяжённость OA , определяемая по выражению (2.1.17) не превысит 3 мм для значений угла Φ наклона условной плоскости сдвига равных $20\dots 30^\circ$, имеющих место при обычно применяемых на практике режимах резания.

Однако для экспериментального подтверждения можно воспользоваться выражением (2.1.5), связывающим коэффициент усадки стружки с углом Φ наклона условной плоскости сдвига. Экспериментально значение угла Φ определяется из общеизвестных выражений [50]:

$$\operatorname{ctg}(\psi) = \operatorname{tg}(\Phi - \gamma) + \operatorname{ctg}(\Phi) + 1 \quad (2.2.1)$$

$$\psi = 90^\circ - \Phi - (\chi - \gamma) \quad (2.2.2)$$

где ψ – угол текстуры стружки (рис. 2.2.2); χ – угол между касательной к прирезцовой стороне стружки и направлением текстуры (рис. 2.2.2).

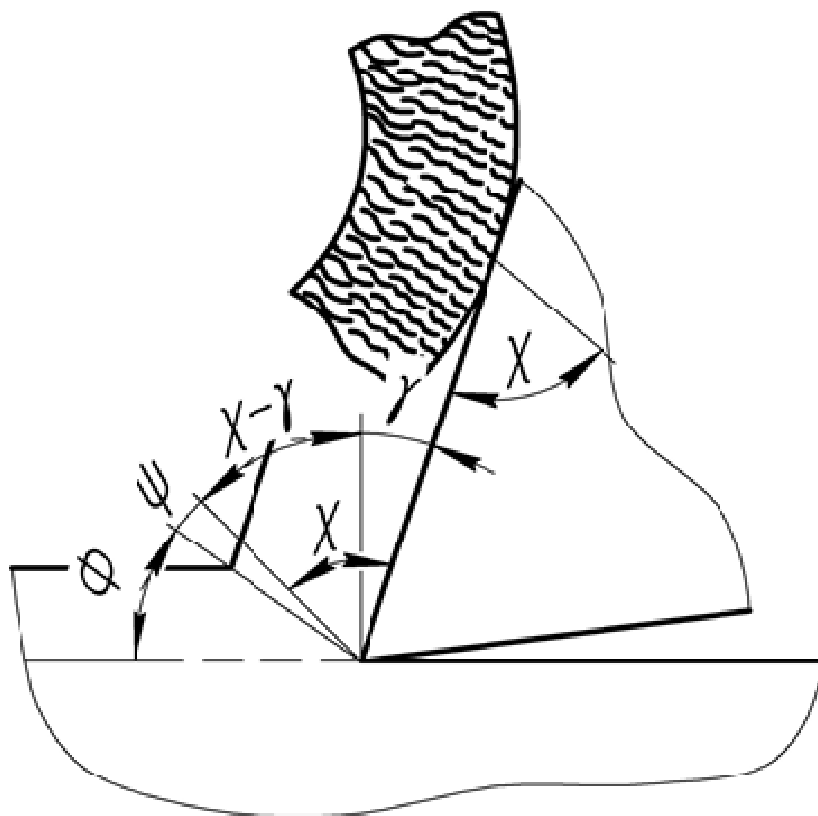


Рисунок 2.2.2 – Схема определения угла текстуры стружки ψ

Для этого необходимо изготовить микрошлифы из образцов участков стружки, соответствующих зоне установившегося резания и зоне выхода и под микроскопом измерить угол χ между касательной к прирезцовой стороне стружки и направлением текстуры по схеме на (рис. 2.2.2).

В работах [56, 68] указывается следующее, что в момент выхода инструмента из контакта возникает трещина и срезаемый слой мгновенно отрывается от обрабатываемой заготовки. На (рис. 2.2.3) представлена фотография микрошлифа корня стружки и обрабатываемой заготовки в момент выхода инструмента из контакта при строгании стали.

На снимке виден отрыв срезаемого слоя от обрабатываемой заготовки. Отрыв срезаемого слоя происходит в результате образования трещины, проходящей под определённым углом к направлению резания.

Так как автор говорит, что отрыв происходит под определённым углом, но не конкретизирует этот угол, то скорей всего, значение этого угла значительно отличается от величины угла Φ наклона условной плоскости сдвига в зоне установившегося резания. Это явление полностью согласуется с предложенной в диссертации моделью процесса выхода режущего клина и сделанным предположением об уменьшении угла наклона условной плоскости сдвига в краевой зоне.

Таким образом, сделанное выше предположение об увеличении коэффициента усадки стружки, которое связано с уменьшением угла Φ , является справедливым.

Теоретически установленное возрастание коэффициента усадки стружки в зоне выхода даёт основание для теоретического и экспериментального изучения поведения величины относительной и накопленной деформации в зоне выхода. Однако следует заметить, что для определения относительной деформации имеются различные выражения:

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (2.2.3)$$

где l_0 – начальная, l – текущая длина испытываемого образца



Рисунок 2.2.3 – Момент выхода инструмента из контакта с заготовкой при строгании [56]

Выражение (2.2.3) называется конечной деформацией Грина. При растяжении теоретически может изменяться от 0 до ∞ .

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l} \quad (2.2.4)$$

Выражение (2.2.4) называется конечной деформацией Альманси. Эта мера при растяжении может изменяться лишь от 0 до 1, т.е. очень сильно отличается от меры (2.2.4).

При больших деформациях одни меры сильно завышают, а другие, наоборот, сильно занижают расчётное значение деформации. Поэтому одним их существенным недостатком является спор о том, к чему следует относить величину изменения исходной длины или площади. Двумя другими недостатками являются отсутствие свойства аддитивности (суммирования), а также невозможность использования для записи известного условия не сжимае-

мости (постоянства объёма)

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0 \quad (2.2.5)$$

Четвёртым недостатком является непригодность таких мер для описания гипотезы «единой кривой», т.е. гипотезы о том, что кривая упрочнения не зависит от типа напряжённого состояния. Между тем эта гипотеза используется во многих конкретных исследованиях реальных технологических процессов с помощью теории пластичности, поскольку обычно (например, при выдавливании стаканов) в одной части очага пластической деформации преобладают деформации сжатия, а в другой – растяжения.

Данные недостатки устраняет вводимая в теории пластичности логарифмическая мера деформации (иногда называемая истинной деформацией или накопленной деформацией) [16]:

$$e_i = \left| \ln \frac{l}{l_0} \right| \quad (2.2.6)$$

Применительно для процесса резания в работе [18] приведено выражение для определения величины накопленной деформации:

$$e_i = \frac{\operatorname{tg}(\Phi - \gamma) + \operatorname{ctg}\Phi}{\sqrt{3}} \quad (2.2.7)$$

Из выражения (2.2.7) следует, что при уменьшении угла наклона Φ условной плоскости сдвига в зоне выхода величина накопленной деформации возрастает.

2.3. Теплофизические процессы в зоне выхода

Теплофизические процессы играют важную роль в процессе резания металлов. Так, выделяющаяся теплота в процессе обработки во многом определяет нагрузку, действующую на режущий клин, его стойкость, а также качество обработанной поверхности.

Установленное выше увеличение скорости деформации в зоне выхода при учёте сделанного предположения об уменьшении толщины h_1 срезаемого слоя при выходе режущего клина из заготовки приводит к тому, что деформационная кривая для обрабатываемого материала будет располагаться ниже деформационной кривой соответствующей более низкой скорости деформации в зоне установившегося резания (рис. 2.3.1, а), также более низко расположенной деформационной кривой соответствует более низкая температура деформации (рис. 2.3.1, б) [20, 68].

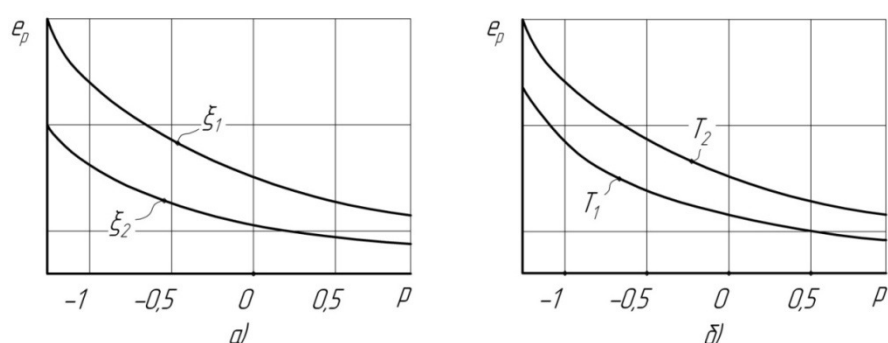


Рисунок 2.3.1 – Диаграммы пластичности материала: а - при скоростях деформации $\xi_2 > \xi_1$; б – при температурах $T_2 > T_1$

Приведённая выше закономерность, связанная с уменьшением толщины срезаемого слоя на выходе, даёт основание предположить, что температура резания в зоне выхода несколько ниже, чем в зоне установившегося резания. Для подтверждения предположения о снижении температуры резания в зоне выхода при уменьшении толщины срезаемого слоя ниже приведены графические зависимости температуры резания от толщины срезаемого слоя (рис. 2.3.2 – 2.3.4).

Приведённые кривые показывают, что температура резания постепенно повышается по мере увеличения толщины срезаемого слоя, достигая максимума в середине дуги контакта, т. е. при максимальной толщине срезаемого слоя. Затем, по мере уменьшения толщины срезаемого слоя, температура резания снижается, но в меньшей степени по сравнению с первоначальным её

повышением. Такой характер изменения температуры резания по дуге контакта зуба фрезы с деталью объясняется изменением состояния поверхности режущего инструмента и изменением мгновенной толщины срезаемого слоя [56].

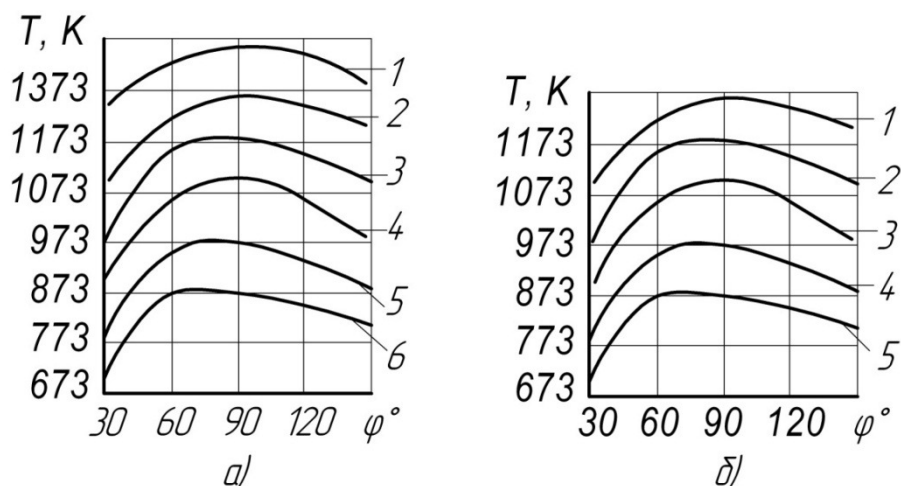


Рисунок 2.3.2 – Зависимость температуры резания от мгновенного положения зуба фрезы по углу контакта φ инструмента с деталью: а) – Т15К6 – сталь 18Х2Н4ВА; б) – Т15К6 – Ст5; При скоростях резания: 1- 7,72 м/с; 2 – 5,58 м/с; 3 – 4,18 м/с; 4 – 2,75 м/с; 5 – 2,03 м/с; 6 – 1,32 м/с

По данным Подураева В.Н. [67, 69] закономерность уменьшения температуры резания при уменьшении величины подачи (толщины срезаемого слоя h_1) справедлива как для непрерывного резания, так и для прерывистого резания (рис. 2.3.3).

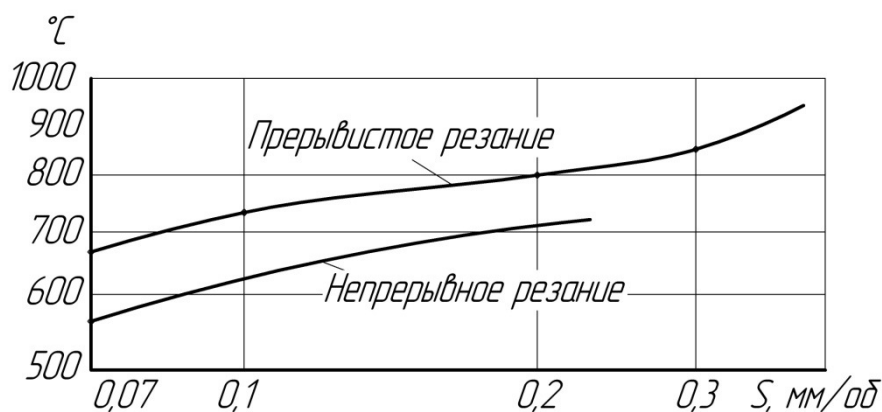


Рисунок 2.3.3 – Зависимость температуры резания от величины подачи

Данная зависимость температуры резания справедлива для любых обрабатываемых металлов и сплавов (рис. 2.3.4).

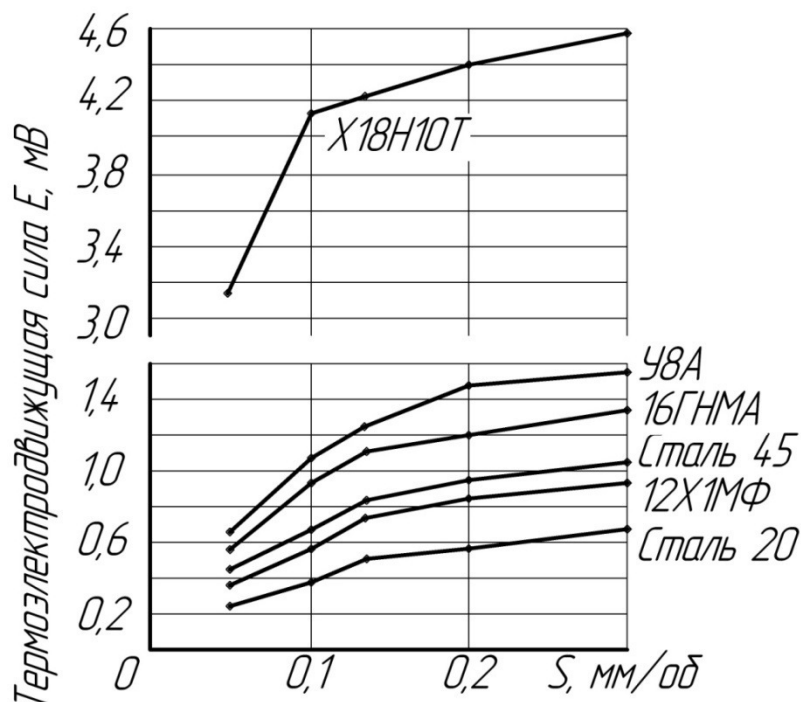


Рисунок 2.3.4 – Зависимость термоэлектродвижущей силы (температуры резания) от величины подачи для различных обрабатываемых сталей

Подобные данные приведены в ряде других работ [8, 12, 34, 37, 49, 53, 71, 73 и др.].

В качестве исходной модели теплофизических процессов в зоне резания для теоретического исследования применительно к зоне выхода использована модель разработанная Воронцовым А.Л. [26-33]. Данная модель является полностью теоретической в отличие от многих теоретико-экспериментальных моделей, предложенных другими исследователями. К существенным преимуществам относятся: учёт геометрии инструмента, параметров процесса резания, контакт режущего клина с заготовкой и обработанной поверхностью по передней и задней поверхностям, теплофизические характеристики обрабатываемого и инструментального материала, участвующих в процессе резания, а также учитывает взаимобратную связь температуры резания с напряжением текучести обрабатываемого материала.

Одним из важных параметров процесса резания является температура резания, т.е. среднее значение температуры на поверхностях контакта режущего клина с заготовкой, обработанной поверхностью и стружкой. По модели Воронцова А.Л. температура резания рассчитывается по выражению:

$$T = \left(\frac{1}{\frac{1}{2T_{\text{плав}}} + \frac{1}{\sigma_s F_t}} \right) \quad (2.3.1)$$

где $T_{\text{плав}}$ – температура плавления обрабатываемого материала, °С; σ_s – напряжение текучести обрабатываемого материала, соответствующее температуре 20 °С, МПа; F_t – температурный показатель, определяемый по выражению:

$$\begin{aligned} F_t = & \frac{0,15K_{ic.3}K_c}{C_p \cos \gamma} + \frac{0,226(1-K_{ic.3})\sqrt{K_c h_1 v_0}}{\sqrt{\lambda C_p \cos \gamma}} + \frac{1,155K_{d.c}}{C_p} \times \\ & \left[u(1 + \mu_1(1 - tg \gamma)) + \frac{(0,5 + \mu)u}{2K_c} \right] \cos \gamma + \frac{K_c h_1}{4b \cos \gamma} + \\ & + \frac{\sqrt{K_c v_0}}{(l_n + l_3)\sqrt{\lambda C_p}} \cdot \left\{ 0,522 \frac{K_{ic.n}}{K_c} \mu l_n \sqrt{l_n} + \right. \\ & + \frac{0,181(1-K_{ic.3})l_3 \sqrt{h_1}}{\sqrt{\cos \gamma}} \cdot \left[\left(1 + \frac{l_3}{l_2} \right)^{2,5} - 1 \right] \frac{l_2}{l_3} - 2,5 + \\ & \left. + \left[\frac{2,888\mu_2 K_{ip.3}}{1-K_{ic.3}} - \left(\frac{l_3}{l_2} + 2,5 \right) \right] \sqrt{\frac{l_3}{l_2}} \right\} \end{aligned} \quad (2.3.2)$$

где C_p – объёмная теплоёмкость обрабатываемого материала, МДж/(м³·°С); λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·°С); u – безразмерный коэффициент при $\gamma \geq 0$ $u = 1$, при $\gamma < 0$ $u = 1 - \sin \gamma$; μ , μ_1 , μ_2 – коэффициенты трения в очаге интенсивной пластической деформации, в зоне контакта режущего клина с образующейся стружкой и заготовкой на задней поверхности соответственно; b – ширина стружки, мм; l_n , l_3 – длины контакта режущего клина по передней и задней поверхностям со-

ответственно, мм; l_2 – длина контакта стружки с заготовкой (рис. 2.3.5), мм; $K_{т.з.}$, $K_{т.р.з.}$, $K_{т.п.}$, $K_{д.с.}$ – коэффициенты, определяющие долю теплоты, поступающей в стружку на границе контакта с заготовкой, в заготовку в зоне контакта с режущим клином, в стружку в зоне контакта с передней поверхностью режущего клина, коэффициент, определяющий долю теплоты деформации, поступающей в стружку соответственно.

Длина контакта режущего клина по передней поверхности l_n определяется по выражению [33]:

$$l_n = h_1(1 + K_c) \quad (2.3.3)$$

Длина контакта режущего клина по задней поверхности l_3 определяется по выражению [23]:

$$l_3 = \frac{\beta \sigma_s h}{E \operatorname{tg} \alpha} \left[\sin^2 \gamma + \mu_1 (1 - \operatorname{tg} \gamma) + \frac{(0,5 + u)u}{K_c} - \mu \sin 2\gamma \right] \quad (2.3.4)$$

где E – модуль упругости обрабатываемого материала, МПа; h – толщина заготовки, испытывающая упругое восстановление за режущим клином, мм. При строгании величина h равна расстоянию от острия до нижней опорной поверхности заготовки, при точении целесообразно считать, что параметры процесса выбраны таким образом, чтобы практически отсутствовал изгиб оси заготовки.

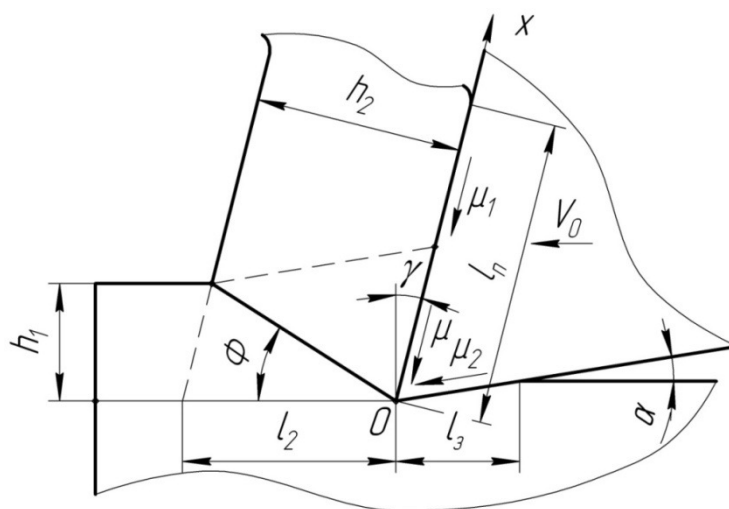


Рисунок 2.3.5 – Схема контакта режущего клина с заготовкой, стружкой и обработанной поверхностью

В этом случае размер h измеряется до недеформированной оси, т.е. определяется по формуле:

$$h = \frac{d}{2} \quad (2.3.5)$$

где d – диаметр обточенной поверхности заготовки, мм.

Длина контакта стружки с заготовкой определяется по выражению [33]:

$$l_2 = \frac{K_c h_1}{\cos \gamma} \quad (2.3.6)$$

Для зоны выхода длина контакта стружки с заготовкой определяется по выражению:

$$l_{2\text{вых}} = \frac{h_{1\text{вых}}}{\text{tg} \Phi_{\text{вых}}} \quad (2.3.7)$$

Выражение (2.3.7) учитывает ограничение зоны деформации торцом заготовки. В данном случае торец заготовки перпендикулярен к направлению движения режущего клина.

Коэффициент $K_{\text{тс.з}}$, определяющий долю теплоты, поступающей в стружку на границе контакта с заготовкой определяется по выражению:

$$K_{\text{тс.з}} = \frac{1}{1 + 1,66 \sqrt{\frac{\lambda K_c}{C_\rho h_1 v_0 \cos \gamma}}} \quad (2.3.8)$$

Коэффициент $K_{\text{тр.з}}$, определяющий долю теплоты, поступающей в заготовку в зоне контакта с режущим клином определяется по выражению:

$$K_{\text{тр.з}} = \frac{1}{1 + \frac{90^\circ - \alpha - \gamma}{90^\circ} \cdot \frac{2,84}{I_{\text{ср.з}}} \cdot \frac{\lambda}{\sqrt{\lambda C_\rho l_3 v_0}}} \quad (2.3.9)$$

где $I_{\text{ср.з}}$ – средняя величина температурного коэффициента для задней поверхности.

Средняя величина температурного коэффициента для контакта по передней и задней поверхностям определяется по выражению:

$$I_{cp} = \ln \left(\frac{m+n}{m-n} \right) + 2n \ln \left(\frac{n}{m-1} \right) \quad (2.3.10)$$

где m и n – коэффициенты определяемы по выражениям:

$$m = \sqrt{1+n^2} \quad (2.3.11)$$

При этом для передней поверхности режущего клина:

$$n = \frac{0,5b}{l_n} \quad (2.3.12)$$

Для задней поверхности режущего клина:

$$n = \frac{0,5b}{l_3} \quad (2.3.13)$$

Коэффициент $K_{tc.n}$, определяющий долю теплоты, поступающей в стружку в зоне контакта с передней поверхностью режущего клина, определяется по выражению:

$$K_{tc.n} = \frac{1}{1 + \frac{90^\circ - \alpha - \gamma}{90^\circ} \cdot \frac{2,84}{I_{cp.n}} \cdot \frac{\lambda_p}{\sqrt{\lambda C_\rho l_n v_0}}} \quad (2.3.14)$$

где λ_p - коэффициент теплопроводности материала режущего клина, Вт/(м·°С);

Коэффициент $K_{д.с.}$, определяющий долю теплоты деформации, поступающей в стружку, определяется по выражению:

$$K_{д.с.} = \frac{1}{1 + 2 \sqrt{\frac{\lambda K_c}{C_\rho v_0 h_1 \cos \gamma}}} \quad (2.3.15)$$

Толщина стружки h_2 , необходимая для определения коэффициента усадки стружки при теоретическом расчёте температуры резания и других параметров процесса резания определяется из условия минимума энергии деформации, выражаемом в данном случае минимумом силы резания:

$$\frac{\partial P}{\partial h_2} = 0 \quad (2.3.16)$$

Величина силы резания определяется по выражению:

$$P = \beta \sigma_s u h_1 \left\{ \left[1 + \mu_1 \frac{l}{h_2} + \frac{(0,5 + \mu) u h_1}{2 h_2} \right] \cos \gamma + \frac{h_2}{4 u h_1 \cos \gamma} + \mu \sin \gamma + \mu_2 \frac{l_3}{u h_1} \right\} \quad (2.3.17)$$

где l – длина контакта режущего клина со стружкой, определяется по выражению [22]:

$$l = h_2 (1 - \operatorname{tg} \gamma) + u h_1 \left(\frac{1}{u \cos \gamma} - 1 \right) \quad (2.3.18)$$

С учётом выражения (2.3.17), условие минимума (2.3.16) конкретизируется в виде уравнения:

$$\frac{\partial}{\partial h_2} \left\{ \sigma_s u \left[\left(1 + \mu_1 \frac{l}{h_2} + \frac{(0,5 + \mu) u h_1}{2 h_2} \right) \cos \gamma + \frac{h_2}{4 u h_1 \cos \gamma} + \mu \sin \gamma + \mu_2 \frac{l_3}{u h_1} \right] \right\} \quad (2.3.19)$$

Для численного решения уравнения (2.3.19) не обязательно вычислять производную. Значительно проще, задавая значения h_2 с определённым шагом, найти такое значение h_2 , при котором выражение в фигурных скобках примет минимальное значение [21, 22].

Используя выражения (2.3.1 – 2.3.19), были получены теоретические результаты, подтверждающие предположение о понижении температуры резания в зоне выхода. В качестве исходных данных были взяты следующие условия и параметры резания: на токарном станке отрезным резцом с передним углом $\gamma = 9^\circ$, задним углом $\alpha = 5^\circ$ и шириной режущей кромки $b = 4$ мм, радиус скругления режущей кромки $\rho = 0,01$ мм, материал режущей части P18, обрабатывается цилиндрическая заготовка, имеющая паз вдоль образующей; диаметр обрабатываемой заготовки $d = 74$ мм, толщина срезаемого слоя $h_1 = 0,095$ мм, скорость резания $v_0 = 58$ м/мин, коэффициенты трения по закону Зибеля $\mu_1 = \mu_2 = \mu = 0,5$. Материал заготовки – сталь 15, модуль Юнга $E = 200$ ГПа, коэффициент теплопроводности стали 15 $\lambda = 39,8$ Вт/(м·°С), коэффициент теплопроводности стали P18 $\lambda_{\text{инстр}} = 27,2$ Вт/(м·°С), объёмная теплоёмкость стали 15 $C_p = 5,14$ МДж/(м³·°С).

Поскольку в области больших деформаций, имеющих место при резании, кривые упрочнения близки к прямым линиям, то для определения на-

пряжения текучести σ_s при большой деформации e_i , выходящей за пределы имеющейся кривой упрочнения, можно использовать формулу линейной экстраполяции [25]:

$$\sigma_s = \sigma_{s1} + \frac{\sigma_{s2} - \sigma_{s1}}{e_2 - e_1} \cdot (e_i - e_1) \quad (2.3.20)$$

Напряжение текучести стали 15 при больших деформациях и температуре $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ по уравнению (2.3.20) и кривой упрочнения, приведённой в [52], примет вид:

$$\sigma_s = 856 + 148,7e_i \quad (2.3.21)$$

Для описания зависимости напряжения текучести стали 15 от скорости деформации используется формула А. Рейто [79], которая с учётом экспериментальных данных [52] и выражения (2.3.21) записывается в виде:

$$\sigma_s = (856 + 148,7e_i) \cdot \left(\frac{\xi_i}{0,25} \right)^{0,01226} \quad (2.3.22)$$

Минимальная толщина срезаемого слоя в зоне выхода не меньше радиуса скругления режущей кромки ρ [75] $h_{1\text{вых}} = 0,01 \text{ мм}$.

Теоретический расчёт температуры резания в зоне установившегося резания и в зоне выхода дал следующие результаты: $T_{\text{уст}} = 670 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{вых}} = 611 \text{ }^\circ\text{C}$. Из полученных результатов видно, что в зоне выхода температура резания значительно снижается на $59 \text{ }^\circ\text{C}$. Значительное снижение температуры резания при значительном уменьшении толщины срезаемого слоя зафиксированное экспериментальным путём приведено на (рис. 2.3.3).

Температура резания – это средняя температура для всей поверхности контакта инструмента со стружкой и заготовкой. Исходя из этого определения температуры резания, целесообразным становится проведение теоретического исследования характера изменения температуры на передней и задней поверхностях режущего клина.

В работе [33] приведены выражения, описывающие температурное поле и средние значения температуры на этих поверхностях.

Распределение температурного поля от вершины режущего клина вдоль передней поверхности описывается выражением [33]:

$$T_{c.n.} = T_0 + \frac{4 \cdot K_{ic.n.} \cdot q_{c.n.} \cdot \sqrt{K_c \cdot l_n}}{\sqrt{\pi \cdot \lambda \cdot C_\rho \cdot v_0}} \cdot \left(1 - \frac{2}{3} \cdot \frac{x}{l_n}\right) \cdot \sqrt{\frac{x}{l_n}} \quad (2.3.23)$$

где x – расстояние от вершины режущего клина до рассматриваемой точки на передней поверхности (рис. 2.3.5), $q_{c.n.}$ – интенсивность теплового потока, обусловленного трением на передней поверхности режущего клина, описывается формулой [33]:

$$q_{c.n.} = \frac{0,5\mu\beta\sigma_{st}v_0}{K_c} \quad (2.3.24)$$

T_0 – суммарная температура на острие режущего клина определяется по выражению [33]:

$$T_0 = q_{c.з.} \left[\frac{K_{ic.з.} \cdot K_c}{2C_\rho v_0 \cos \gamma} + \frac{4(1 - K_{ic.з.})\sqrt{K_c h_1}}{3 \cdot \sqrt{\pi \lambda C_\rho v_0 \cos \gamma}} \right] + \frac{K_{d.c.} \cdot P_{z0}}{C_\rho b h_1} \quad (2.3.25)$$

где $q_{c.з.}$ - тепловой поток между стружкой и заготовкой определяется формулой [31]:

$$q_{c.з.} = 0,25\beta\sigma_{st}v_0 \quad (2.3.26)$$

P_{z0} – сила, необходимая для создания пластической деформации, определяется выражением [33]:

$$P_{z0} = \beta\sigma_{st} u h_1 b \left\{ \left[1 + \mu_1 (1 - tg \gamma) + \frac{(0,5 + \mu)u}{2K_c} \right] \cos \gamma + \frac{K_c h_1}{4ub \cos \gamma} \right\} \quad (2.3.27)$$

Распределение температурного поля от вершины режущего клина вдоль задней поверхности описывается выражением [33]:

$$T_{з.п.} = T_0 + \frac{8(1 - K_{ic.з.})q_{c.з.}\sqrt{K_c h_1}}{3\sqrt{\pi \lambda C_\rho v_0 \cos \gamma}} \times \left\{ \left(\frac{x_1}{l_2} \right)^{\frac{3}{2}} - 1 + \left[\frac{K_{ip.з.} q_{p.з.}}{(1 - K_{ic.з.}) q_{c.з.}} \left(1,5 + \frac{l_2 - x_1}{l_3} \right) - \frac{x_1}{l_2} - 0,5 \right] \sqrt{\frac{x_1}{l_2} - 1} \right\} \quad (2.3.28)$$

где x_1 – координата рассматриваемой точки, расположенной на задней поверхности, величина x_1 принадлежит интервалу значений: $l_2 \leq x_1 \leq l_2 + l_3$.

Средняя величина температуры на передней поверхности определяется по выражению [33]:

$$T_{c.n.cp} = T_0 + \frac{1,6K_{ic.n.}q_{c.n.}\sqrt{K_c l_n}}{\sqrt{\pi\lambda C_\rho v_0}} \quad (2.3.29)$$

Средняя величина температуры на задней поверхности определяется по выражению [33]:

$$T_{z.p.cp} = T_0 + \frac{8(1 - K_{ic.z.})q_{c.z.}\sqrt{K_c h_1}}{3\sqrt{\pi\lambda C_\rho v_0} \cos \gamma} \times \left\{ \left[\left(1 + \frac{l_3}{l_2}\right)^{\frac{5}{2}} - 1 \right] \frac{2l_2}{5l_3} - 1 + \left[\frac{3K_{ip.z.}q_{p.z.}}{5(1 - K_{ic.z.})q_{c.z.}} - \left(\frac{2l_3}{5l_2} + 1\right) \right] \sqrt{\frac{l_3}{l_2}} \right\} \quad (2.3.30)$$

где $q_{p.z.}$ – интенсивность теплового потока, обусловленного трением на задней поверхности режущего клина [32].

$$q_{p.z.} = 0,577\mu_2\sigma_{st}v_0 \quad (2.3.31)$$

Напряжение текучести σ_{st} в зависимости от температуры резания определяется по выражению (2.4.4).

При теоретическом исследовании распределения температурных полей по зависимостям (2.3.1 – 2.3.31) на передней и задней поверхностях режущего клина в зоне установившегося резания и зоне выхода с использованием исходных данных, приведенных выше, полученные результаты приведены на (рис. 2.3.6) и (рис. 2.3.7).

Аналогичные данные по распределению температуры по передней поверхности в зоне установившегося резания приведены в работах [36, 56, 83].

Из полученных данных видно, что средняя температура $T_{z.p.cp}$ на задней поверхности в зоне выхода ниже приблизительно на 60 °С по сравнению с зоной установившегося резания, что объясняется уменьшением работы силы трения на задней поверхности, связанное с незначительным уменьшением

длины контакта задней поверхности с обработанной поверхностью, а также с уменьшением объёма деформируемого материала впереди режущего клина.

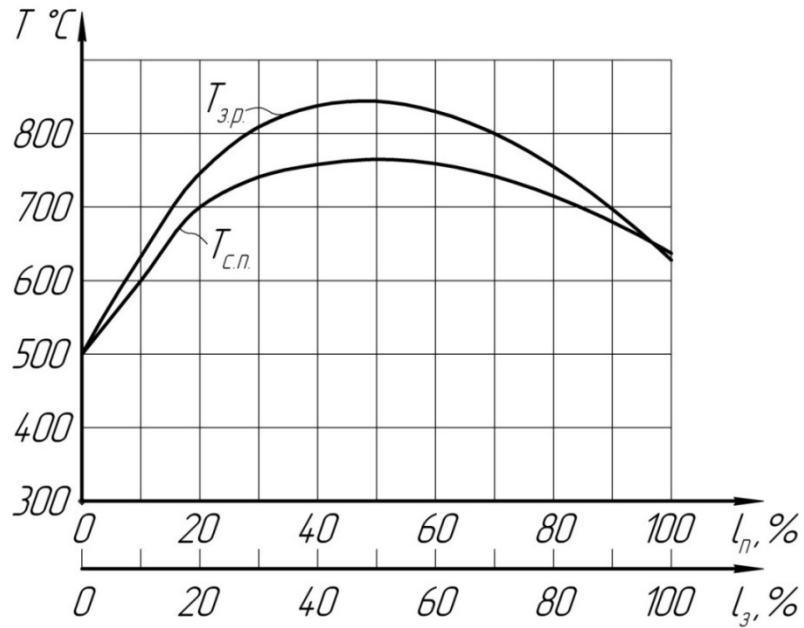


Рисунок 2.3.6 – Распределение температуры на передней $T_{c.n.}$ и задней $T_{z.p.}$ поверхностях режущего клина при установившемся резании

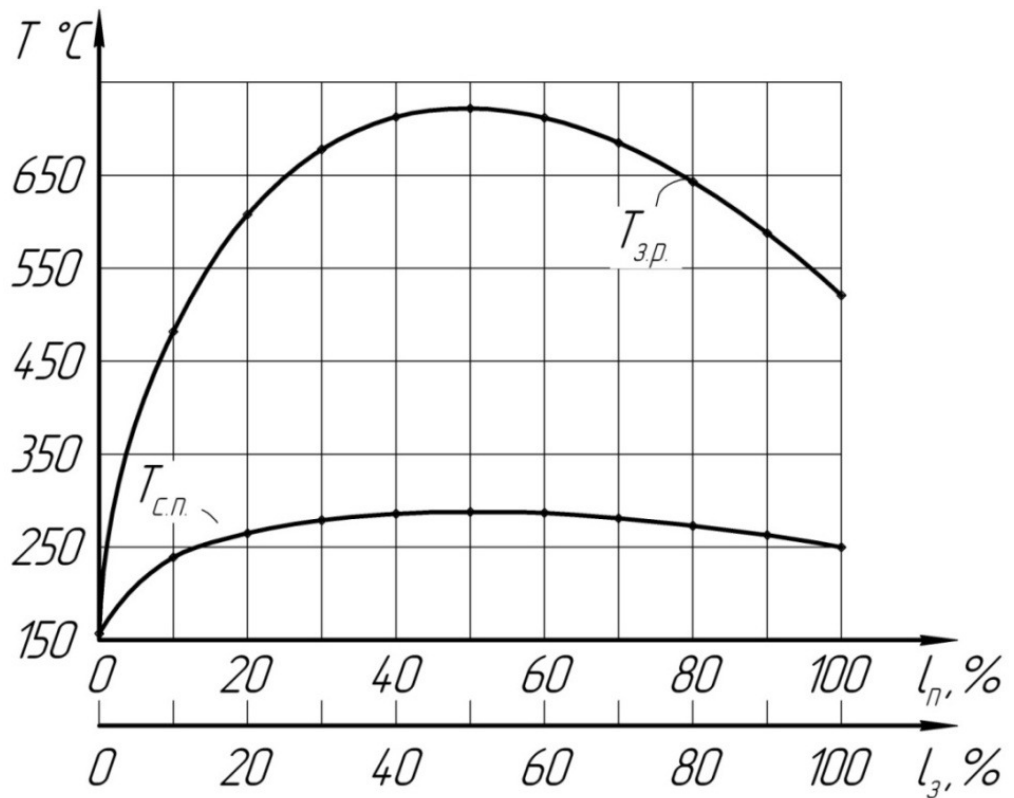


Рисунок 2.3.7 – Распределение температуры на передней $T_{c.n.}$ и задней $T_{z.p.}$ поверхностях режущего клина в зоне выхода

Средняя температура на передней поверхности в зоне выхода значительно ниже, приблизительно на 360 °С по сравнению с зоной установившегося резания. Значительное снижение средней температуры на передней поверхности в зоне выхода приводит к упрочнению обрабатываемого материала, т. е. к увеличению напряжения текучести.

2.4. Упрочнение обрабатываемого материала в зоне выхода

В разделах 2.1 – 2.3 было доказано значительное возрастание скорости деформации, увеличение накопленной деформации и снижение температуры резания в зоне выхода по сравнению с зоной установившегося резания. Изменение перечисленных параметров неукоснительно повлекут за собой изменение величины напряжения текучести обрабатываемого материала в зоне резания.

Для установления характера изменения величины напряжения текучести σ_s его необходимо рассматривать как функцию, зависящую от накопленной деформации ϵ_i , скорости деформации ξ_i и температуры резания T .

При использовании уже существующих кривых упрочнения для определения величины напряжения текучести от величины накопленной деформации ϵ_i , выходящей за пределы имеющейся кривой упрочнения, можно использовать формулу линейной экстраполяции (2.3.20). При увеличении накопленной деформации ϵ_i происходит возрастание напряжения текучести σ_s .

Скоростное упрочнение обрабатываемого материала можно учитывать при использовании формулы А. Рейто, представленную в общем виде:

$$\sigma_s = \sigma_{s0} \cdot \left(\frac{\xi_i}{\xi_{i0}} \right)^m \quad (2.4.1)$$

где σ_s и σ_{s0} – напряжения текучести соответственно при скоростях деформации ξ_i и ξ_{i0} , m – коэффициент определяемый экспериментально.

При практических расчётах или отсутствии необходимой кривой упрочнения учитывать влияние скорости деформации можно при помощи так называемого скоростного коэффициента ψ_c , показывающего во сколько раз увеличивается напряжение текучести при том или ином увеличении скорости деформации. В первом приближении можно сказать, что при увеличении скорости деформации напряжение текучести возрастает, а пластичность падает [79].

Напряжение текучести существенно зависит от температуры обработки, больше, чем от скорости деформации и накопленной деформации [62]. Однако, как правило, кривые упрочнения для требуемой температуры в справочниках отсутствуют. Поэтому в практических расчётах обычно используют аппроксимирующие зависимости, такие как экспоненциальный закон Н.С. Курнакова, который пренебрегая значением нормальной температуры, записывается в виде:

$$\sigma_{st} = \sigma_s \cdot e^{-\alpha_T T} \quad (2.4.2)$$

где σ_s – напряжение текучести при нормальной температуре, α_T – температурный коэффициент для данного металла, который с учётом равенства (2.4.2) можно записать в виде:

$$\alpha_T = \frac{1}{T} \ln \frac{\sigma_s}{\sigma_{st}} \quad (2.4.3)$$

Отсюда видно, что недостатком этого закона также является то, что для исходного определения температурного коэффициента α_T необходимо иметь кривые упрочнения конкретного металла при разных температурах.

В связи с этим авторы работы [25] предложили иной подход. Так как при температуре $T_{\text{плав}}$ плавления металла его напряжение текучести становится равным нулю, то для расчёта напряжения текучести в зависимости от температуры будет использована линейная аппроксимация, имеющая вид:

$$\sigma_{st} = \sigma_s \cdot \left(1 - \frac{T}{2T_{\text{плав}}} \right) \quad (2.4.4)$$

Увеличение накопленной деформации, скорости деформации и снижение температуры резания в зоне выхода по сравнению с зоной установившегося резания приведут к увеличению напряжения текучести обрабатываемого материала или, другими словами, к его упрочнению при выходе режущего клина из заготовки.

Для теоретического исследования характера изменения напряжения текучести в зоне установившегося резания и зоне выхода от скорости резания v_0 , толщины срезаемого слоя h_1 и переднего угла γ были проведены теоретические расчеты по выражениям (2.3.1-2.3.22) и (2.4.4).

Исходные данные: свободное ортогональное прерывистое резание, задним углом $\alpha = 5^\circ$, ширина режущей кромки $b = 4$ мм, радиус скругления режущей кромки $\rho = 0,01$ мм, материал режущей части Р18, коэффициент теплопроводности стали Р18 $\lambda_{\text{инстр}} = 27,2$ Вт/(м·°С). Заготовка: цилиндрический вал диаметром $d = 74$ мм, имеющий паз вдоль образующей, материал заготовки – сталь 15, модуль Юнга $E = 200$ ГПа, коэффициент теплопроводности $\lambda = 39,8$ Вт/(м·°С), объёмная теплоёмкость $C_p = 5,14$ МДж/(м³·°С). Коэффициенты трения по закону Зибеля $\mu_1 = \mu_2 = \mu = 0,5$. Исследуемый интервал скорости резания $v_0 = 20 - 100$ м/мин, исследуемый интервал толщины срезаемого слоя $h_1 = 0,05 - 0,19$ мм, исследуемый интервал значений переднего угла $\gamma = 0 \dots +20^\circ$.

Полученные результаты представлены графически на (рис. 2.4.1 – 2.4.3).

Из полученных результатов видно, что в зоне выхода происходит значительное увеличение напряжения текучести σ_{st} обрабатываемого материала.

Экспериментальным путём упрочнение материала в зоне выхода было зафиксировано Чигодаевым Н.Е. [87], что подтверждает результаты теоретических исследований, приведённых выше.

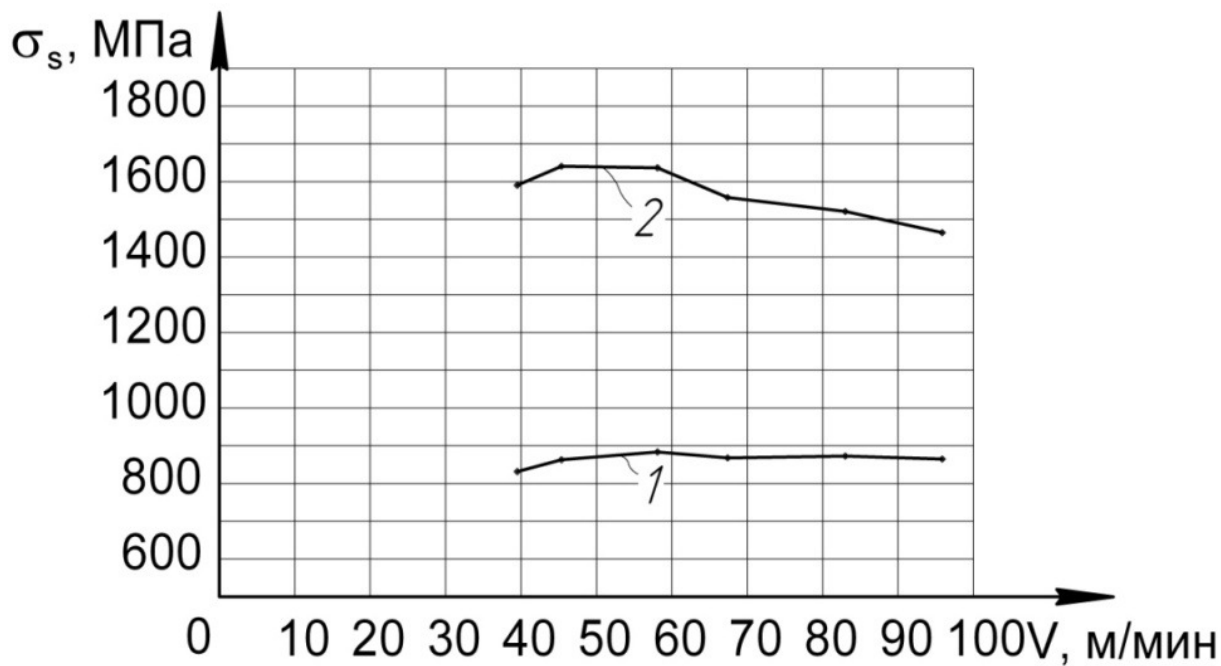


Рисунок 2.4.1 – Зависимость напряжения текучести обрабатываемого материала от скорости резания: 1 – зона установившегося резания; 2 – зона выхода

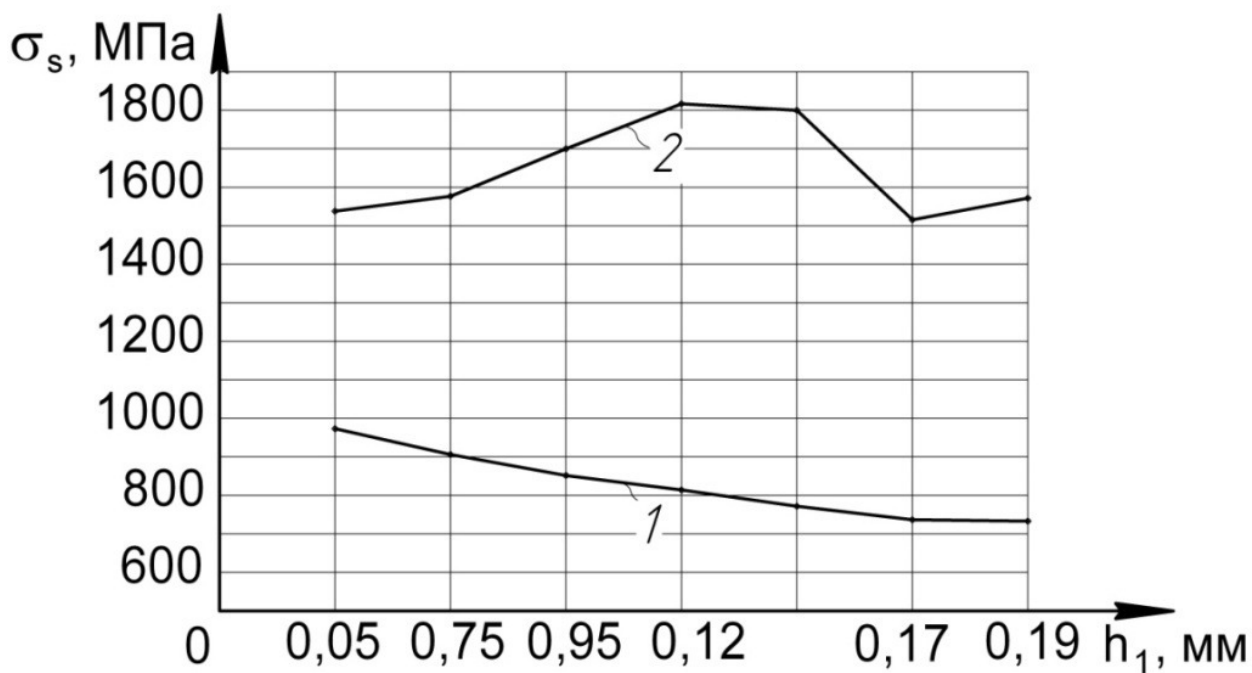


Рисунок 2.4.2 – Зависимость напряжения текучести обрабатываемого материала от толщины срезаемого слоя: 1 – зона установившегося резания; 2 – зона выхода

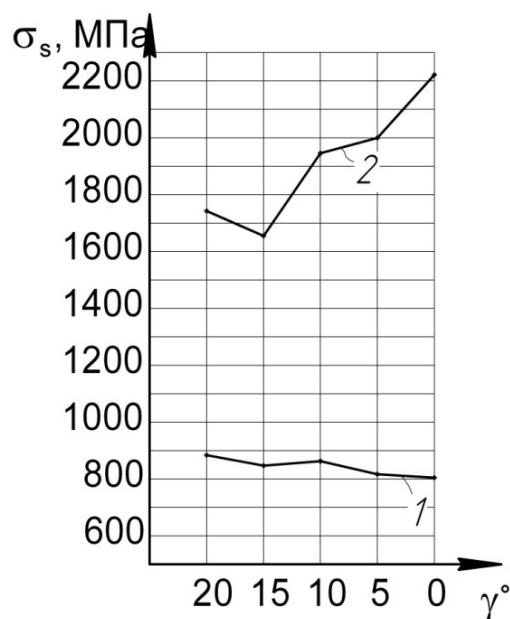


Рисунок 2.4.3 – Зависимость напряжения текучести обрабатываемого материала от переднего угла: 1 – зона установившегося резания; 2 – зона выхода

2.5. Внутренние напряжения в режущем клине

От величины, знака и закона изменения создаваемых напряжений в режущей части инструмента зависит срок его службы. В связи с этим для повышения стойкости инструмента необходимо детальное рассмотрение напряжённого состояния в режущей части при его работе. Такая информация позволит выявить факторы, приводящие к нежелательному росту напряжений или изменению их знака в некоторых областях режущей части инструмента. Для этого необходимо определить нормальное напряжение в любой точке режущего клина (рис. 2.5.1).

Эту задачу удобно решать в полярной системе координат, при этом нормальная компонента напряжения в радиальном направлении будет обозначена через σ_r , нормальная компонента в окружном направлении – через σ_θ , а касательная компонента напряжения – через $\tau_{r\theta}$, считая, что каждый символ представляет напряжение в точке r, θ , которая находится в центре элемента рассматриваемой точки.

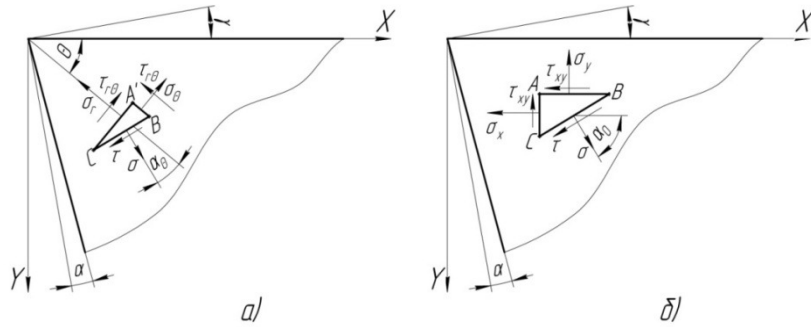


Рисунок 2.5.1 – Схема для определения напряжений в точке: а – в полярной системе координат; б – в прямоугольной системе координат

Перечисленные компоненты напряжения определяются по выражениям:

$$\sigma_r = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2} \quad (2.5.1)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2} \quad (2.5.2)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \theta} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r \partial \theta} = -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \theta} \right) \quad (2.5.3)$$

где φ – функция напряжений, зависящая от r и θ .

Для двумерных задач в полярных координатах функция напряжений φ представляется в виде следующего ряда:

$$\begin{aligned} \varphi = & a_0 \ln r + b_0 r^2 + c_0 r^2 \ln r + d_0 r^2 \theta + a_0' \theta + \\ & + \frac{a_1}{2} r \theta \sin \theta + (b_1 r^3 + a_1' r^{-1} + b_1' r \ln r) \cos \theta - \\ & - \frac{c_1}{2} r \theta \cos \theta + (d_1 r^3 + c_1' r^{-1} + d_1' r \ln r) \sin \theta + \\ & + \sum_{n=2}^{\infty} (a_n r^n + b_n r^{n+2} + a_n' r^{-n} + b_n' r^{-n+2}) \cos n\theta + \\ & + \sum_{n=2}^{\infty} (c_n r^n + d_n r^{n+2} + c_n' r^{-n} + d_n' r^{-n+2}) \sin n\theta \end{aligned} \quad (2.5.4)$$

Общее решение выражения (2.5.4) можно также использовать для случая полиномиального распределения нагрузки по граням клина. После оп-

ределения по уравнению (2.5.4) компонент напряжения и удерживая только члены, содержащие r^n , считая $n \geq 0$, получены следующие формулы для компонент напряжений, выраженные по возрастающим степеням r :

$$\sigma_r = 2b_0 + 2d_0\theta - 2a_2 \cos 2\theta - 2c_2 \sin 2\theta + \quad (2.5.5)$$

$$+ r(2b_1 \cos \theta + 2d_1 \sin \theta - a_3 \cos 3\theta - c_3 \sin 3\theta)$$

$$\sigma_\theta = 2b_0 + 2d_0\theta + 2a_2 \cos 2\theta + 2c_2 \sin 2\theta + \quad (2.5.6)$$

$$+ 6r(b_1 \cos \theta + d_1 \sin \theta + a_3 \cos 3\theta + c_3 \sin 3\theta)$$

$$\tau_{r\theta} = -d_0 + 2a_2 \sin 2\theta - 2c_2 \cos 2\theta + \quad (2.5.7)$$

$$+ r(2b_1 \sin \theta - 2d_1 \cos \theta + 6a_3 \sin 3\theta - 6c_3 \cos 3\theta)$$

Таким образом, каждая степень r связана с четырьмя произвольными параметрами, в силу чего, если приложенные на границах $\theta = \alpha$ и $\theta = \beta$ напряжения заданы в виде полиномов по r , то могут быть определены напряжения в клине, заключённом между этими границами.

Нормальная и касательная компоненты напряжения на площадке BC определяются выражениями:

$$\sigma = \sigma_x \cos^2 \alpha_0 + \sigma_y \sin^2 \alpha_0 + 2\tau_{xy} \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 \quad (2.5.8)$$

$$\tau = \tau_{xy} (\cos^2 \alpha_0 - \sin^2 \alpha_0) + (\sigma_y - \sigma_x) \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 \quad (2.5.9)$$

Компоненты напряжения σ_x , σ_y , τ_{xy} в системе координат XOY, выраженные через σ_r , σ_θ , $\tau_{r\theta}$ определяются выражениями:

$$\sigma_x = \sigma_r \cos^2 \theta + \sigma_\theta \sin^2 \theta - 2\tau_{r\theta} \sin \theta \cos \theta \quad (2.5.10)$$

$$\sigma_y = \sigma_r \sin^2 \theta + \sigma_\theta \cos^2 \theta + 2\tau_{r\theta} \sin \theta \cos \theta \quad (2.5.11)$$

$$\tau_{xy} = (\sigma_r - \sigma_\theta) \sin \theta \cos \theta + 2\tau_{r\theta} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \quad (2.5.12)$$

Подстановкой (2.5.10 - 2.5.12) в (2.5.8) и (2.5.9) получены выражения для определения нормальной и касательной компоненты напряжения на площадке BC:

$$\sigma = \sigma_r \cos^2 (\theta - \alpha_0) + \sigma_\theta \sin^2 (\theta - \alpha_0) + \tau_{r\theta} (\cos 2\theta - \sin 2\theta \cos 2\alpha_0) \quad (2.5.13)$$

$$\tau = \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{2} \cos 2\theta \sin 2\alpha_0 + 2\tau_{r\theta} \cos (2\theta - 2\alpha_0) \quad (2.5.14)$$

Для определения главных напряжений необходимо знать соответствующие значения угла α_0 . Используя тот факт, что главные напряжения - это наибольшее и наименьшее нормальное напряжение в рассматриваемой точке, имеющие взаимно перпендикулярное направление, а касательные напряжения на этих площадках равны нулю. Приравнивая выражение (2.5.9) нулю, определяется угол α_0 [82]:

$$\frac{\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} = \frac{\sin \alpha_0 \cos \alpha_0}{\cos^2 \alpha_0 - \sin^2 \alpha_0} = \frac{1}{2} \operatorname{tg} 2\alpha_0 \quad (2.5.15)$$

Откуда

$$\alpha_0 = \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \left(\frac{\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \right) \quad (2.5.16)$$

Продолжая теоретическое исследование процесса свободного ортогонального прерывистого резания с режимами резания, приведёнными ранее, ниже приведено определение распределения напряжений в режущем клине.

Для этого рассматриваемый режущий клин нагружен силами, возникающими в процессе резания, и разбит на три характерных рассматриваемых участка (рис. 2.5.2).

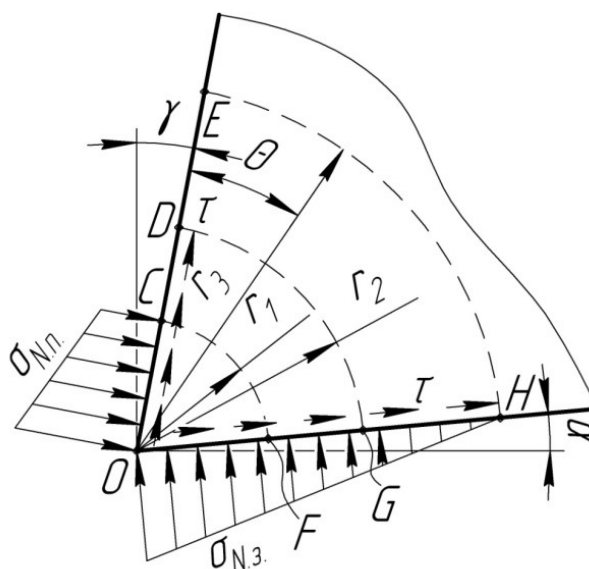


Рисунок 2.5.2 – Схема нагружения режущего клина

Так как на задней поверхности нормальные напряжения монотонно убывают, а касательное напряжение постоянно, то рассматриваемый режу-

ший клин разбивается на три характерных рассматриваемых участка следующим образом, граница между рассматриваемыми участками представляет собой цилиндрическую поверхность, берущую начало на передней поверхности в точке, где происходит скачок действующей нагрузки. Первый рассматриваемый участок заключён в сегмент с углом β и радиусом r_1 равным длине участка ОС контакта передней поверхности с зоной интенсивной пластической деформацией:

$$r_1 = OC = u \cdot h_1 \quad (2.5.17)$$

На задней поверхности первому участку соответствует участок OF. Второй участок ограничен цилиндрическими поверхностями с радиусами r_1 и r_2 , а также участками CD и FG передней и задней поверхностями режущего клина соответственно. Радиус r_2 равен длине контакта l_1 режущего клина по передней поверхности, определяемой по выражению (2.3.3). Второму участку на задней поверхности соответствует участок FG. Третий участок ограничен цилиндрическими поверхностями с радиусами r_2 и r_3 , а также участками DE и GH передней и задней поверхностями режущего клина соответственно. Радиус r_3 равен длине контакта l_3 режущего клина по задней поверхности, определяемой по выражению (2.3.4).

При рассмотрении напряжённого состояния режущего клина удобно представить действующую на него нагрузку как нормальные и касательные напряжения. Таким образом, нормальное напряжение, действующее на переднюю поверхность, определяется по выражению [21]:

$$\sigma_{N.n.} = -\beta \sigma_s \cdot \left[0,5 + \mu_1 \frac{l}{h_2} + (0,5 + \mu) \cdot \left(\frac{uh_1}{h_2} - \frac{x}{h_2} \right) \right] \quad (2.5.18)$$

где x – координата рассматриваемой точки, расположенной на передней поверхности, $0 \leq x \leq r_1$.

Знак минус в этом выражении указывает на то, что нормальное напряжение является сжимающим.

В результате действия напряжения σ_h во время деформации слева от точки О происходит упругое сжатие материального отрезка h (рис. 2.1.9). После того как данный сжатый материал переместится правее острия О режущего клина, т. е. выйдет из зоны резания, начнётся его упругая разгрузка, которая подчиняется закону Гука. Для определения сжимающего напряжения σ_h надо выделить в очаге пластической деформации вблизи точки О элементарную треугольную призму (рис. 2.5.3).

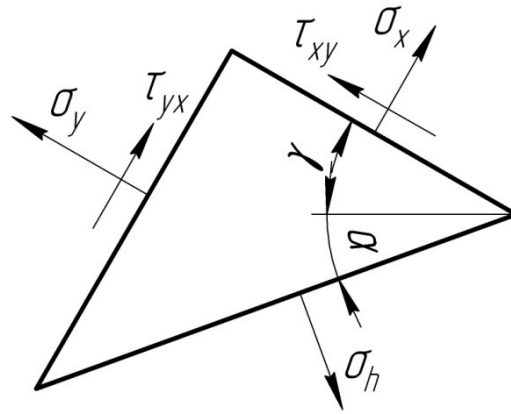


Рисунок 2.5.3 – К определению сжимающего напряжения σ_h

Но в отличие от взятого за основу примера, приведённого в работе [23], элементарная площадка, на которую действует напряжение σ_h , расположена не параллельно направлению движения режущего клина, а под углом α , т. е. параллельно задней поверхности. Такое расположение выбрано для того, чтобы напряжение σ_h было нормально направлено к задней поверхности. Для рассматриваемой выделенной призмы известно следующее общетеоретическое соотношение [82]:

$$\sigma_h = \sigma_x^{cmp} \cdot \cos^2(\gamma + \alpha) + \sigma_y^{cmp} \cdot \sin^2(\gamma + \alpha) + \tau_{xy}^{cmp} \cdot \sin 2(\gamma + \alpha) \quad (2.5.19)$$

где σ_x^{cmp} , σ_y^{cmp} , τ_{xy}^{cmp} – компоненты напряжений действующих на рассматриваемую призму, определяемые по выражениям [21]:

$$\sigma_x^{cmp} = -\beta\sigma_s \left[\mu_1 \frac{l}{h_2} + (0,5 + \mu) \cdot \left(\frac{uh_1}{h_2} - \frac{x}{h_2} \right) \right] \quad (2.5.20)$$

$$\sigma_y^{cmp} = -\beta\sigma_s \left[1 + \mu_1 \frac{l}{h_2} + (0,5 + \mu) \cdot \left(\frac{uh_1}{h_2} - \frac{x}{h_2} \right) \right] \quad (2.5.21)$$

$$\tau_{xy}^{cmp} = \beta\sigma_s \left[\mu - \left(\frac{0,5 + \mu}{h_2} \right) \cdot y \right] \quad (2.5.22)$$

Подставляя в формулу (2.5.19) при $x = y = 0$ в выражения (2.5.20 – 2.5.22) и учитывая выражения (2.1.5) и (2.3.18), пренебрегая вторым слагаемым в выражении (2.3.18) получается выражение:

$$\sigma_h = -\beta\sigma_s \left[\sin^2(\gamma + \alpha) + \mu_1(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \frac{0,5 + \mu}{K_c} u - \mu \sin 2(\gamma + \alpha) \right] \quad (2.5.23)$$

Так как за режущим клином величина упругой деформации разгрузки при удалении от его вершины уменьшается, то и контактное нормальное напряжение, действующее на заднюю поверхность со стороны обработанной заготовки, также уменьшается и равняется нулю в крайней точке контакта. Таким образом, нормальное напряжение, действующее на заднюю поверхность, определяется по выражению:

$$\sigma_{N.з.} = -\beta\sigma_s \left[\sin^2(\gamma + \alpha) + \mu_1(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \frac{0,5 + \mu}{K_c} u - \mu \sin 2(\gamma + \alpha) \right] \times \left(1 - \frac{x_3}{l_3} \right) \quad (2.5.24)$$

где x_3 координата рассматриваемой точки, расположенной на задней поверхности, отсчитываемая от вершины режущего клина $0 \leq x_3 \leq l_3$.

Касательные напряжения на передней и задней поверхностях распределены равномерно и имеют постоянное значение в каждой точке.

Их величина определяется по выражению (2.1.15).

Таким образом, всё готово для теоретического исследования напряжённого состояния в режущем клине. Исходными данными в этом исследовании будут те же параметры резания, что и в рассмотренных выше теоретических расчётах. Для расчета главных напряжений по выражению (2.5.13) необходимо задать граничные условия, т. е. рассчитать по выражениям

(2.5.18), (2.5.24) и (2.1.15) нормальные и касательные напряжения, действующие на переднюю и заднюю поверхности в характерных точках O, C, D, E, F, G, H (рис. 2.5.2).

После задания граничных условий для зоны с установившимся резанием и для зоны выхода для расчета неизвестных коэффициентов, входящих в выражения (2.5.5 – 2.5.7), записываются системы линейных уравнений из 8 уравнений для соответствующего участка на режущем клине.

Процесс выхода режущего клина из заготовки имеет несколько этапов, а именно: первый этап, на котором уменьшается длина условной плоскости сдвига до минимально допустимого значения, при котором стружка ещё не оторвалась от заготовки; после которого следует второй этап, на котором происходит мгновенное отделение стружки от заготовки, но при этом вершина режущего клина ещё не достигла края заготовки. На третьем этапе режущий клин выходит за пределы заготовки, при этом оставшийся припуск после отрыва стружки на втором этапе режущий клин не срезает, а упруго – пластически деформирует. Если на третьем этапе на режущий клин действуют незначительные силы и напряжения, то на втором этапе, в момент образования трещины и отрыва срезаемого слоя от заготовки, нагружающие напряжения со стороны передней поверхности снимаются и действуют лишь со стороны задней поверхности. В этом случае кромка уже не находится в состоянии всестороннего неравномерного сжатия, а подвергается одностороннему консольному нагружению со стороны задней поверхности. Соответственно изменяется схема напряжённого состояния зоны сжатия и растяжения и опасные точки появляются уже на задней поверхности. По мнению Т.Н. Лоладзе, существенное возрастание главных напряжений в момент выхода из контакта и микровыкрашивание, которое играет важную роль в суммарном износе инструмента при прерывистом процессе резания, связано именно с этим явлением [56].

Беря это во внимание при теоретическом исследовании напряжённого состояния режущего клина в зоне выхода, его необходимо рассматривать на первом и на втором этапе выхода. Для этих положений также составляются системы линейных уравнений для определения коэффициентов, входящих в уравнения (2.5.5 – 2.5.7).

После решения этих систем уравнений по выражениям (2.5.13) и (2.5.16) определяются главные нормальные напряжения в любой интересующей точке режущего клина. На (рис. 2.5.4) графически изображены области сжимающих « - » и растягивающих «+» главных напряжений.

Анализируя полученные результаты распределения полей напряжений, можно отметить, что в режущем клине, участвующем в процессе установившегося резания, имеется область, прилегающая к передней поверхности, в которой главные нормальные напряжения σ_1 сжимающие, в то время как в остальной части эти напряжения растягивающие (рис. 2.5.4, а). При переходе режущего клина из зоны с установившимся резанием в зону выхода область с сжимающими нормальными напряжениями становится значительно меньше (рис. 2.5.4, б), а в момент отрыва стружки данная область исчезает вовсе (рис. 2.5.4, в). Что же касается главных нормальных минимальных напряжений σ_2 , то на протяжении всего пути режущего клина по зоне с установившимся резанием и последующим переходом в зону выхода, а также момента отрыва стружки в теле режущего клина они не меняют свой знак и остаются постоянными сжимающими напряжениями (рис. 2.5.4).

Анализируя полученные результаты, следует отметить следующее:

1. максимальные растягивающие напряжения возникают на задней поверхности на участках FG и F'G';
2. максимальные сжимающие напряжения возникают на передней поверхности на участках CD и C'D';
3. величина главных нормальных напряжений возрастает при переходе режущего клина из зоны с установившимся резанием в зону выхода;

4. при таком переходе, участки OC, CD, OF и FG значительно сужаются, переходя, соответственно, в участки OC', C'D', OF' и F'G', что приводит к ещё более значительным скачкам напряжений на этих участках как в сторону возрастания, так и в сторону убывания (рис. 2.5.5) и (рис. 2.5.6);

5. при переходе в зону выхода в области, изображённой на (рис. 2.5.4, а) происходит смена напряжённых состояний с двухосного сжатия ($\sigma_1 < 0, \sigma_2 < 0$) на смешанное напряжённое состояние ($\sigma_1 > 0, \sigma_2 < 0$).

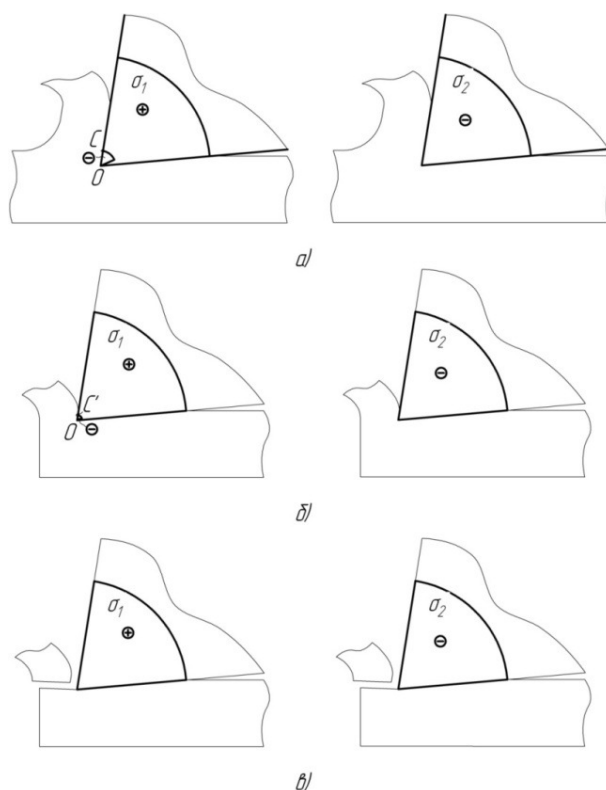


Рисунок 2.5.4 – Поля главных σ_1 – максимальных и σ_2 – минимальных напряжений, распределённых в режущем клине находящемся в: а – зоне с установившимся резанием; б – зоне выхода до отрыва стружки; в – зоне выхода в момент отрыва стружки

На (рис. 2.5.5 - 2.5.7). представлены эпюры главных нормальных напряжений, действующих на передней и задней поверхностях.

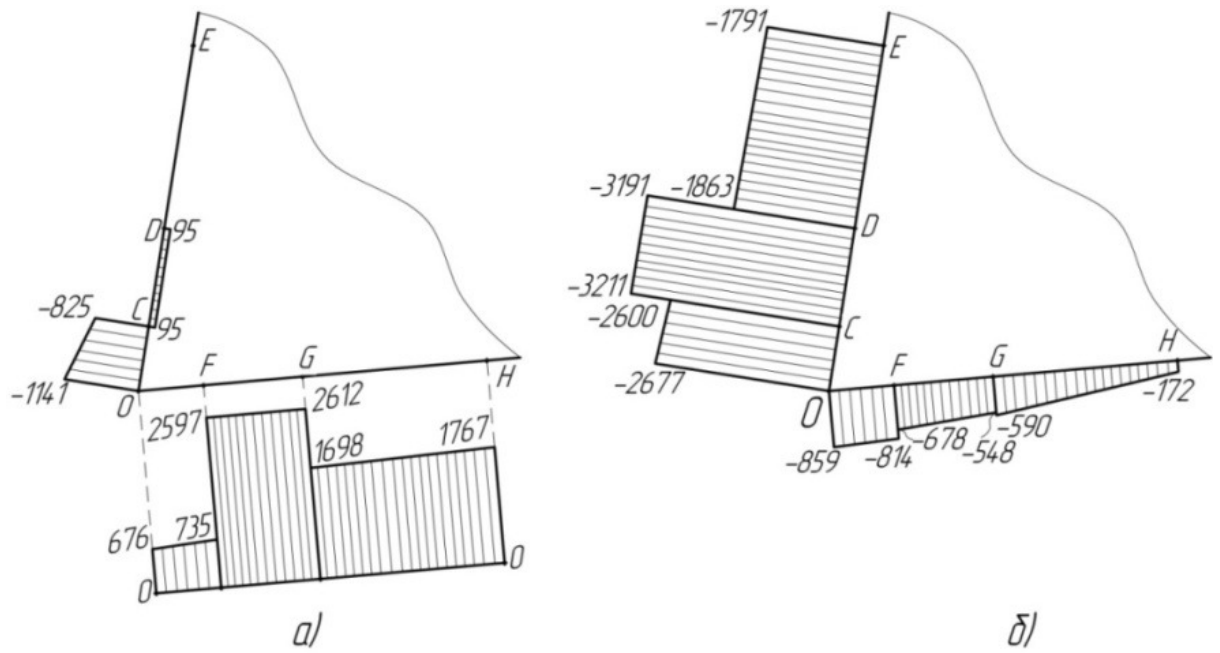


Рисунок 2.5.5 – Эпюры главных нормальных напряжений на передней и задней поверхностях режущего клина в зоне установившегося резания: а – максимальных напряжений σ_1 ; б – минимальных напряжений σ_2

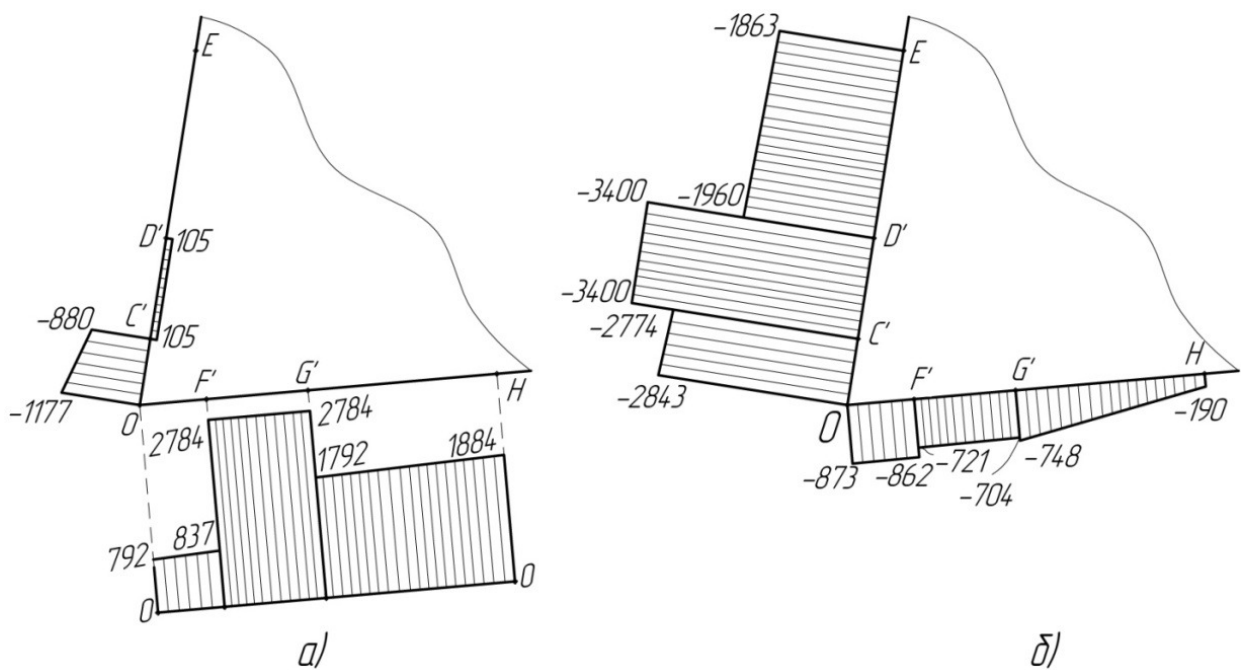


Рисунок 2.5.6 – Эпюры главных нормальных напряжений на передней и задней поверхностях режущего клина в зоне выхода до момента отрыва стружки: а – максимальных напряжений σ_1 ; б – минимальных напряжений σ_2

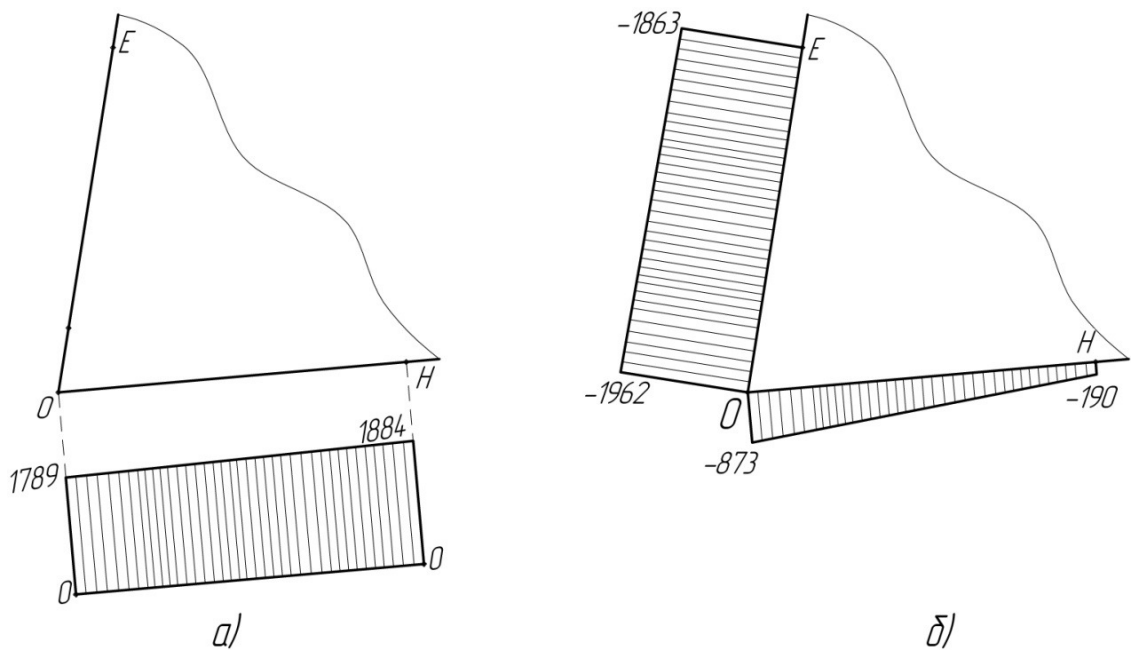


Рисунок 2.5.7 – Эпюры главных нормальных напряжений на передней и задней поверхностях режущего клина в зоне выхода после отрыва стружки: а – максимальных напряжений σ_1 ; б – минимальных напряжений σ_2

Однако этого недостаточно для определения опасных точек в теле режущего клина и оценки коэффициента запаса.

Коэффициент запаса определяется по выражению [86]:

$$n = \frac{\sigma_{т.р}}{\sigma_{экв}} \quad (2.5.25)$$

где $\sigma_{т.р}$ – предел текучести при растяжении, $\sigma_{экв}$ – эквивалентное напряжение.

Выражение для расчёта эквивалентного напряжения зависит от выбранной гипотезы пластичности. Из множества предлагавшихся в своё время теорий пластичности лишь две сохранили к настоящему времени своё значение. По теории Треска – Сен-Венана эквивалентное напряжение рассчитывается по выражению:

$$\sigma_{экв} = \sigma_1 - \sigma_2 \quad (2.5.26)$$

Гипотеза Губера – Мизеса даёт другое расчётное выражение:

$$\sigma_{\text{экв}} = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (2.5.27)$$

По мнению многих исследователей, гипотеза Губера – Мизеса более точно отражает условия перехода в пластическое состояние. При расчёте конструкции на прочность, обращаясь к выражению (2.5.26), необходимо продумать, которым из трёх главных напряжений присвоить индексы 1, 2 и 3. Если конструкция находится под воздействием системы сил, меняющихся по различным законам, тогда сложность перебора различных случаев в соотношении нагрузок сводит на нет те преимущества, которые даёт простота выражения (2.5.26). Если обратиться к теории Губера – Мизеса, то перестановка местами индексов 1, 2, и 3 в выражении (2.5.27) не сказывается на $\sigma_{\text{экв}}$, что освобождает от определения, какое из главных напряжений является наибольшим, а какое наименьшим [86]. С учётом вышесказанного в качестве выражения для расчёта эквивалентного напряжения далее будет использоваться выражение (2.5.27).

При определении расположения опасных точек необходимо обратить внимание на распределение температурных полей на передней и задней поверхностях (рис. 2.3.6). Комплексное рассмотрение полей напряжений совместно с полями температуры объясняется тем, что прочность металлов и сплавов зависит от температуры [84, 85, 72, 47]. Экспоненциальная зависимость предела прочности $\sigma_b(T)$, предела текучести при растяжении $\sigma_{т.р}(T)$ и сжатии $\sigma_{т.с}(T)$, от температуры T имеет вид [70]:

$$\begin{aligned} \sigma_b(T) &= \sigma'_b \cdot e^{-bT} \\ \sigma_{т.р}(T) &= \sigma'_{т.р} \cdot e^{-bT} \\ \sigma_{т.с}(T) &= \sigma'_{т.с} \cdot e^{-bT} \end{aligned} \quad (2.5.28)$$

где σ'_b , $\sigma'_{т.р}$, $\sigma'_{т.с}$ – предел прочности, предел текучести при растяжении и при сжатии соответственно при температуре 20 °С; b – эмпирический температурный коэффициент.

Значительное увеличение температуры на участке CD по сравнению с

участком D'C приводит к осязаемому снижению предела прочности $\sigma_B(T)$ на этом участке по сравнению с участком D'C.

Из этого следует, что при определённых условиях опасная точка может располагаться на участке CD, там, где температура более высокая.

Расчёт эквивалентного напряжения для каждой точки режущего клина по выражению (2.5.27), учитывая, что при плоском напряжённом состоянии $\sigma_3 = 0$ показал, что наибольшие значения принадлежат точкам на передней поверхности на участке CD. Из (рис. 2.3.6) видно, что точка, имеющая наибольшую температуру, расположена в середине передней поверхности, которая также принадлежит участку CD. Из этого следует, что опасную точку на передней поверхности нужно искать на участке CD. Так как не было найдено данных по величине входящего в выражение (2.5.28) температурного коэффициента b для материала режущего клина, то оценка по наиболее опасной точке будет проведена при сравнении коэффициентов запаса точек, принадлежащих участку CD. Целесообразным является рассмотрение двух точек С и I, расположенных на середине передней поверхности. Это связано с тем, что величины эквивалентных напряжений в точках С и D близки и соответственно равны 3260 МПа и 3240 МПа, при этом температура в точке С $T_C = 712$ °С выше, чем в точке D, но ниже, чем в точке I $T_I = 765$ °С, значение эквивалентного напряжения в которой очень близко к значению в точке С и равно 3250 МПа.

Таким образом, с учётом выражений (2.5.25) и (2.5.28) отношение коэффициентов запаса точек С и I соответственно имеет вид:

$$\frac{n_c}{n_I} = e^{b(T_I - T_C)} \cdot \frac{\sigma_{эквI}}{\sigma_{эквC}} \quad (2.5.29)$$

Анализируя полученное выражение при подстановке числовых значений, а также учитывая, что в работе [47] указано, что b лежит в интервале от 0.004 до 0.013, следует, что отношение (2.5.29) имеет значение больше единицы, даже при любом другом положительном значении температурного коэффициента b . Подобным образом находится точка в режущем клине, имею-

щая наименьший коэффициент запаса, она расположена на задней поверхности на участке FG. Полученный результат свидетельствует, что опасная точка расположена на значительном расстоянии от вершины режущего клина, а при определённом сочетании режимов резания и геометрии инструмента она может располагаться ещё дальше от вершины. Данный результат подтверждается практическими данными. Т.Н. Лоладзе в работе [56] указывает: «Сколы проявляются в отделении относительно большого объёма режущей части инструмента. Поверхности скалывания имеют характерный для хрупкого разрушения кристаллический излом. Отделение объёмов разрушения от режущей части тела инструмента характеризуется отделением части передней поверхности, соизмеримой с длиной контакта стружки с передней поверхностью, а по ширине соизмеримой с шириной среза, что полностью согласуется с установленным выше положением опасной точки».

Используя вышеизложенную методику определения опасных точек и сравнивая их коэффициенты запаса между собой, далее было проведено исследование зависимости расположения опасных точек в теле режущего клина и оценка величины коэффициента запаса в них от параметров процесса резания.

Для процесса установившегося резания наиболее опасная точка на передней поверхности располагается в середине участка OD её контакта со стружкой, где действуют близкие к максимальным значениям эквивалентное и главные напряжения, а температура имеет максимальное значение, что характерно для всех рассматриваемых интервалов толщин срезаемого слоя $h_1 = 0,095 \dots 0,5$ мм и интервала скорости резания $v_{рез} = 40 \dots 100$ м/мин.

На задней поверхности наиболее опасная точка располагается на участке FG, где действуют наибольшие эквивалентное и главные напряжения, а температура близка к максимальной, что также характерно для всех рассматриваемых интервалов толщин срезаемого слоя и скоростей резания (рис. 2.5.8) и (рис. 2.5.9).

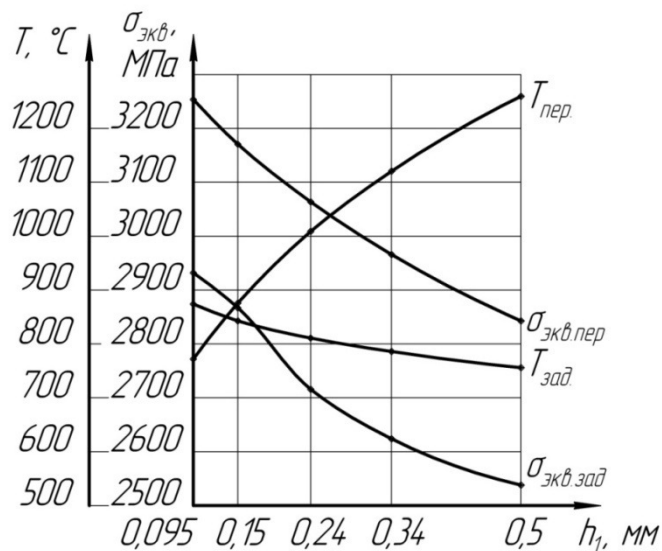


Рисунок 2.5.8 – Зависимость температуры и эквивалентного напряжения в наиболее опасных точках на передней и задней поверхностях от толщины срезаемого слоя для зоны установившегося резания

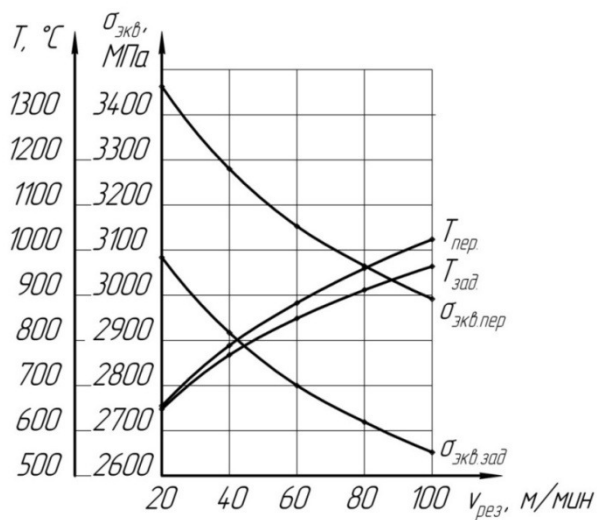


Рисунок 2.5.9 – Зависимость температуры и эквивалентного напряжения в наиболее опасных точках на передней и задней поверхностях от скорости резания для зоны установившегося резания

Для процесса выхода режущего клина на передней поверхности наиболее опасная точка располагается на участке C'D' её контакта со стружкой, где действуют наибольшее эквивалентное и главные напряжения, что также характерно для всего рассматриваемого интервала скорости резания.

На задней поверхности наиболее опасная точка располагается на участке F'G', где действуют наибольшее эквивалентное и главные напряжения, что также характерно для всего рассматриваемого интервала скорости резания (рис. 2.5.10).

Так как в зоне выхода температура резания уменьшается, а режущий клин, переходя из зоны с установившимся резанием в зону выхода, не способен за очень короткое время снизить свою температуру, то температуру в опасных точках, приведённую на (рис. 2.5.10) для зоны выхода, следует принимать равной температуре соответствующих точек режущего клина, находящегося в зоне установившегося резания.

На (рис. 2.5.8 – рис. 2.5.11) представлены зависимости эквивалентных напряжений и температур в наиболее опасных точках на передней и задней поверхностях режущего клина для зоны с установившимся резанием и зоны выхода.

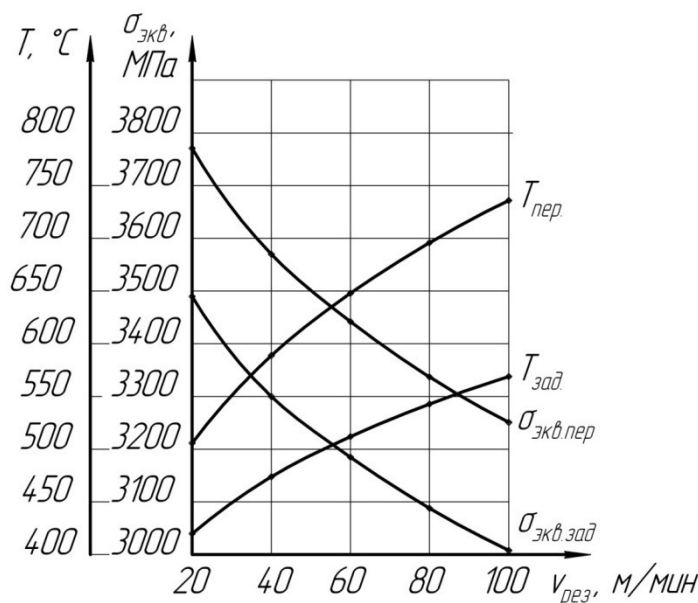


Рисунок 2.5.10 – Зависимость температуры и эквивалентного напряжения в наиболее опасных точках на передней и задней поверхностях от скорости резания для зоны выхода

Из представленных графиков видно, что с увеличением толщины срезаемого слоя или скорости резания температура в опасной точке растёт, а эк-

вивалентное напряжение уменьшается, кроме соответствующих кривых на (рис. 2.5.8), соответствующих точкам на задней поверхности, что приводит к необходимости проведения исследования величины коэффициента запаса в этих точках в зависимости от режимов резания.

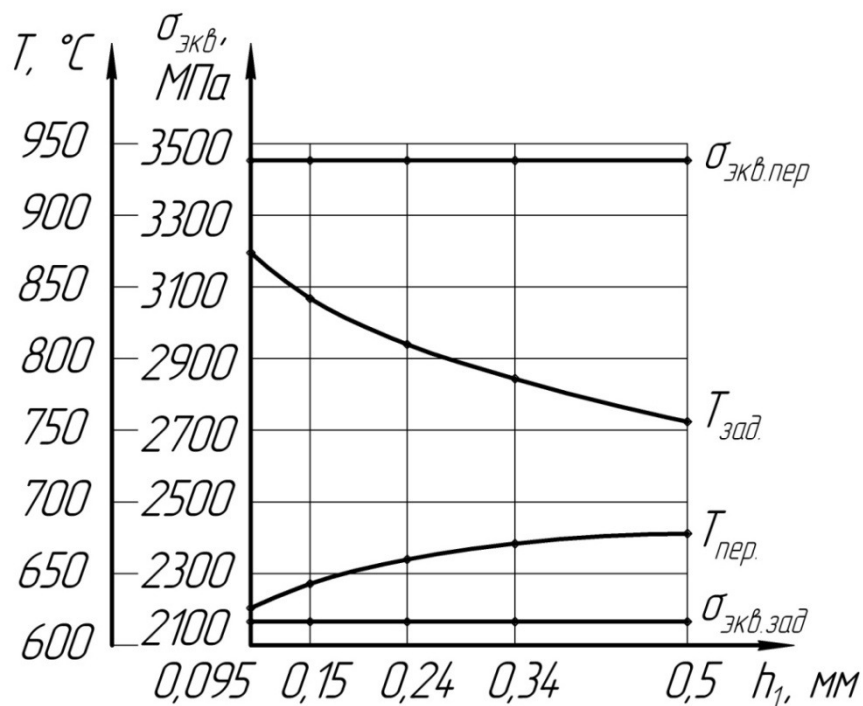


Рисунок 2.5.11 – Зависимость температуры и эквивалентного напряжения в наиболее опасных точках на передней и задней поверхностях от толщины срезаемого слоя для зоны выхода

Результаты оценки величины коэффициента запаса приведены на (рис. 2.5.12 – рис. 2.5.14). По оси ординат отложено отношение коэффициента запаса соответствующего рассматриваемому параметру резания к коэффициенту запаса соответствующего наименьшему значению интервала рассматриваемого параметра резания. Это связано с отсутствием данных о величине предела текучести при растяжении для рассматриваемого в исследованиях материала режущего клина. Из полученных данных следует, что с увеличением толщины срезаемого слоя или скорости резания, коэффициент запаса уменьшается.

Это характерно как для зоны с установившимся резанием, так и для зоны выхода. Полученные результаты полностью удовлетворяют тому условию, что для конкретного режущего инструмента невозможно безгранично увеличивать толщину срезаемого слоя и/или скорость резания, что при некоторых значениях этих величин приведёт к его поломке, т.е. коэффициент запаса в этом случае будет равен $n \leq 1$.

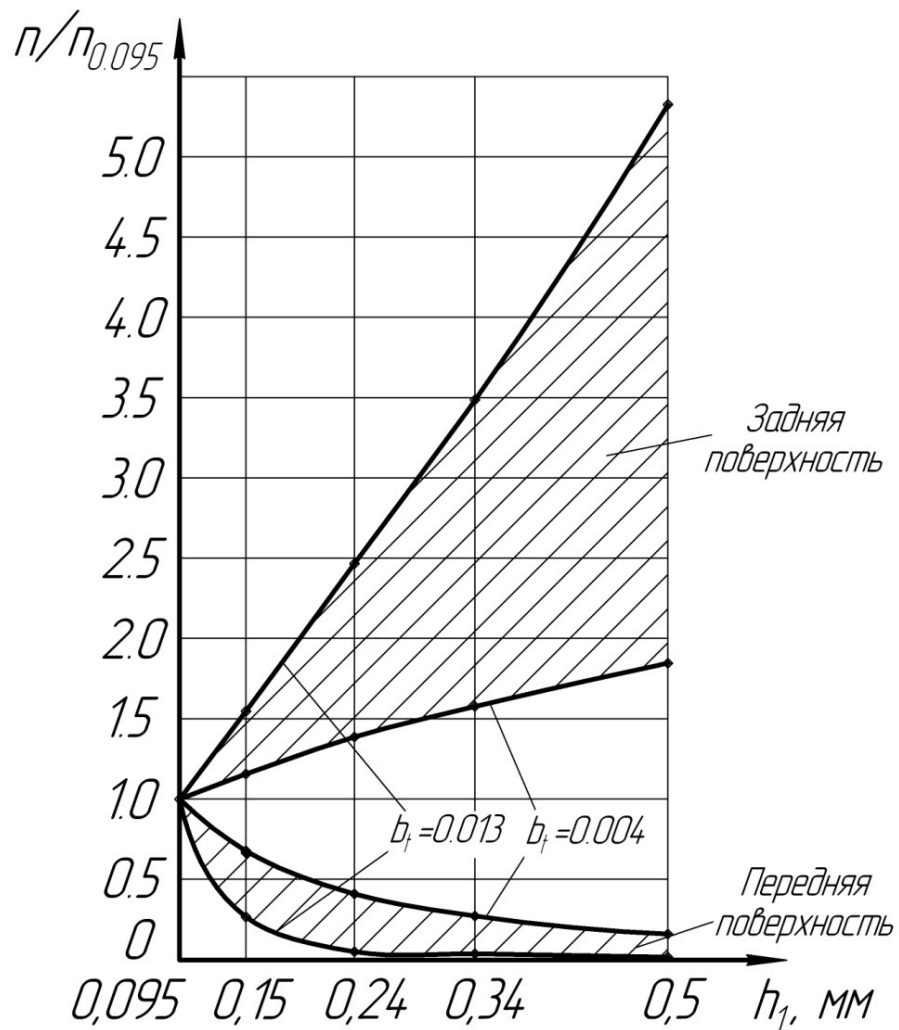
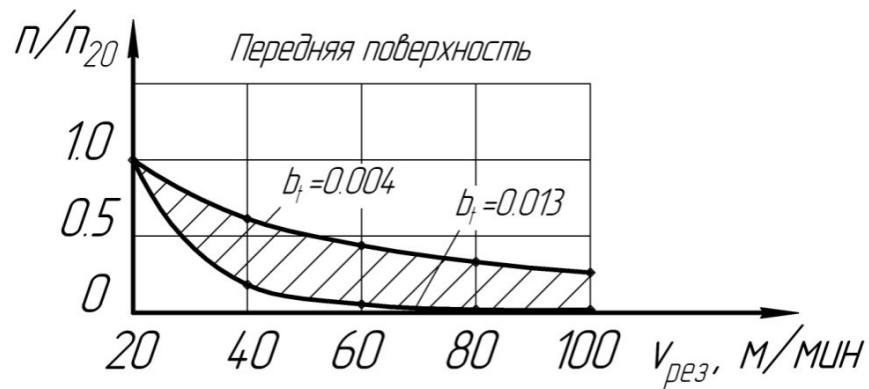
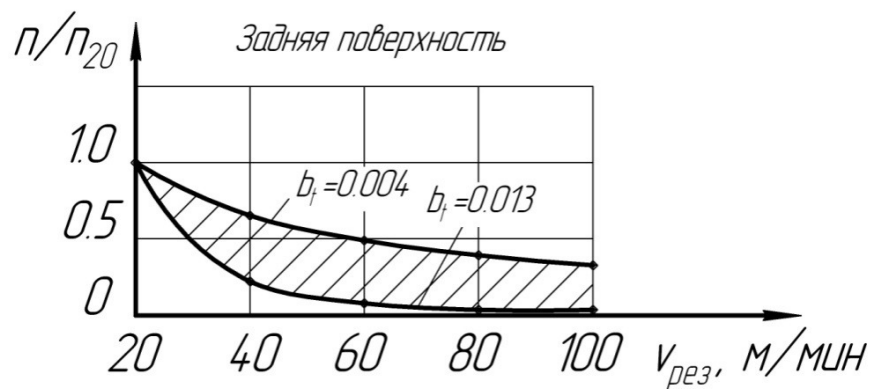


Рисунок 2.5.12 – Зависимость отношения коэффициентов запаса в наиболее опасных точках на передней и задней поверхностях от толщины срезаемого слоя для зоны установившегося резания

Где $n_{0,095}$ – коэффициент запаса режущего клина при толщине срезаемого слоя $h_1 = 0,095$ мм.



а)



б)

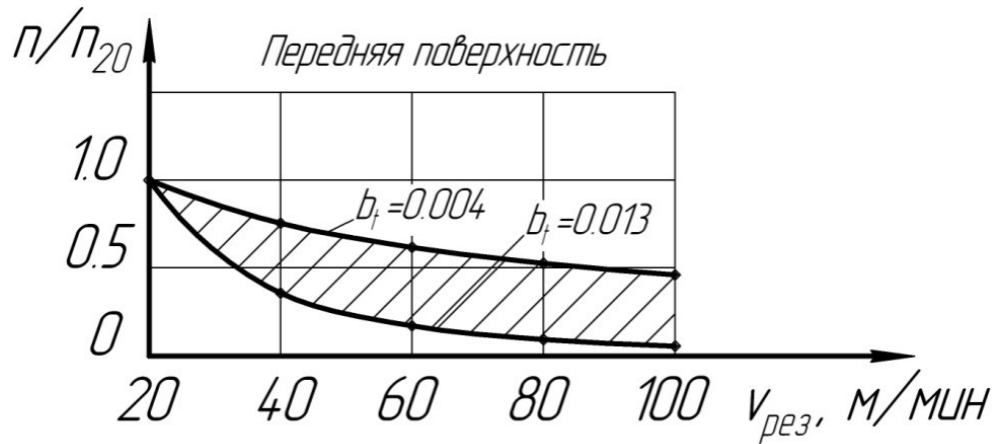
Рисунок 2.5.13 – Зависимость отношения коэффициентов запаса в наиболее опасных точках на передней (а) и задней (б) поверхностях от скорости резания для зоны установившегося резания

Где n_{20} – коэффициент запаса режущего клина при скорости резания $v_{рез} = 20$ м/мин.

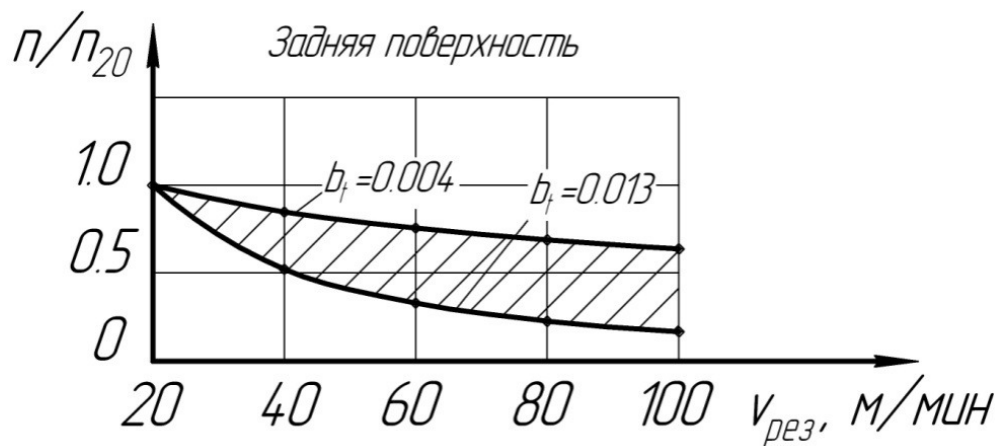
Несмотря на полученные выше данные, при теоретическом исследовании необходимо произвести оценку наиболее опасной зоны процесса резания в зависимости от рассматриваемых ранее толщины срезаемого слоя h_1 и скорости резания $v_{рез}$. Для этого тоже, как и ранее, оценивалось отношение коэффициентов запаса для наиболее опасных точек на передней и задней поверхностях для зоны выхода и зоны установившегося резания $n_{вых}/n_{уст}$. Учитывая, что температура в рассматриваемых точках режущего клина, находящегося в зоне установившегося резания и зоне выхода одинакова, а эквивалентные напряжения в режущем клине, находящемся в зоне выхода, выше,

чем в зоне установившегося резания, то, по выражению (2.5.30), следует, что коэффициент запаса режущего клина в краевой зоне меньше, а сам процесс резания в этой зоне более опасен для режущего клина.

$$n_{\text{вых}} = n_{\text{уст}} \cdot e^{b(T_{\text{уст}} - T_{\text{вых}})} \cdot \frac{\sigma_{\text{экв.уст}}}{\sigma_{\text{экв.вых}}} \quad (2.5.30)$$



а)



б)

Рисунок 2.5.14 – Зависимость отношения коэффициентов запаса в наиболее опасных точках на передней (а) и задней (б) поверхностях от скорости резания для зоны выхода

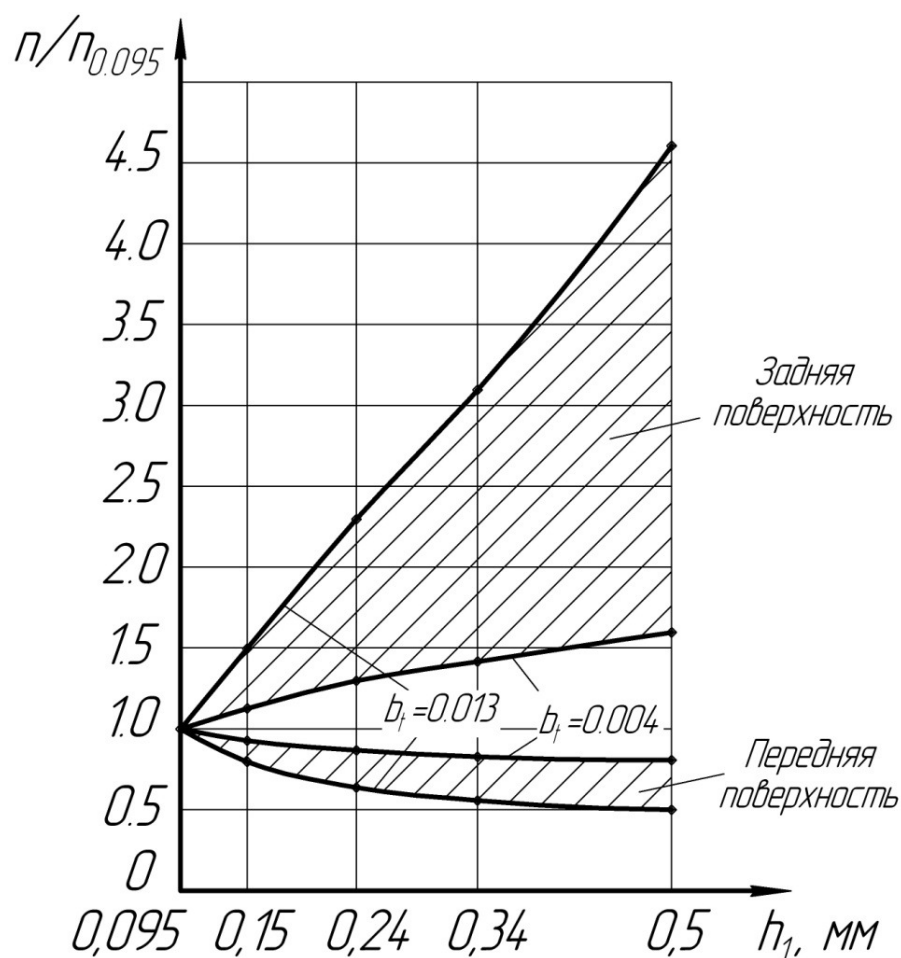


Рисунок 2.5.15 – Зависимость отношения коэффициентов запаса в наиболее опасных точках на передней и задней поверхностях от толщины срезаемого слоя для зоны выхода

Из полученных результатов следует:

1. При увеличении толщины срезаемого слоя h_1 величина эквивалентного напряжения $\sigma_{\text{экв}}$ для зоны установившегося резания незначительно уменьшается, а величина температуры значительно увеличивается, что приводит к уменьшению коэффициента запаса n в опасных точках.

2. При увеличении скорости резания $v_{\text{рез}}$ величина эквивалентного напряжения $\sigma_{\text{экв}}$ для зоны установившегося резания незначительно уменьшается, а величина температуры значительно увеличивается, что приводит к уменьшению коэффициента запаса n в опасных точках.

3. С точки зрения статического приложения нагрузки в зоне выхода складываются более неблагоприятные условия для режущего клина по сравнению с зоной установившегося резания.

Однако, нагрузки, действующие на режущий клин в процессе резания не статичны, поэтому при рассмотрении его прочности необходимо учитывать характер их динамического изменения.

Во-первых, для осевого инструмента, например фрез, работающих в режиме прерывистого резания, рассмотренный выше процесс динамического изменения напряжений в теле режущего зуба является циклически повторяющимся с высокой частотой, которая в большей степени зависит от частоты вращения фрезы. Частота циклического изменения напряжений составляет 10 – 170 Гц, а в некоторых случаях превышает эти значения.

Опыты показывают, что при переменных напряжениях после некоторого числа циклов может наступить разрушение детали, в то время как при том же неизменном во времени напряжении разрушение не происходит. Число циклов до момента разрушения зависит от амплитуды циклически меняющегося напряжения σ_a и изменяется в весьма широких пределах. При больших напряжениях для разрушения бывает достаточно 5 – 10 циклов. При меньших напряжениях деталь выдерживает миллионы и миллиарды циклов, а при ещё меньших – способна работать неограниченно долго [86].

Однако имеется ряд инструментов, работающих в процессе прерывистого резания, но процесс входа и выхода их режущей части не носит циклического характера. К таким инструментам относятся строгальные резцы и протяжки. Тем не менее, стойкость этого инструмента тоже, как и стойкость фрез в значительной степени зависит от процесса выхода из заготовки. Чигодаев Н. Е. в работе [87] показал, что стойкость протяжек можно значительно повысить за счёт изменения условий выхода режущего зуба из заготовки. Этот факт говорит о том, что не только циклическое изменение напряжений в режущей части приводит к её повышенному износу, но также имеет место

нерассмотренный выше процесс, который в случае отсутствия цикличности изменения напряжений также приводит к повышенному износу, что характерно для протяжек.

Таким процессом является увеличение напряжений, а также смена знака напряжений в некоторой области режущего клина при переходе из зоны с установившимся резанием в зону выхода и последующего его выхода из заготовки, детально описанный выше, происходящий за очень короткий отрезок времени. Например, при толщине срезаемого слоя $h_1 = 0,1$ мм, скорости резания 100 м/мин, коэффициенте усадке стружки $K_c = 2$ и переднем угле $\gamma = 10^\circ$ по формуле (2.1.6) угол наклона условной плоскости сдвига $\Phi = 28,33^\circ$. По предложенной модели процесса выхода (рис. 2.1.11, в), по выражению (2.1.17), расстояние $OA = 0,185$ мм. Время, за которое режущий клин пройдёт это расстояние, определяется по выражению:

$$t = \frac{OA}{v_{рез}} \quad (2.5.31)$$

После подстановки числовых значений получено значение времени $t = 0,00011$ сек. При протягивании этот промежуток времени на порядок выше, но, тем не менее, очень мал. С учётом этого, возрастание напряжений в режущем клине при его прохождении краевой зоны носит ударный характер, что в ряде случаев и без циклического повторения является негативным для режущей части.

Павлов П.А. в работе [63] пишет, что сопротивление материалов разрушению зависит как от продолжительности действия нагрузки и закона её изменения во времени, так и от скорости нагружения. В условиях высоких температур сопротивление разрушению металлов зависит от скорости нагружения, а при длительных испытаниях – от времени выдержки под нагрузкой. В работе [61] указано, что с увеличением скорости возрастания нагрузки, вязкость разрушения различных материалов изменяется сложно и неоднозначно: она может не изменяться, снижаться, возрасти или изменяться с

появлением экстремальных точек, положение которых зависит от природы материала или термической обработки.

Таким образом, разработанная модель процесса резания для зоны выхода режущего клина из заготовки позволяет дать объяснение некоторым имеющимся фактам, относящимся к процессу выхода, полученным независимыми различными исследователями экспериментальным путём.

В работах [57, 76, 87] предложен способ повышения стойкости твердосплавного инструмента, работающего в режиме прерывистого резания при обработке коррозионно-стойкой стали X18H9T путём жёсткого закрепления к торцу детали пластины толщиной 20 мм из серого чугуна таким образом, чтобы процесс выхода режущего зуба осуществлялся в материале прикреплённой пластинки (рис. 2.5.16). Этот способ по данным работы [76] позволяет увеличить стойкость инструмента в 7 – 8 раз, а по данным работы [87] в 10 – 20 раз.

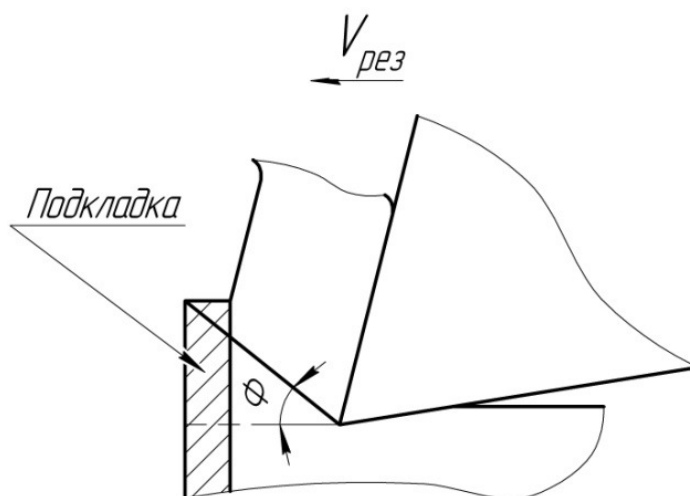


Рисунок 2.5.16 – Схема резания с применением чугунной подкладки

Несмотря на это, в этих работах применение чугунной подкладки объясняется тем, что она позволяет снизить силу резания в зоне выхода, хотя она и без подкладки интенсивно уменьшается, что будет показано в следующем разделе. Таким образом, применение чугунной подкладки не является теоре-

тически обоснованным. К теоретическому обоснованию применения подкладки приводит разработанная в диссертации модель процесса выхода.

Сама подкладка никак не изменяет сути явления возрастания напряжений в краевой зоне за счёт увеличения накопленной деформации, увеличения скорости деформации и снижения температуры резания. Но, так как она выполнена из серого чугуна, для которого напряжение текучести $\sigma_s = 310$ МПа по данным [86], которое значительно ниже напряжения текучести коррозионно-стойкой стали $\sigma_s > 700$ МПа по данным [52], в краевой зоне при упрочнении это значение ещё выше, то в зоне выхода, которая теперь находится в материале подкладки, губительного ударного увеличения напряжения не происходит, а, наоборот, происходит снижение напряжения текучести и, как следствие внутренних главных напряжений в режущем клине, чем и объясняется значительное увеличение его стойкости.

Чигодаев Н.Е. [87] рекомендует выбирать материал подкладки с меньшей прочностью и твёрдостью, чем материал обрабатываемой детали. Под прочностью он, по-видимому, имел в виду предел прочности. Для чугуна предел прочности при сжатии $\sigma_{в.с.} = 640$ МПа, а обрабатываемая сталь Х18Н9Т после закалки имеет предел прочности $\sigma_{в.с.} = 510 - 540$ МПа, после термообработки $\sigma_{в.с.} = 640 - 880$ МПа [43]. Твёрдость чугуна по данным [87] имеет некоторый интервал в зависимости от конкретной марки НВ = 150 – 400, в то время как твёрдость стали Х18Н9Т по данным [43] после закалки НВ = 170. То есть, данный критерий выбора материала подкладки также является сомнительным.

Предложенная модель также позволяет дать более корректный критерий выбора материала подкладки для повышения стойкости режущего инструмента. Материал подкладки при конкретных режимах обработки должен иметь меньшее напряжение текучести с учётом его упрочнения в краевой зоне, чем материал заготовки в зоне установившегося резания.

Ещё одним эффективным способом повышения стойкости инструмента

за счёт изменения процесса выхода режущего зуба из заготовки является формирование фаски на том торце заготовки [76, 87], на котором происходит выход инструмента (рис. 2.5.17). Автор работы [87] пишет, что для уменьшения влияния краевых эффектов процесса резания на хрупкую прочность режущих кромок необходимо стремиться к тому, чтобы в момент окончания обработки поверхности действующая на инструмент нагрузка была минимальная. Этого можно достичь путём создания на заготовке, из которой изготавливается деталь, переменной величины припуска, уменьшающейся по мере приближения к торцу заготовки.

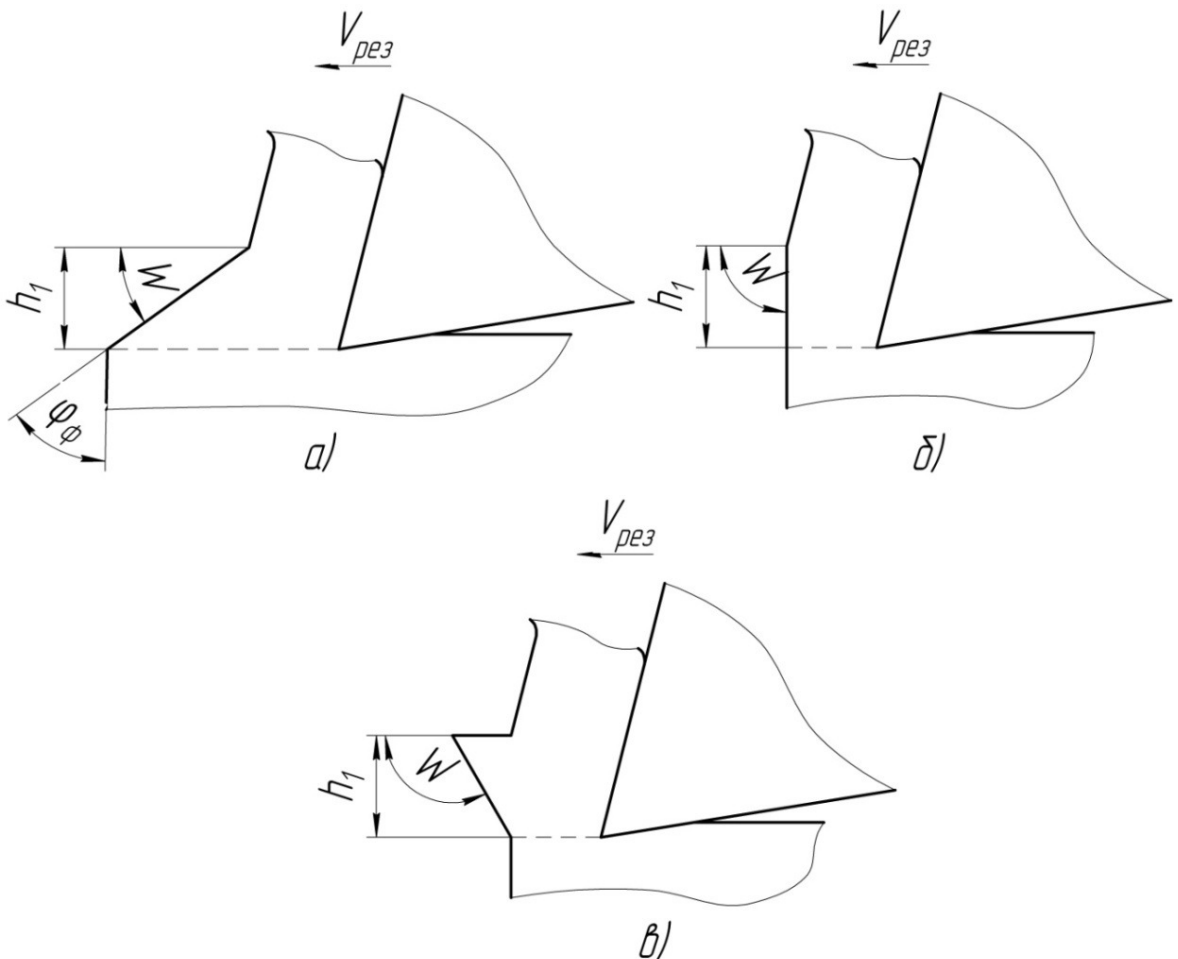


Рисунок 2.5.17 – Графическое представление переменного припуска в краевой зоне: а – угол уклона $0^\circ < W < 90^\circ$; б - угол уклона $W = 90^\circ$; в - угол уклона $90^\circ < W < 180^\circ$

Под нагрузкой автор, по-видимому, подразумевает силу резания. Во-первых, как упоминалось выше, величина силы резания в зоне выхода уменьшается, стремясь к нулю. Во-вторых, при данном подходе никак нельзя объяснить повышение стойкости при уменьшении угла φ_f фаски (рис. 2.5.17, а). Чигодаев Н.Е. в работе [87] приводит данные исследования стойкости (пройденного пути) режущего инструмента в зависимости от угла уклона W , который изменялся от 30° до 120° (рис. 2.5.18).

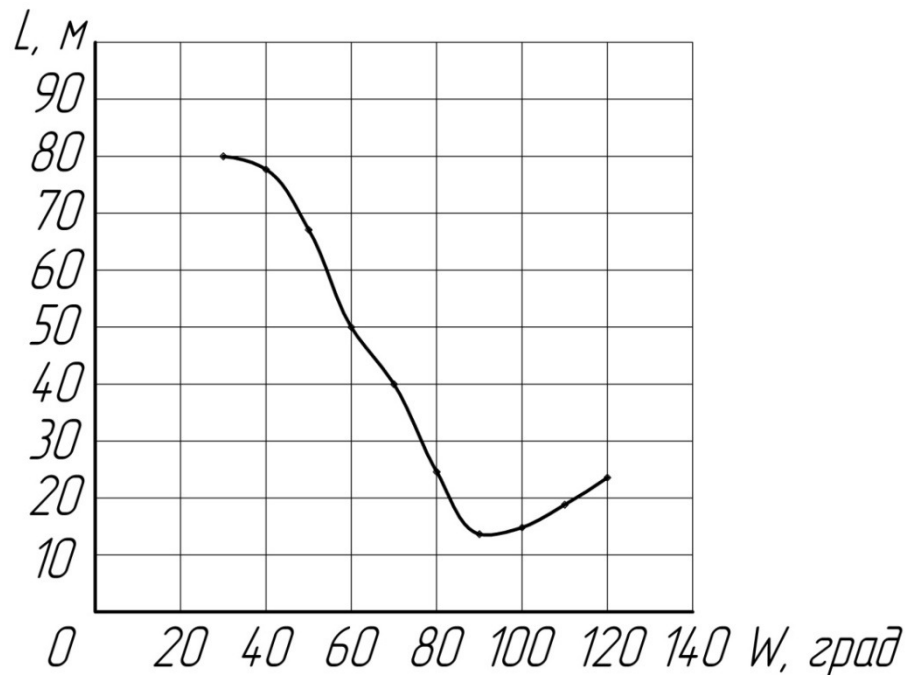


Рисунок 2.5.18 – Зависимость пути резания при протягивании от величины уклона W на срезаемой поверхности у выходного торца образца

Как видно из графика, наибольшая величина пути резания достигалась при угле $W = 30^\circ$ (угол фаски $\varphi_f = 60^\circ$). Применение этого угла по данным Чигодаева Н.Е. позволяет повысить стойкость протяжек при протягивании деталей из жаропрочных сплавов в 2,5 раза.

Полную интерпретацию экспериментальных данных, приведенных на (рис. 2.5.18), позволяет дать предложенная в диссертации модель процесса выхода режущего клина из заготовки. Для этого необходимо отобразить на (рис. 2.5.17), условную плоскость сдвига OB и зону упругопластического деформирования $OABC$ (рис. 2.5.19). При этом амплитуда изменения главных

напряжений в режущем клине для любого значения угла уклона W будет одинаковой при одинаковой толщине срезаемого слоя в зоне установившегося резания. Далее, при достижении упругопластической зоны деформирования свободного торца заготовки, расположенного под углом W , начнётся процесс выхода, сопровождаемый возрастанием и перераспределением главных напряжений в режущем клине.

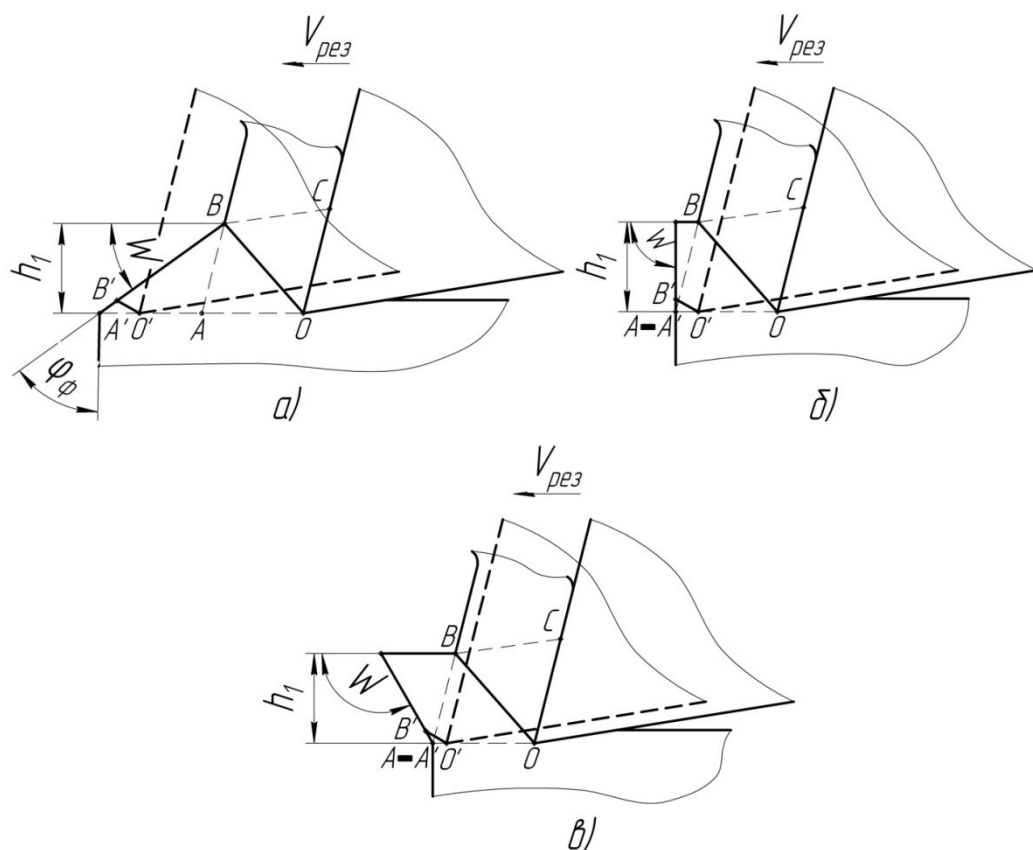


Рисунок 2.5.19 – Графическая интерпретация повышения стойкости инструмента за счёт создания переменного припуска в краевой зоне обработки

Однако интервал времени, за который произойдёт ударный скачок (повышение) напряжений полностью зависит от угла уклона W . Этот интервал времени определяется по выражению (2.5.38), из которого видно, что чем больше протяжённость участка OO' , тем большее время требуется для осуществления повышения напряжений, т.е. тем плавней будет происходить их рост в режущем клине.

$$t = \frac{OO'}{v_{рез}} \quad (2.5.32)$$

В отличие от выражения (2.5.31), выражение (2.5.32) учитывает наблюдаемое в реальных условиях образование трещины $O'B'$ в краевой зоне, вследствие чего стружка мгновенно отделяется от заготовки и процесс резания прекращается, на (рис. 2.5.19) этому моменту времени соответствует положение режущего клина, изображённого пунктирной линией. В рассматриваемых на (рис. 2.5.19) случаях предполагается, что протяжённости образующихся трещин $O'B'$ для всех значений угла уклона W одинаковы, а также равны углы их наклона к направлению движения режущего клина и равны $\Phi_{вых}$. Длина участка OO' определяется по выражению (2.5.33), если угол уклона $W \leq 90^\circ$.

$$OO' = h_1 \cdot \frac{\sin(W + \Phi)}{\sin W \cdot \sin \Phi} - O'B' \cdot \frac{\sin(W + \Phi_{вых})}{\sin W} \quad (2.5.33)$$

Если угол уклона $W > 90^\circ$, тогда длина участка OO' определяется по выражению (2.5.34)

$$OO' = h_1 \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \Phi} + \operatorname{tg} \gamma \right) - O'B' \cdot \frac{\sin(W + \Phi_{вых})}{\sin W} \quad (2.5.34)$$

Из выражений (2.5.33) и (2.5.34) следует, что минимальная стойкость инструмента будет наблюдаться при угле уклона $W = 90^\circ$.

Из анализа предложенного подхода следует, что увеличение стойкости будет наблюдаться при уменьшении угла уклона W от 90° до 0° , а также в меньшей степени при увеличении угла уклона от 90° до 180° , что полностью соответствует экспериментальным данным в интервале от 30° до 120° .

В качестве подтверждения можно привести общеизвестный факт, что объект, нагруженный статически (плавно, в течение длительного интервала времени) способен выдержать большую нагрузку по сравнению с динамическим нагружением, при котором он разрушится при меньших значениях нагрузки.

Фирма Sandvik Coromant [74] рекомендует при торцовом фрезеровании располагать фрезу относительно заготовки так, чтобы на выходе режущего зуба из заготовки толщина срезаемого слоя была минимальна. Это можно объяснить тем, что при увеличении толщины срезаемого слоя в зоне перехода от процесса установившегося резания к процессу выхода величина, на которую возрастут главные напряжения в режущем клине, будет больше по сравнению с меньшей толщиной срезаемого слоя в зоне перехода. Однако большей толщине срезаемого слоя соответствует немного больший промежуток времени, за который произойдёт этот скачок напряжений, что играет положительную роль для стойкости режущего зуба. Но практика показывает, что более негативным является значительное увеличение величины скачка напряжений по сравнению с незначительным увеличением протяжённости зоны выхода (интервала времени). Вследствие этого целесообразным является рекомендация фирмы Sandvik Coromant по минимизации толщины срезаемого слоя в зоне выхода.

Т.Н. Лоладзе в работе [56] указывает, что при переходе режущего клина в краевую зону опасные точки в нём смещаются к вершине. Данная закономерность была установлена экспериментальным путём методом фотоупругости при резании свинцовых заготовок режущим клином из эпоксидной смолы ЭДб, предложенная модель даёт аналогичный результат. Так же она позволяет объяснить зафиксированный экспериментальным путём факт [56, 87] уменьшения длины контакта стружки с передней поверхностью в краевой зоне по сравнению с зоной установившегося резания. При рассмотрении этого явления будет использована упрощённая модель, предложенная Воронцовым А.Л. в работе [24] для определения радиуса кривизны стружки при расчёте стружколома. Известно, что для определения нормальных напряжений при изгибе с достаточной для практики точностью можно считать справедливой гипотезу плоских сечений. Тогда можно сказать, что линейная деформация:

$$\varepsilon_x = \frac{y}{\rho_c}, \quad (2.5.35)$$

где ρ_c – радиус кривизны нейтрального слоя стружки (с учётом симметрии поперечного сечения стружки нейтральный слой совпадает со средним слоем), y – расстояние от нейтральной линии до рассматриваемой точки поперечного сечения, т.е. от линии пересечения нейтрального слоя с поперечным сечением стружки (на рис. 2.5.20 это горизонтальная ось симметрии).

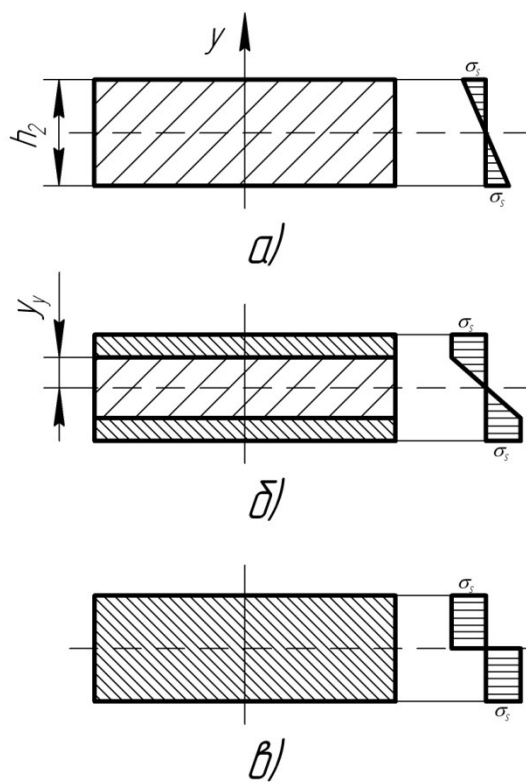


Рисунок 2.5.20 – Распространение пластических деформаций по высоте поперечного сечения стружки с увеличением её кривизны

Если при изгибе имеют место только упругие деформации, то по закону Гука нормальное напряжение:

$$\sigma_x = E \cdot \varepsilon_x = E \cdot \frac{y}{\rho_c}, \quad (2.5.36)$$

Из данного выражения видно, что при уменьшении радиуса кривизны ρ нормальные напряжения будут возрастать. Так как наибольшие напряжения:

$$\sigma_{x \max} = E \cdot \frac{h_2}{2 \cdot \rho_c}, \quad (2.5.37)$$

возникают в периферийных точках с $y_{\max} = \frac{h_2}{2}$, то при определённой величине радиуса кривизны ρ_c напряжения в этих точках достигнут напряжения текучести σ_s (рис. 2.5.20, а).

При дальнейшем уменьшении радиуса кривизны поперечное сечение стружки разделится на зоны: периферийные пластические и центральную упругую, половина высоты которой определяется величиной y_y (рис. 2.5.20, б). Эту величину можно найти, подставив в равенство (2.5.36) условия $\sigma_x = \sigma_s$ при $y = y_y$:

$$y_y = \frac{\sigma_s}{E} \cdot \rho_c. \quad (2.5.38)$$

Из этой формулы видно, что при уменьшении радиуса кривизны упругая зона будет сокращаться, и, теоретически, при $\rho_c = 0$ всё поперечное сечение будет охвачено пластической деформацией (рис. 2.5.20, в). Этот случай следует рассматривать как предельный теоретический, поскольку понятно, что в действительности радиус кривизны стружки не может стать равным нулю.

В разделе 2.2 было показано, что при увеличении коэффициента усадки стружки величина деформации увеличивается и проникает глубже, что соответствует зоне выхода. В разделе 2.4 показано, что в этой зоне величина напряжения текучести обрабатываемого материала возрастает. Таким образом, для того чтобы выражение (2.5.38) было справедливым, необходимо, чтобы радиус кривизны стружки ρ_c уменьшался, при этом уменьшался более стремительно, чем происходит возрастание напряжения текучести. В работе [87] приведены кадры высокоскоростной киносъёмки процесса выхода режущего

клина, на которых хорошо видно, что в краевой зоне стружка стремительно отгибается от передней поверхности, при этом её радиус кривизны тоже стремительно уменьшается, и уменьшается длина её контакта с передней поверхностью.

2.6. Изменение силы резания в краевой зоне

В пункте 2.5 было доказано, что внутренние напряжения в режущем клине при переходе из зоны с установившимся резанием в зону выхода возрастают, но это не говорит о том, что сила резания также возрастает. В работах [38, 48] приведены данные исследований изменения силы в краевой зоне, в общем виде они представлены на (рис. 2.6.1).

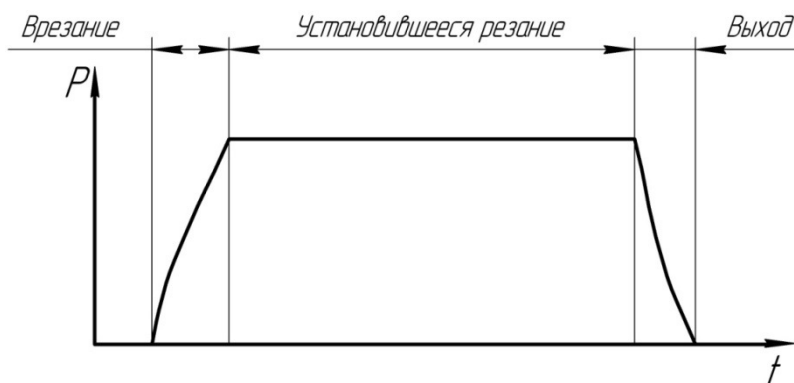


Рисунок 2.6.1 – Характер изменения силы прерывистого резания

Из (рис. 2.6.1) видно, что в зоне выхода величина силы резания монотонно уменьшается до нуля, что на первый взгляд противоречит выше установленному росту напряжения текучести обрабатываемого материала и внутренних напряжений в режущем клине. Величину силы резания можно рассчитать по выражению (2.3.17). Учитывая установленные выше динамические изменения параметров процесса резания, результаты вычисления силы резания в зоне выхода по этому выражению аналогичны представленным на (рис. 2.6.1).

Подобные результаты дают общеизвестные формулы для расчёта составляющих силы резания [50]:

$$P_{\tau} = \tau_{\Phi} \cdot \frac{h_1 \cdot b}{\sin \Phi} \quad (2.6.1)$$

$$P_N = \sigma_N \cdot \frac{h_1 \cdot b}{\sin \Phi} \quad (2.6.2)$$

где P_{τ} и P_N – составляющие силы резания, действующие вдоль и перпендикулярно условной плоскости сдвига соответственно; τ_{Φ} и σ_N – касательное и нормальное напряжение на условной плоскости сдвига.

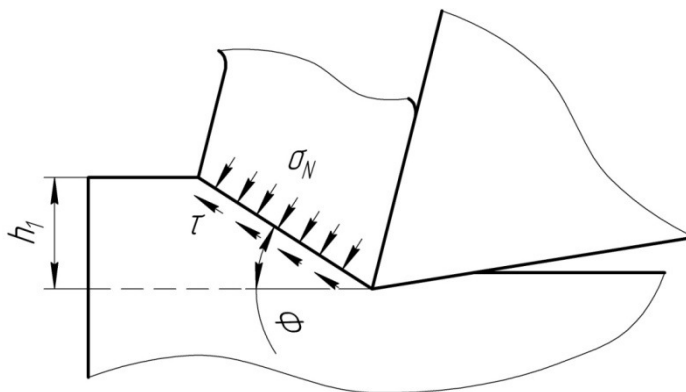


Рисунок 2.6.2 – Напряжения в условной плоскости сдвига

В отличие от выражений (2.6.1) и (2.6.2), выражение (2.3.17) позволяет произвести более глубокий анализ изменения величины составляющих силы резания. Выражение (2.3.17) можно представить как сумму составляющих силы резания в виде [23]:

$$P = P_{пл} + P_{сд} + P_{тр1} + P_{тр2} \quad (2.6.3)$$

где $P_{пл}$ – сила, необходимая для обеспечения пластической деформации, т.е. для преодоления нормального напряжения σ_y , действующего на переднюю поверхность режущего клина; $P_{сд}$ – сила, необходимая для сдвига пластической области АОВС по нижней границе АО (рис. 2.1.9) относительно расположенной ниже этой границы жёсткой зоны; $P_{тр1}$ – сила, необходимая для преодоления трения обрабатываемого материала по передней поверхности режущего клина на участке ОС (рис. 2.1.9); $P_{тр2}$ – сила, необходи-

мая для преодоления трения обработанного материала по задней поверхности режущего клина на участке l_3 (рис. 2.1.9).

Сила, необходимая для обеспечения пластической деформации, определяется по выражению:

$$P_{nl} = \beta\sigma_s u h_1 \cos \gamma \left[1 + \mu_1 \frac{l}{h_2} + \frac{(0,5 + \mu) u h_1}{2h_2} \right] \quad (2.6.4)$$

Сила, необходимая для сдвига пластической области АОВС, определяется по выражению:

$$P_{cd} = \beta\sigma_s \frac{h_2}{4 \cos \gamma} \quad (2.6.5)$$

Сила трения на передней поверхности определяется по выражению:

$$P_{mp1} = \mu\beta\sigma_s u h_1 \sin \gamma \quad (2.6.6)$$

Сила трения на задней поверхности определяется по выражению:

$$P_{mp2} = \mu_2 \beta \sigma_s l_3 \quad (2.6.7)$$

Результаты теоретического исследования изменения составляющих силы резания и самой силы резания в краевой зоне представлены графически на (рис. 2.6.3. – 2.6.5). На этих графиках видно, что все составляющие кроме $P_{тр2}$ монотонно уменьшаются и принимают нулевое значение в момент образования трещины вдоль условной плоскости сдвига. Составляющая силы резания $P_{тр2}$ до образования трещины наоборот возрастает, это связано с увеличением напряжения текучести в зоне деформации и, как следствие, с увеличением силы трения по задней поверхности в краевой зоне. Однако после образования трещины величина этой силы начинает уменьшаться, это связано с уменьшением длины контакта обработанной поверхности с задней поверхностью режущего клина, и при полном выходе последнего значение этой силы равно нулю. Несмотря на имеющийся экстремум на графике зависимости составляющей $P_{тр2}$, сила резания монотонно убывает на всём протяжении зоны выхода.

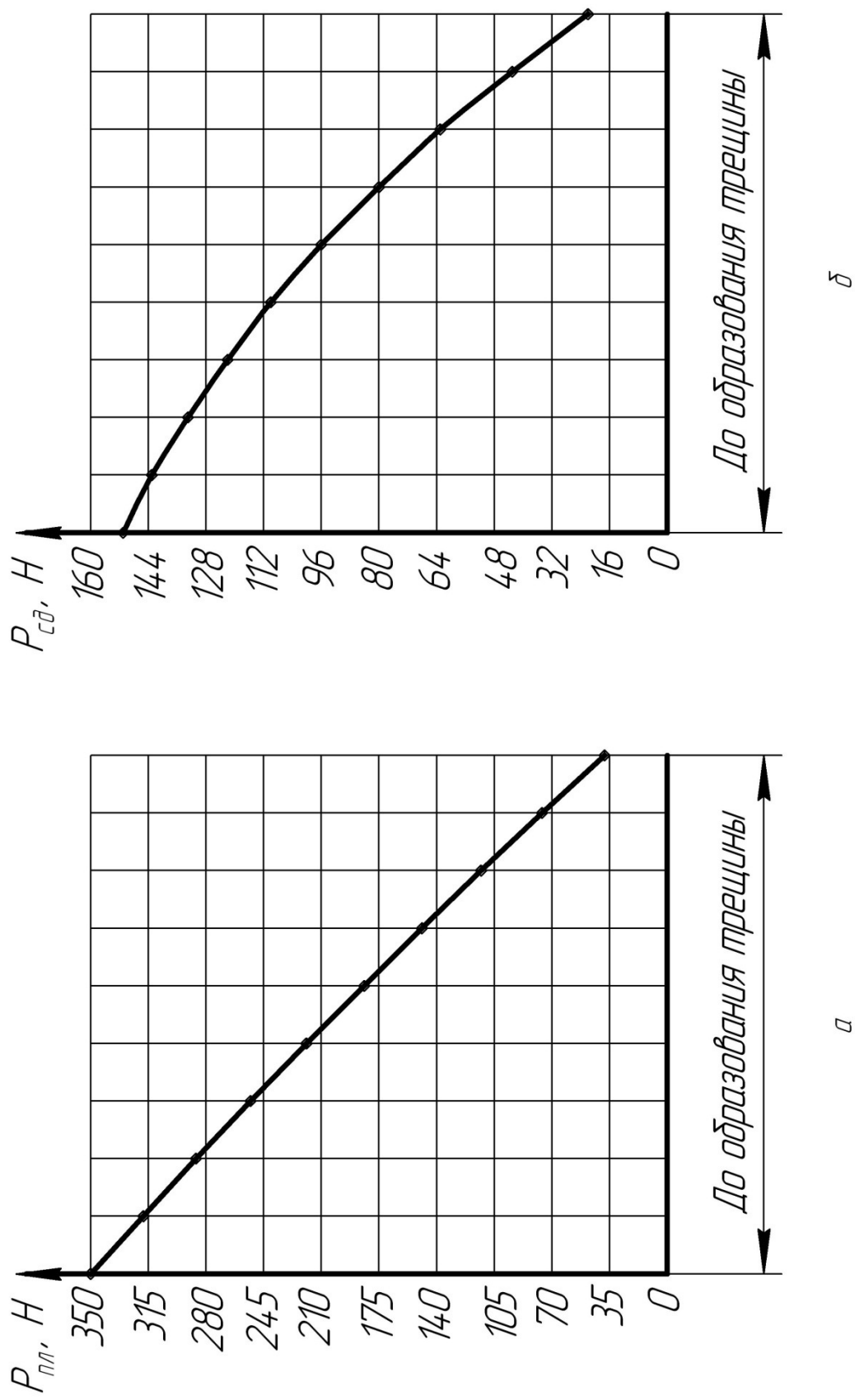


Рисунок 2.6.3 – Изменение величин составляющих силы резания: а – сила $P_{пл}$; б – сила $P_{сд}$

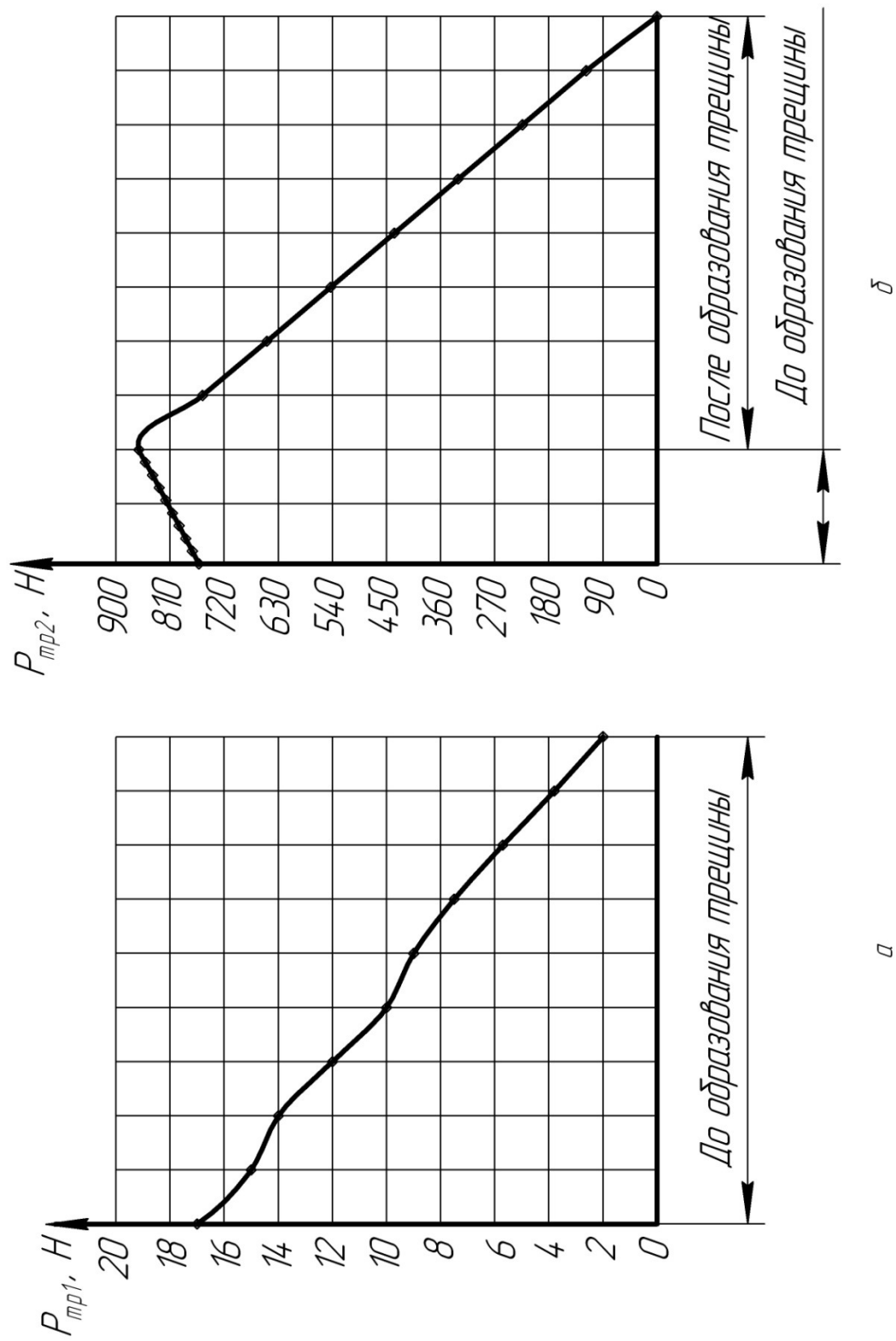


Рисунок 2.6.4 – Изменение величин составляющих силы резания: а – сила $P_{тр1}$; б – сила $P_{тр2}$



Рисунок 2.6.5 – Изменение величины силы резания в краевой зоне

2.7. Повышение стойкости торцовой фрезы и производительности торцового фрезерования путём управления процессом резания в краевой зоне

В пунктах 2.1 – 2.6 был детально рассмотрен процесс выхода режущего клина из зоны обработки, а также разработана модель этого процесса на основе существующей ранее модели Воронцова А.Л. процесса установившегося резания. В совокупности это позволяет разработать новые способы повышения стойкости металлорежущего инструмента, а также способы повышения производительности обработки в режиме прерывистого резания. Одним из таких способов обработки является торцовое фрезерование, имеющее ши-

рокое распространение в металлообработке. Современные фрезерные станки, на которых производятся такого рода операции, оснащены системой ЧПУ.

Потенциал систем ЧПУ на сегодняшний день зачастую используется далеко не в полной мере. Системы ЧПУ позволяют осуществлять криволинейные траектории движения инструмента в процессе обработки, способные при прочих равных условиях повысить стойкость инструмента или производительность процесса обработки. Одной из эффективных криволинейных траекторий движения фрезы при торцовом фрезеровании является врезание в заготовку, а также обвод её углов по дуге окружности с диаметром, равным диаметру используемой фрезы [74]. Данный способ позволяет повысить стойкость инструмента в несколько раз. Это достигается за счёт создания на выходе режущего зуба нулевой толщины срезаемого слоя.

Однако, как указывают различные исследователи [10, 75], толщина срезаемого слоя не может быть меньше радиуса скругления режущей кромки. В связи с этим при осуществлении вышеупомянутой траектории движения в зоне выхода наблюдается повышенный наклёп срезаемого слоя за счёт неоднократного выхода режущего зуба в окрестностях одной и той же точки, что в свою очередь оказывает негативное воздействие на стойкость инструмента. Таким образом, для повышения производительности процесса торцового фрезерования необходимо снизить это негативное воздействие. Для решения этой задачи необходимо разработать криволинейную траекторию движения на участке врезания в заготовку и последующего обвода её углов, позволяющую получать на выходе режущего зуба минимально допустимую толщину срезаемого слоя. Для создания такой траектории необходимо рассмотреть два последовательных положения торцовой фрезы (рис. 2.7.1). Координаты двух последовательных точек выхода обозначены через x_1, y_1, x_2, y_2 . Центр фрезы для рассматриваемых двух положений имеют координаты $C_1(a_1; b_1)$ и $C_2(a_2; b_2)$. Учитывая, что величина подачи на зуб S_z и радиуса скругления режущей кромки очень малы по сравнению с величиной радиуса фрезы, а также, что

координаты точек выхода зубьев по оси y для процесса врезания численно равны радиусу фрезы $y_1 = y_2 = R$,

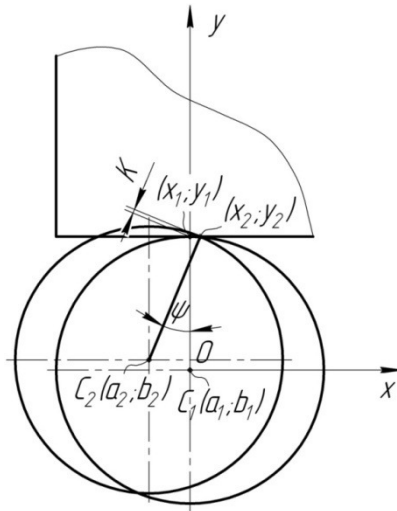


Рисунок 2.7.1 – Схематичное изображение двух последовательных положений торцовой фрезы

Толщина срезаемого слоя K на выходе зуба определяется по выражению:

$$K = (x_2 - x_1) \cdot \sin \psi \quad (2.7.1)$$

где ψ – угол между ось OY и радиус вектором проведенным из центра фрезы, находящейся во втором положении в точке выхода зуба с координатами x_2, y_2 .

Тогда

$$\sin \psi = \frac{(a_2 - a_1) + (x_2 - x_1)}{R} \quad (2.7.2)$$

$$\cos \psi = \frac{R - (b_2 - b_1)}{R} \quad (2.7.3)$$

Уравнение окружности, которой является сечение фрезы, проведенное нормально к её оси имеет вид:

$$(x_2 - a_2)^2 + (y_2 - b_2)^2 = R^2 \quad (2.7.4)$$

Система координат, представленная на (рис. 2.7.1) расположена таким образом, что её начало совпадает с центром фрезы в первом положении, а её оси параллельны граням обрабатываемой призматической заготовки. При таком расположении системы координат начальные координаты центра фрезы и точки касания её зуба становятся известными. Таким образом, решение систем уравнений (2.7.1 – 2.7.4) относительно остальных неизвестных даёт возможность построения необходимой траектории движения фрезы на участке врезания и на участках обвода углов заготовки. Однако при решении этих уравнений необходимо проверять, чтобы величина рассчитанного перемещения не превышала величину подачи на зуб S_z :

$$(a_n - a_{n-1})^2 + (b_n - b_{n-1})^2 = S_z^2 \quad (2.7.5)$$

где a_n , a_{n-1} , b_n и b_{n-1} – координаты центра фрезы двух последовательных положений.

После построения разработанной криволинейной траектории, её анализ показал, что данная кривая на 98% совпадает с четвертью эллипса и для практического применения сложные вычисления её формы могут быть заменены на уравнение эллипса, большая полуось которого равна радиусу фрезы и располагается вдоль оси OY, а малая полуось располагается вдоль оси OX и вычисляется по выражению:

$$\frac{d}{2} = R \cdot \frac{(S_z - 2K)}{S_z} \quad (2.7.6)$$

На (рис. 2.7.2) представлен общий вид траектории движения торцевой фрезы при обработке плоскости.

Обработку производят на двух координатных фрезерных станках с ЧПУ. Инструменту сообщают главное движение ω_v , доводят до касания с заготовкой в точке, расположенной на торце обработанной поверхности и удалённой от края заготовки на расстояние $d/2 + 0,2D$, точка 1 (рис. 2.7.2). Затем инструменту задают два движения подачи S_x и S_y , лежащих в плоскости фрезерования. Вектор подачи S_y направлен в тело заготовки нормально к её тор-

цу, а вектор подачи S_x повернут на 90° относительно вектора S_y в направлении обратном направлению главного вращательного движения ω_v . Подачи S_x и S_y согласуют таким образом, что траектория врезания фрезы представляет собой четверть эллипса, большая ось которого равна диаметру фрезы D , а меньшая определяется по формуле (2.7.6).

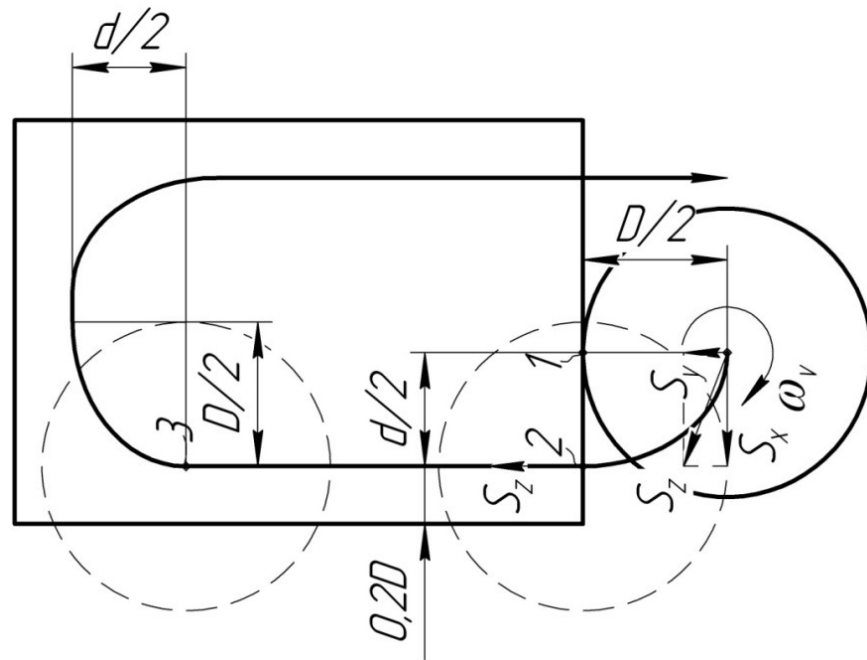


Рисунок 2.7.2 – Схематичное изображение процесса обработки плоской поверхности

Нелинейно-согласованные движения подачи прекращают при достижении центром фрезы точки 2, находящейся на пересечении торцевой и обработанной поверхностей, и расположенной на расстоянии $0,2D$ от края заготовки, это положение фрезы представлено пунктирной линией. Затем инструменту сообщается прямолинейное движение подачи, вектор которого направлен в тело заготовки, нормально к малой полуоси эллипса предыдущего криволинейного участка траектории, а величина подачи равна результирующей подаче на зуб S_z . После достижения центром фрезы точки 3, расположенной на расстоянии $d/2+0,2D$ от противоположного края заготовки, ей снова сообщают два движения подачи S_x и S_y , лежащих в плоскости фрезеро-

вания и согласованных таким образом, что траектория врезания фрезы представляет собой описанную выше четверть эллипса, но повернутую на 90° относительно её первоначального положения в направлении главного движения ω_v . Фрезерование продолжают подобным образом до окончательной обработки всей поверхности.

Предложенный способ обработки позволяет повысить стойкость инструмента по сравнению с общеизвестной траекторией «зигзаг» за счёт минимизации толщины срезаемого слоя на выходе режущего зуба из заготовки при движении фрезы по криволинейному участку траектории. А также позволяет повысить производительность обработки на криволинейных участках траектории по сравнению с известной траекторией врезания и обвода углов заготовки по дуге окружности [74] за счёт уменьшения протяжённости криволинейных участков траектории.

Для оценки во сколько раз разработанная траектория позволяет повысить производительность по сравнению с траекторией, описанной в [74], необходимо найти отношение их протяжённостей:

$$\Delta = \frac{\frac{l_{окр}}{4}}{\frac{l_{эл}}{4}} \quad (2.7.7)$$

где $l_{окр}$ – длина окружности; $l_{эл}$ – длина эллипса.

Длина четверти окружности определяется по выражению:

$$\frac{1}{4} l_{окр} = \frac{\pi \cdot R}{2} \quad (2.7.8)$$

Длина четверти эллипса определяется по выражению:

$$\frac{1}{4} l_{эл} = \frac{\pi \left(R + \frac{d}{2} \right)}{4} \quad (2.7.9)$$

После подстановки в выражение (2.7.7) выражений (2.7.8), (2.7.9) и (2.7.6), а также приравнивая минимально допустимую величину срезаемого слоя K к радиусу ρ скругления режущей кромки будет получено:

$$\Delta = \frac{S_z}{S_z - \rho} \quad (2.7.10)$$

Анализ выражения (2.7.10) показал, что увеличение производительности будет тем больше, чем меньше величина подачи на зуб при заданной геометрии режущего зуба. Искусственно занижать подачу на зуб не целесообразно, поэтому данная траектория движения фрезы будет позволять получать бóльшую производительность для чистовой обработки, при которой, величина подачи на зуб S_z меньше, чем при черновой обработке. А также для трудно обрабатываемых сталей и сплавов, при обработке которых, величина подачи на зуб S_z меньше по сравнению с обработкой конструкционной стали и чугуна. При подстановке конкретных значений величин подачи на зуб, главного угла в плане и радиуса скругления режущей кромки [55], расчёт по выражению (2.7.10) показывает увеличение производительности обработки по разработанной траектории по сравнению с траекторией движения по дуге окружности до 1,5 раза.

ВЫВОДЫ

1. Причиной, вызывающей «разгрузочный удар», является достижение областью упругопластической деформации свободного торца заготовки.
2. Из-за уменьшения объёма пластически деформируемого материала в краевой зоне скорость деформации обрабатываемого материала возрастает в 10-100 раз.
3. В краевой зоне резания угол наклона условной плоскости сдвига уменьшается практически до нуля, что приводит к увеличению деформации срезаемого материала и, как следствие, к увеличению коэффициента усадки стружки до 1,6 – 1,7 раза.

4. В зоне выхода температура резания на передней поверхности значительно снижается за счёт значительного уменьшения длины контакта передней поверхности со стружкой и как следствие уменьшения работы сил трения на ней.

5. Температура резания на задней поверхности остаётся практически постоянной за счёт неизменности работы сил трения на ней.

6. Из-за увеличения скорости деформации, степени деформации и снижения температуры резания в краевой зоне резания происходит скоростное, деформационное и температурное упрочнение обрабатываемого материала.

7. Упрочнение обрабатываемого материала до 2-х раз и уменьшение длины контакта стружки и передней поверхности приводит к возрастанию главных внутренних напряжений в режущем клине и концентрации у его вершины, а также смене сжимающих напряжений растягивающими у вершины режущего клина.

8. Сила резания в краевой зоне монотонно уменьшается до нуля из-за уменьшения до нуля объёма пластически деформируемого материала, что является благоприятным для процесса резания.

9. Цикличность процесса выхода режущего зуба, характерного для фрезерования приводит к циклическим скачкам напряжений в нём, что снижает его усталостную прочность в частности и период стойкости в целом.

10. Создавая минимальную, но отличную от нуля постоянную толщину срезаемого слоя на выходе режущего зуба торцовой фрезы снижается величина скачка напряжений в нём, что приводит к увеличению периода стойкости или производительности.

ГЛАВА 3. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА

Методикой экспериментальных исследований предусмотрено проведение исследований с целью подтверждения теоретически установленной динамики изменения параметров процесса резания, а также преимуществ разработанного способа торцового фрезерования.

3.1. Объекты исследований

Объектами исследований являются образцы стружек, соответствующие зоне установившегося резания и зоне выхода, полученные в процессе свободного прерывистого ортогонального резания.

В качестве исследуемых материалов выбраны стали перлитного (сталь 20 и У8), карбидного (Р6М5) классов, аустенитного (12Х18Н10). Выбор этих классов материалов обусловлен:

1. Их широким применением в машиностроении.
2. Данная группа представляет стали с различными физико-механическими свойствами.

На них исследовался характер изменения угла наклона условной плоскости сдвига, величина накопленной деформации срезаемого материала и его микротвёрдость, соответствующие вышеуказанным зонам резания.

Для этого из полученных образцов стружки изготавливались микрошлифы по известной методике [13]. На жёсткое, гладкое и ровное основание, в данном случае лист оконного стекла, торцовой стороной приклеивались стальные кольца с наружным диаметром 25 мм, высотой 10 мм и толщиной стенки 1 мм. После полного высыхания клея внутрь этого кольца на стеклянную пластину приклеивался образец стружки исследуемой поверхностью. После высыхания клея кольцо заполнялось универсальным эпоксидным двухкомпонентным клеем (рис.3.1.1). После полного высыхания эпоксидного

клея полученная шайба отрывалась от стекла и подвергалась шлифованию на шлифовальной бумаге с постепенным переходом от бумаги с зернистостью от 125 до 20 мкм к бумаге с зернистостью от 28 до 3,5 мкм (ГОСТ 6456–82).

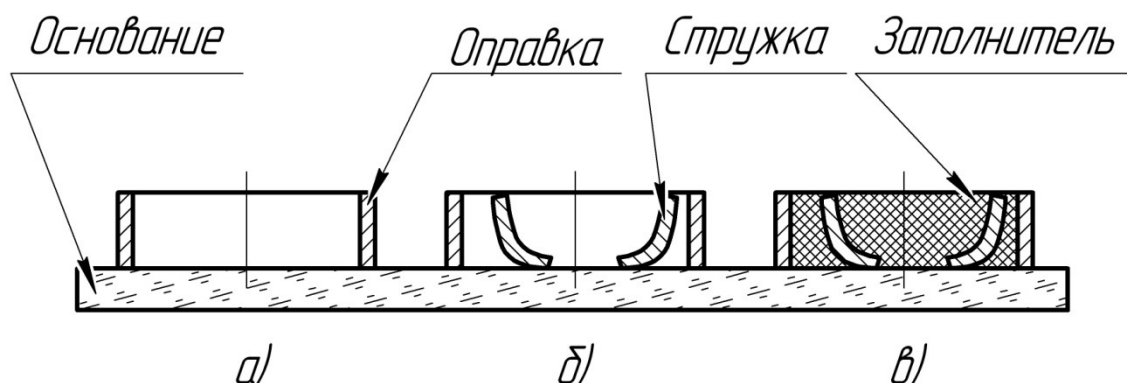


Рисунок 3.1.1 – Процесс фиксации стружки для изготовления микрошлифа: а – фиксация стального кольца; б – фиксация стружки; в – заполнение эпоксидным клеем

При ручном шлифовании бумага помещалась на плоское твердое основание – толстое стекло. При переходе от одного номера зернистости к другому поверхность образцов очищалась от абразива, направление шлифования менялось на 90° , и шлифовка проводилась до полного удаления всех рисок от предыдущей операции шлифования.

После окончательной шлифовки образцы были тщательно промыты в воде для удаления абразива и отполированы. Полирование выполнялось на специальном полировальном станке, диск которого обтянут сукном. В процессе полировки сукно смачивалось полировальной жидкостью, состоящей из воды, в которой во взвешенном состоянии находятся частицы полировального порошка (окись хрома). При полировании образцы непрерывно перемещались от центра к периферии, кроме того, образцам периодически предавалось вращательное движение. Когда микрошлифы приобрели зеркальную поверхность без царапин и рисок, полировка была закончена. После полировки образцы были промыты водой и высушены фильтровальной бумагой (рис.3.1.2).

Для выявления микроструктуры поверхность шлифа подвергалась травлению. В качестве реактива был использован 3% раствор азотной кислоты на спирту. Процесс травления осуществлялся втиранием реактива в полированную поверхность шлифа. После травления шлиф был промыт водой и высушен с помощью фильтровальной бумаги.



Рисунок 3.1.2 – Микрошлифы стружки после полировки

Заготовкой, из которой на токарно-винторезном станке были получены образцы стружек, является цилиндр диаметром не менее 50 мм и длиной не менее 150 мм, вдоль образующей которого прорезан паз шириной 6,1 мм, глубиной 7 мм. Паз служил для осуществления периодического прерывания процесса резания. В поперечном направлении в заготовке были выточены канавки шириной 4,5 мм и глубиной 7 мм, таким образом, что ширина полученных буртов составляла 3,9 мм (рис. 3.1.3).

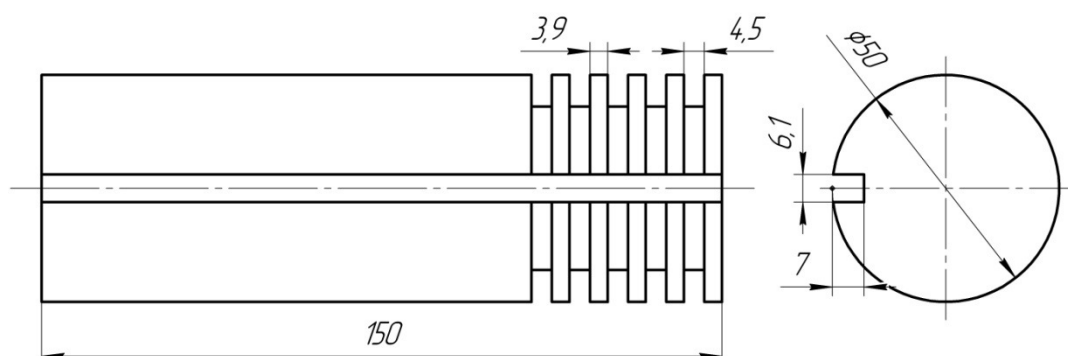


Рисунок 3.1.3 – Эскиз заготовки

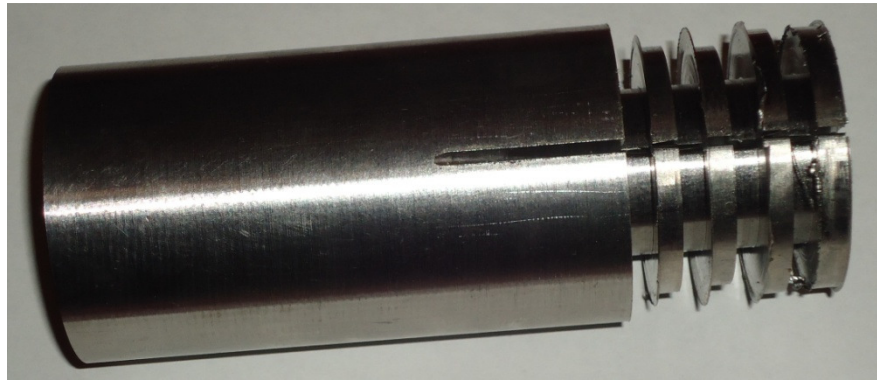


Рисунок 3.1.4 – Фотография заготовки

Канавки служат для того, чтобы процесс резания был свободным.

Испытания преимуществ (стойкости и производительности) разработанной траектории движения торцевой фрезы при обработке плоской поверхности проводились на призматических заготовках из сталей 45, 40Х13 и Х12.

Выбор этих марок сталей обусловлен:

1. Их широким применением в машиностроении;
2. Данная группа представляет стали с различными физико-механическими свойствами;

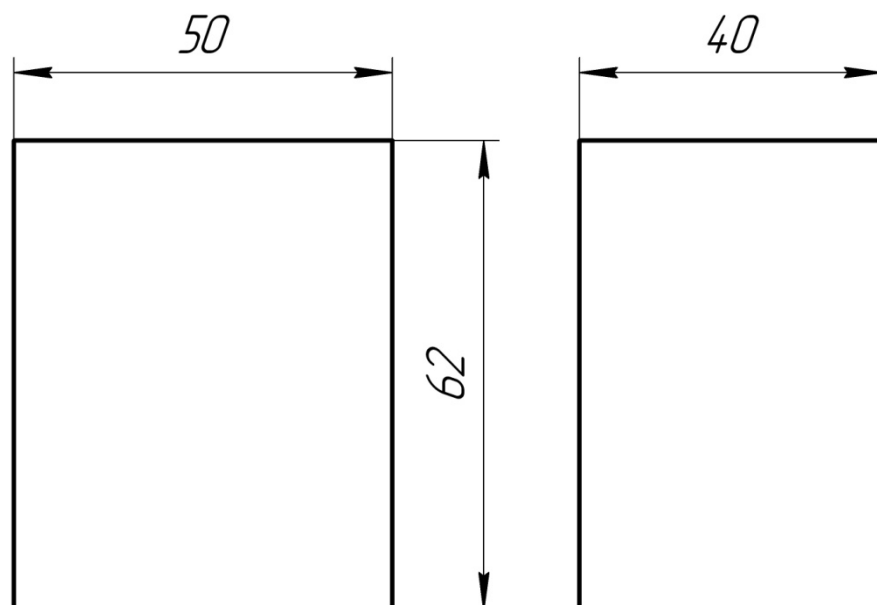


Рисунок 3.1.5 – Эскиз заготовки

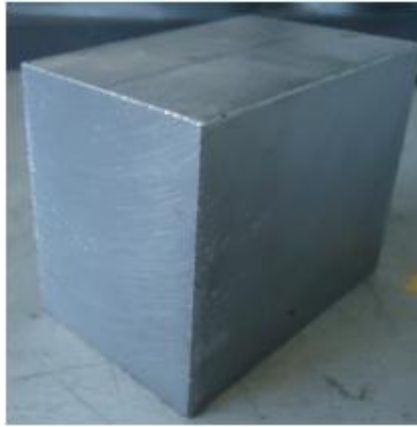


Рисунок 3.1.6 – Фотография заготовки

3.2. Инструмент

Процесс получения образцов стружек производился на токарно-винторезном станке модели ВТ – 20. Для осуществления свободного ортогонального резания применялись отрезные резцы с геометрическими параметрами: $\alpha = 8^\circ$, $\varphi = 94^\circ$, $\varphi_1 = 94^\circ$, $\gamma = 0 - 20^\circ$, ширина режущей кромки $b = 4,5$ мм. Материал режущей части Т5К10.

Динамические исследования силы резания прерывистого процесса резания осуществлялись на токарно-винторезном станке модели NL22. Инструментом был отрезной резец с геометрическими параметрами: $\alpha = 8^\circ$, $\varphi = 94^\circ$, $\varphi_1 = 94^\circ$, $\gamma = 11^\circ$, ширина режущей кромки $b = 4,5$ мм. Материал режущей части Т5К10.

При испытаниях разработанной траектории сравнивалась стойкость режущих зубьев торцовой фрезы диаметром 32 мм и производительность при обработке плоской поверхности при различных траекториях движения инструмента. Материал режущих зубьев – твёрдый сплав Т5К10.

3.3. Оборудование и измерительная аппаратура

Получение образцов стружек производилось на токарно-винторезном станке модели ВТ-20 (рис. 3.3.1).

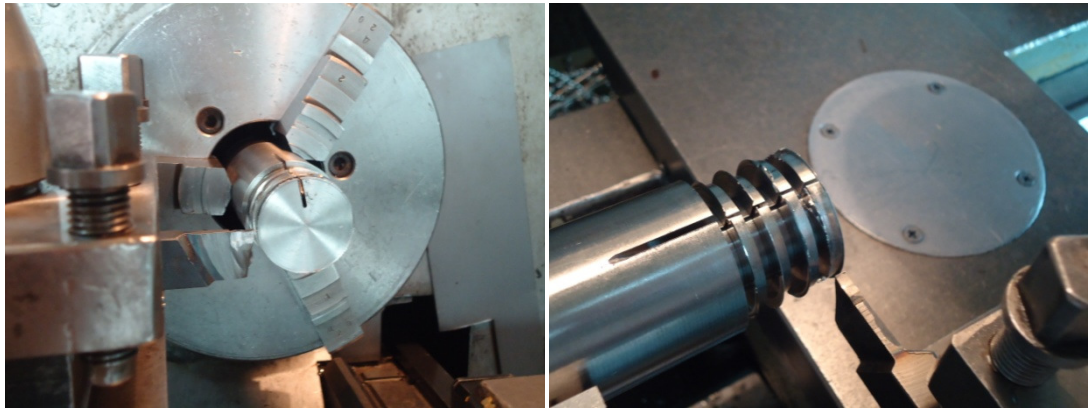


Рисунок 3.3.1 – Получение образцов стружки при свободном прерывистом ортогональном резании

Определение размеров перлитных зёрен осуществлялось компьютерной программой Image-ProPlus 6.0 (Программа количественного анализа изображений). Год выпуска: 2006. Разработчик: MediaCybernetics. Программа может считать объекты, определять их размеры, строить распределения по размерам и многое другое.

При исследовании зависимости микротвёрдости прирезцовой поверхности стружки от режимов резания измерения микротвёрдости производились на микротвердомере ПМТ-3 (рис. 3.3.2).



Рисунок 3.3.2 – Процесс измерения микротвёрдости на прирезцовой поверхности стружки на микротвердомере ПМТ-3

Измерение силы резания свободного прерывистого ортогонального резания производилось однокомпонентным динамометром Dyna-Z, предназначенным для количественной оценки составляющей силы резания P_z (рис. 3.3.3).



Рисунок 3.3.3 – Общий вид динамометра Dyna-Z

Информация о величине нагрузки кодируется контролером динамометра в импульсную последовательность, которая поступает на вход звуковой карты компьютера и с помощью специальной программной процедуры преобразуется в текущее значение силы P_z . Полученные данные отображаются на графике виртуального самописца (рис. 3.3.4), а также могут быть сохранены в форматах *.csv и *.txt для дальнейшей обработки средствами стороннего ПО.

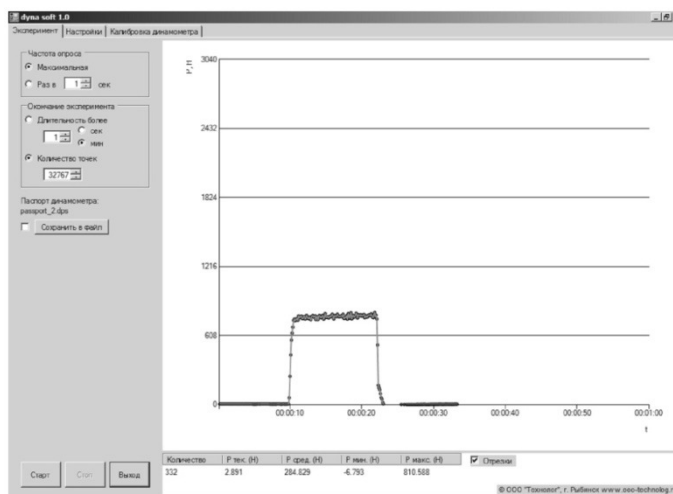


Рисунок 3.3.4 – Интерфейс виртуального самописца для динамометра Dyna-Z



Рисунок 3.3.5 – Динамометр Dyna-Z в процессе работы

Испытания разработанной траектории проводились на вертикально-фрезерном станке 3-х осевом с ЧПУ 6Б52Ф3 (рис. 3.3.6).

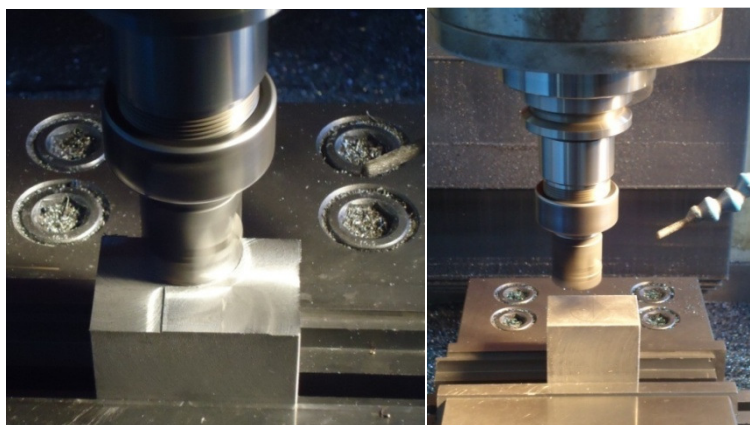


Рисунок 3.3.6 – Испытания разработанной траектории

3.4. Режимы обработки

При получении образцов стружек скорость резания изменялась от 40 до 95 м/мин, а поперечная подача изменялась в интервале от 0,05 до 0,19 мм/об.

При измерении силы резания свободного прерывистого ортогонального резания скорость резания изменялась от 5 до 197 м/мин, а поперечная подача изменялась в интервале от 0,1 до 0,32 мм/об.

Испытания разработанной траектории проводились при следующих режимах обработки:

Таблица – Режимы обработки при сравнительных испытаниях разработанной траектории

Обрабатываемый материал	Частота вращения фрезы n , мин ⁻¹	Подача на зуб S_z , мм/об	Объём удалённого припуска, см ³
Сталь 45	1000	0,1	69,44
40X13	1500	0,1	69,44
X12	1500	0,1	69,44

3.5. Методика измерений

Измерение угла наклона условной плоскости сдвига проводилось косвенным методом. Для этого были сделаны фотографии микрошлифа торцовой поверхности стружки, соответствующей зоне установившегося резания и зоне выхода на оптическом микроскопе EPIQUANT при увеличении в 100 раз. После чего на ЭВМ в программе КОМПАС-3D V9 были проведены касательные к вытянутым деформированным зёрнам перлита, затем были измерены углы между ними и прирезцовой стороной стружки (рис. 3.5.1).

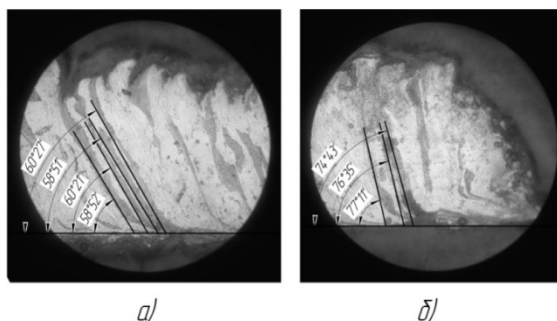


Рисунок 3.5.1 – Фотографии микрошлифов торцов стружек для определения угла χ между касательной к прирезцовой стороне стружки и направлением текстуры: а – зона установившегося резания; б – зона выхода

Для измерения размеров зёрен перлита на прирезцовой поверхности стружки было сделано необходимое количество фотоснимков подготовленной структуры стружки соответствующей зоне установившегося резания и зоне выхода с наиболее ярко выраженными границами зёрен на оптическом микроскопе EPIQUANT при увеличении в 100 раз. Количество снимков выбрано таким образом, чтобы измерению было подвергнуто не менее 600 зёрен. Также был сделан снимок линейки окуляра с ценой деления 10 мкм при том же увеличении. С помощью снимка с линейкой проведена калибровка, после которой проводились вычисления истинной величины зёрен перлита в микрометрах. Измерение зёрен проводилось в двух перпендикулярных направлениях (рис. 3.5.2).

При определении микротвёрдости прирезцовой поверхности стружки на микротвердомере ПМТ-3, четырехгранная алмазная пирамидка вдавливалась в испытуемый материал под нагрузкой 0,98 Н, и измерялась длина диагонали полученного отпечатка от алмазной пирамидки. Величина твёрдости HV имеет размерность МПа, определяется по формуле:

$$HV = 1,854 \cdot \frac{P}{d^2} \quad (3.5.1)$$

где P – нагрузка на пирамидку, Н; d – диагональ отпечатка, мм.

Микротвёрдость на прирезцовой поверхности стружки, соответствующей зоне установившегося резания и зоне выхода, определялась в количестве 10 измерений для каждой зоны.

Методика измерения силы резания заключается в следующем: в резцедержатель токарно-винторезного станка устанавливался динамометр Dyna-Z с закреплённым в нём отрезным резцом, в патроне станка устанавливалась заготовка (рис. 3.5.3). После чего при постоянной скорости резания, но при разных значениях подачи производилось точение, имеющих на заготовке буртиков, при этом электрические сигналы с пьезодатчиков динамометра поступали на звуковую плату персонального компьютера, где при помощи спе-

циального программного обеспечения переводились в значения силы P_z и оцифровывались.

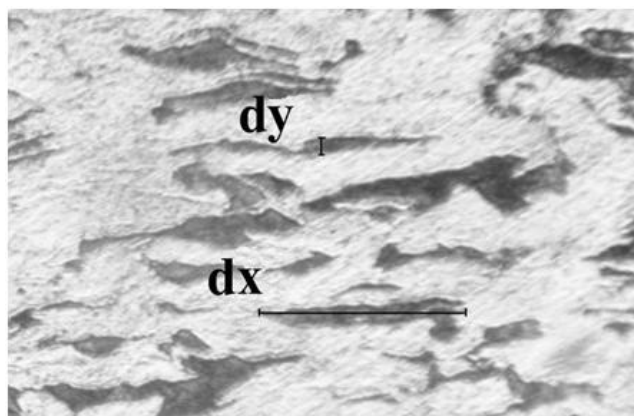


Рисунок 3.5.2 –Измерение размера перлитного зерна стали 20 после обработки резанием (dy – ширина зерна; dx – длина зерна)



Рисунок 3.5.3 – Процесс измерения силы резания

При исследовании характера изменения силы резания от скорости резания постоянной была подача, а величина скорости резания изменялась.

Измерение износа СМП торцевой фрезы производилось на оптическом микроскопе EPIQUANT при увеличении в 100 раз с использованием окуляра, имеющего измерительную линейку. Измерение размеров площадок износа производилось на передней и задней поверхностях режущей пластины в двух взаимно перпендикулярных направлениях.

ГЛАВА 4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗОНЕ ВЫХОДА

4.1. Исследование угла наклона условной плоскости сдвига, величины накопленной деформации и напряжения текучести обрабатываемого материала в зоне установившегося резания и зоне выхода

Задачей эксперимента является установление характера изменения угла наклона условной плоскости сдвига, величины накопленной деформации и напряжения текучести обрабатываемого материала при переходе режущего клина из зоны с установившимся резанием в зону выхода от параметров резания. В качестве параметров резания выбраны скорость резания, толщина срезаемого слоя и передний угол режущего клина.

Исследование характера изменения угла наклона условной плоскости сдвига показало, что при переходе режущего клина из зоны с установившимся резанием в зону выхода величина этого угла динамически уменьшается на 40 – 50 % от первоначального значения вне зависимости от режимов резания. Уменьшение угла приводит к увеличению скорости деформации и коэффициента усадки стружки, который тесно связан с относительной деформацией обрабатываемого материала. Увеличение коэффициента усадки стружки говорит о том, что величина накопленной деформации возрастает. Таким образом, экспериментальным путём необходимо установить характер изменения накопленной деформации при переходе режущего клина из зоны с установившимся резанием в зону выхода. Накопленная деформация для рассматриваемых зон резания оценивалась по размерам перлитных зёрен в двух взаимно перпендикулярных направлениях на прирезцовой стороне образцов стружек из стали 20 по методике, описанной в главе 3. Результаты эксперимента показали, что по оси X при различных режимах резания их длина составляет 103-121 мкм в зоне установившегося резания и 104-133 мкм - в зоне выхода

резца, при исходном размере в 37 мкм; по оси Y размеры зерна меняются до 23-29 мкм в зоне установившегося резания и до 18-25 мкм в зоне выхода резца, при исходной ширине зерна 86 мкм.

При расчёте накопленной деформации по выражению (2.2.6) получены следующие результаты:

-по оси X накопленная деформация равна $e_i = 1,02-1,18$ для зоны установившегося резания и $e_i = 1,03-1,28$ для зоны выхода;

-по оси Y накопленная деформация равна $e_i = 1,09-1,32$ для зоны установившегося резания и $e_i = 1,23-1,56$ для зоны выхода.

Из выше приведённых результатов хорошо видно, что в зоне выхода накопленная деформация выше на 7 – 15 %, чем в зоне установившегося резания.

Увеличение скорости деформации и накопленной деформации приведёт к увеличению напряжения текучести обрабатываемого материала при неизменной температуре обработки. Однако в главе 2 теоретически было установлено, что температура обработки (резания) на передней поверхности режущего клина значительно уменьшается в зоне выхода по сравнению с зоной установившегося резания, что также приведёт к увеличению напряжения текучести. Экспериментальным путём изменение температуры резания на передней поверхности не проводилось. Это связано с быстротечностью процесса выхода режущего клина из заготовки, а также с очень малыми длинами контакта стружки с передней поверхностью в этой зоне. Несмотря на это, были проведены эксперименты по установлению характера изменения величины напряжения текучести от режимов резания при переходе режущего клина из зоны с установившимся резанием в зону выхода. Для этого на прирезцовой стороне стружки, из которой изготовлены микрошлифы, была измерена микротвёрдость, значения которой при помощи известной зависимости [39] между микротвёрдостью и напряжением текучести (рис. 4.1.1) переведены в значения напряжения текучести (рис. 4.1.2). Наибольшее значение

микротвёрдости на графике, представленном на (рис. 4.1.1), меньше значений полученных экспериментальным путём, для перевода экспериментальных данных была проведена аппроксимированная прямая методом наименьших квадратов [14]. Зависимость между напряжением текучести от микротвёрдости σ_s (HV) для аппроксимированной прямой имеет вид:

$$\sigma_s = 0,5323 \cdot HV - 416,23 \quad (4.1.1)$$

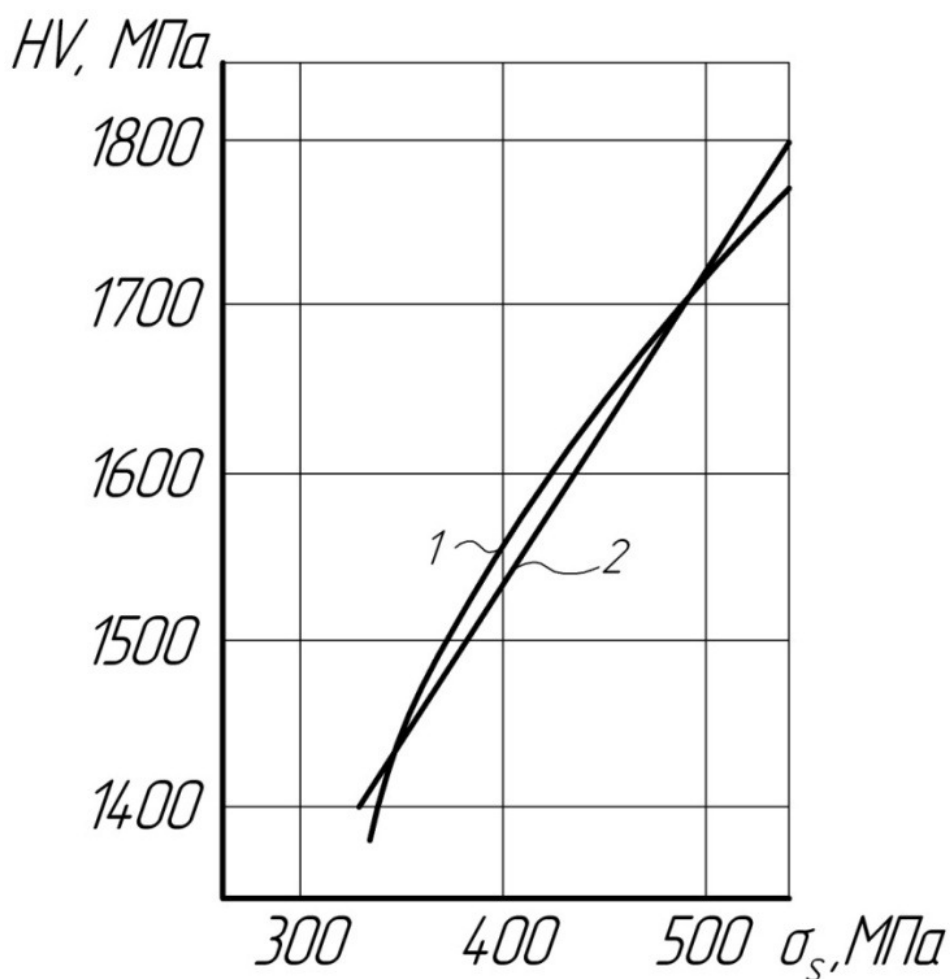


Рисунок 4.1.1 – Зависимость напряжения текучести стали 20 от микротвёрдости по Виккерсу; 1 – экспериментальная кривая, 2 – аппроксимированная кривая

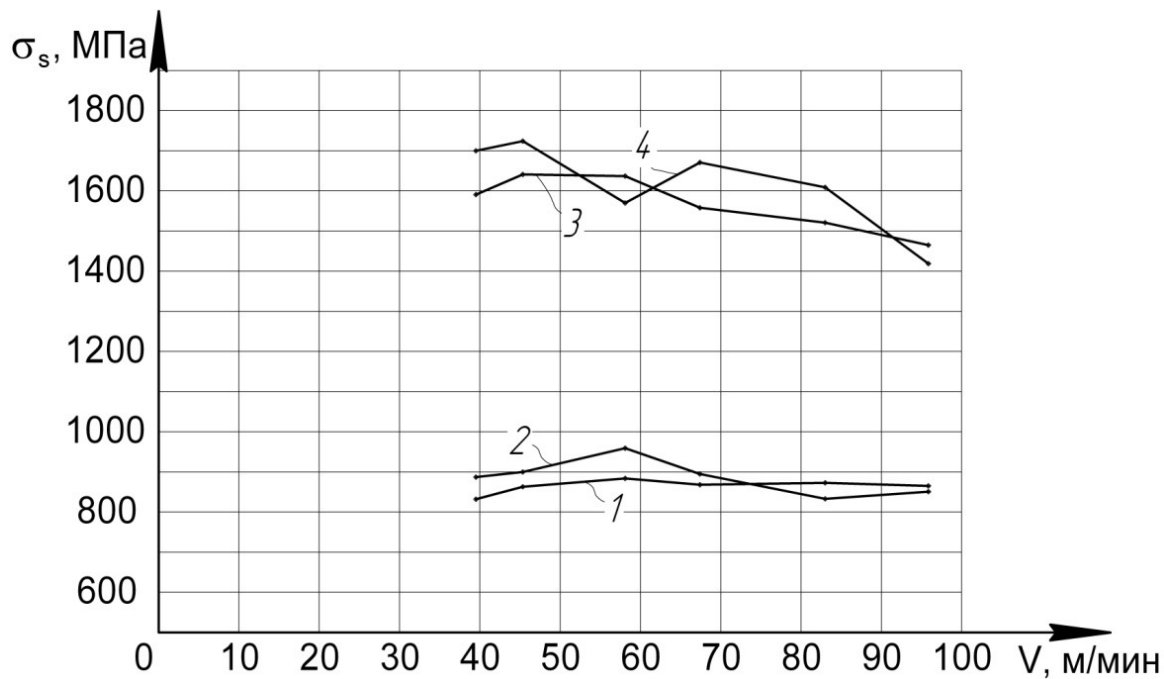


Рисунок 4.1.2 – Зависимость напряжения текучести стали 20 от скорости резания

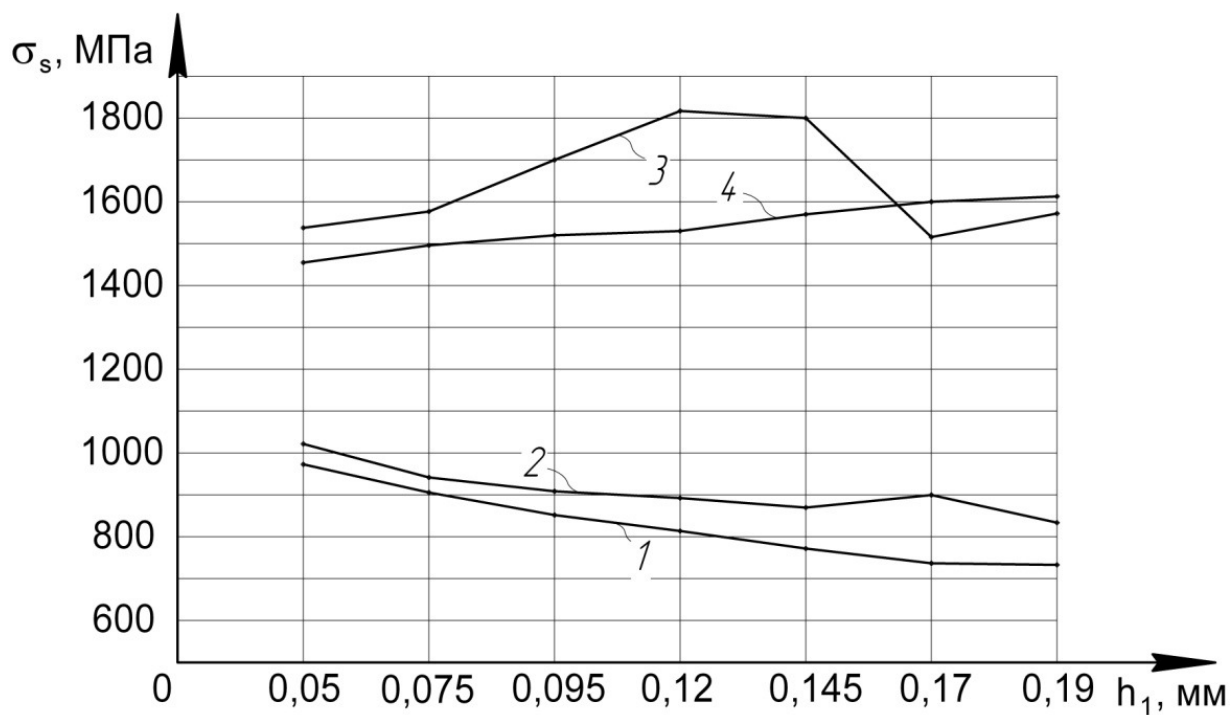


Рисунок 4.1.3 – Зависимость напряжения текучести стали 20 от толщины срезаемого слоя

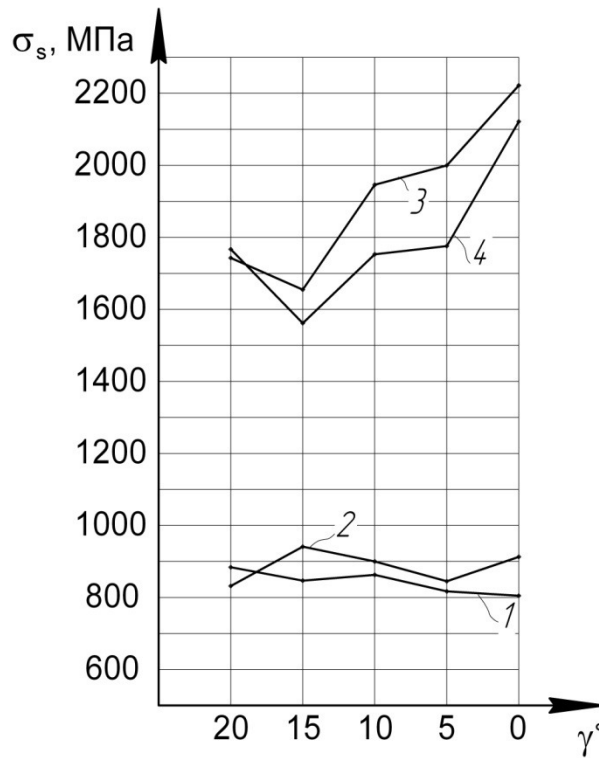


Рисунок 4.1.4 – Зависимость напряжения текучести стали 20 от переднего угла

На (рис. 4.1.5. – рис. 4.1.7.) представлены графики зависимостей микротвёрдости на прирезцовой стороне стружки от скорости резания и толщины срезаемого слоя для сталей У8, Р6М5 и 12Х18Н10.

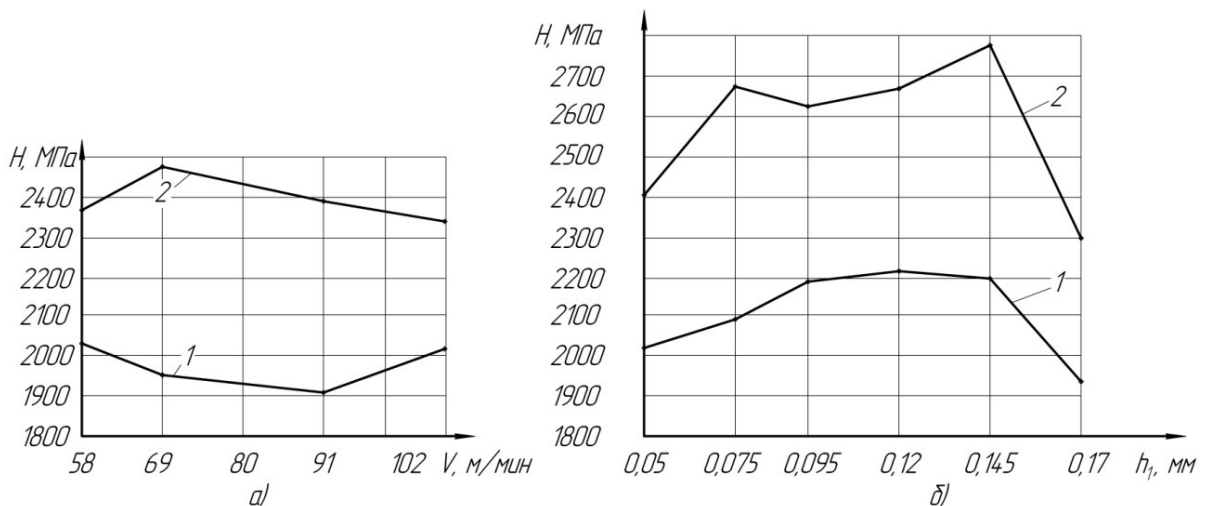


Рисунок 4.1.5 – Зависимость микротвёрдости стали У8 от параметров резания: а – от скорости резания; б – от толщины срезаемого слоя; 1 – зона установившегося резания, 2 – зона выхода

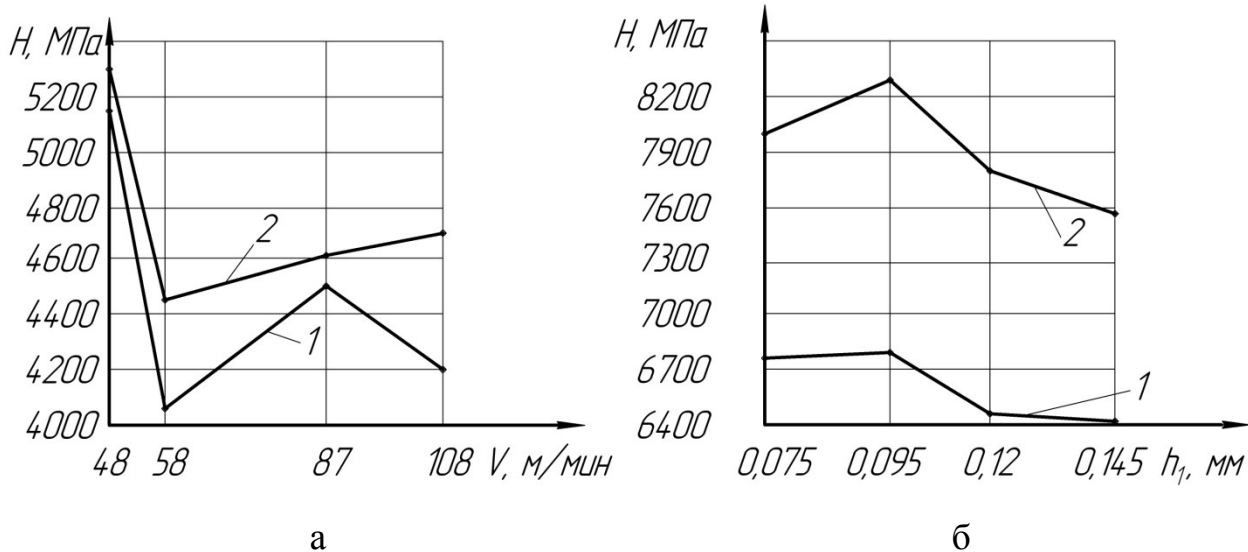


Рисунок 4.1.6 – Зависимость микротвёрдости стали P6M5 от параметров резания: а – от скорости резания; б – от толщины срезаемого слоя; 1 – зона установившегося резания, 2 – зона выхода

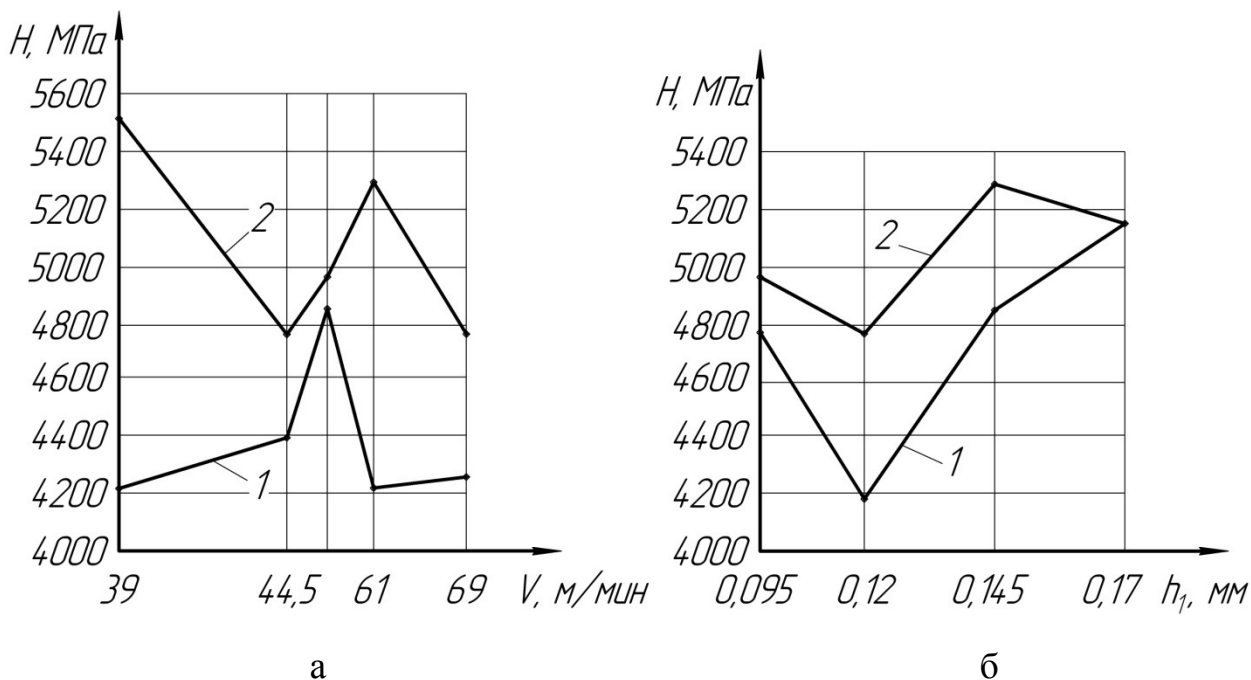


Рисунок 4.1.7 – Зависимость микротвёрдости стали 12X18H10 от параметров резания: а – от скорости резания; б – от толщины срезаемого слоя; 1 – зона установившегося резания, 2 – зона выхода

4.2. Исследование динамического изменения силы резания в зоне выхода

Выше были представлены результаты исследований напряжения текучести, зоны установившегося резания и зоны выхода, из которых видно, что в краевой зоне оно значительно выше. Это даёт основания для выдвижения предположения, что сила резания при выходе режущего клина динамически изменяется. Исследования силы резания проводились с использованием тензометрического и пьезоэлектрического динамометров. Тензометрический динамометр модели УДМ – 600 позволяет проводить измерения с частотой до 500 Гц. Для исследования быстротечного процесса выхода режущего клина это сильно ограничивает скорость резания. Но динамометр УДМ – 600 позволяет синхронно отслеживать изменения силы резания по двум осям Y и Z . Пьезоэлектрический однокомпонентный динамометр Dyna-Z позволяет проводить исследования силы резания только по одной оси Z , но в отличие от УДМ - 600 на значительно высокой частоте.

Результаты измерений силы резания показали, что в процессе свободного ортогонального резания составляющие силы P_y и P_z при переходе режущего клина из зоны с установившимся резанием в зону выхода динамически уменьшаются от максимального значения, соответствующего установившемуся резанию до нуля. Таким образом, сила резания так же, как и её составляющие динамически убывает от максимального значения до нуля. Исследования характера изменения силы резания от скорости резания в интервале от 5 до 197 м/мин и от толщины срезаемого слоя в интервале от 0,1 до 0,32 мм/об показали, что сила резания также динамически убывает от максимального значения до нуля (рис. 4.2.1). Динамическое уменьшение силы резания в краевой зоне при возрастании напряжения текучести объясняется уменьшением объёма области упругопластической деформации обрабаты-

ваемого материала и как следствие уменьшением протяжённости условной плоскости сдвига.

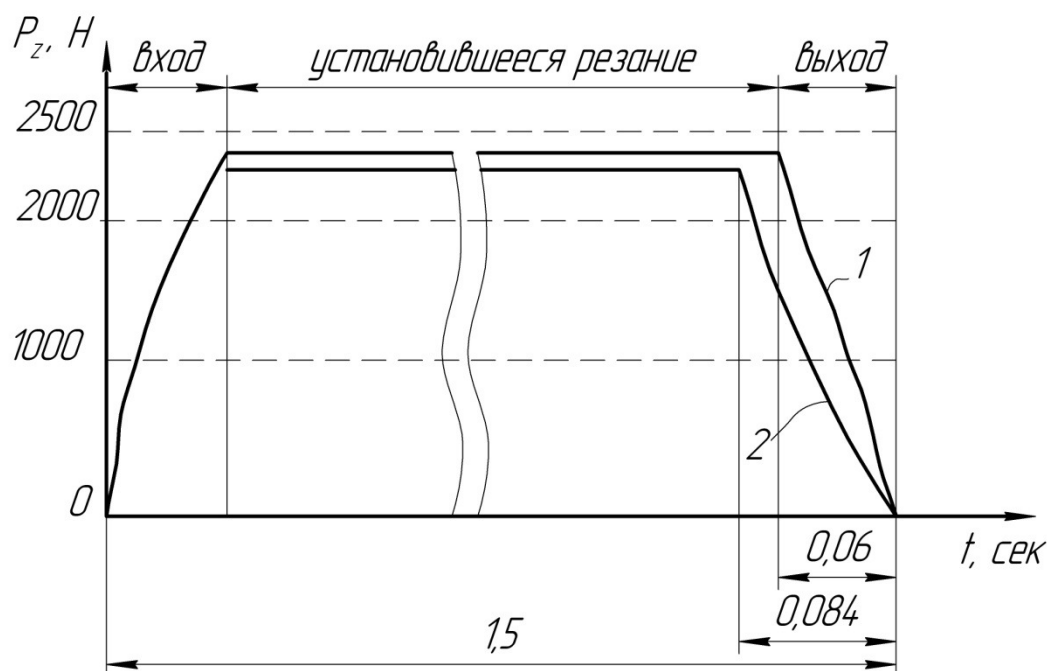


Рисунок 4.2.1 – График зависимости составляющей P_z силы резания прерывистого свободного ортогонального резании стали 45 ($h_1 = 0.32$ мм, $v_{рез} = 5$ м/мин): 1 – кривая, полученная экспериментальным путём; 2 – кривая, полученная теоретическим расчётом

4.3. Исследование преимуществ разработанной криволинейной траектории движения торцевой фрезы при обработке плоской поверхности

Задачей исследования является изучение преимуществ (производительности обработки и стойкости инструмента) разработанной эллиптической траектории движения торцевой фрезы при обработке плоской поверхности по сравнению с ранее известными траекториями.

Описанные выше исследования показали, что наряду с благоприятным уменьшением силы резания в краевой зоне, напряжение текучести обрабатываемого материала значительно возрастает, вследствие чего в режущем клине

происходит перераспределение внутренних напряжений, а также в некоторых его областях изменение их знака. Подобные изменения при выходе инструмента из заготовки приводят к снижению его стойкости.

Разработанная траектория позволяет в некоторой степени управлять процессом выхода режущих зубьев фрезы при её врезании в заготовку и последующим обходом её углов за счёт нелинейного согласования движений подачи.

Наиболее известной траекторией движения фрезы при обработке плоской поверхности является так называемая траектория «зигзаг». Для неё характерен прямолинейный вход в заготовку, а также прямолинейные построчные перемещения (рис. 4.3.1).

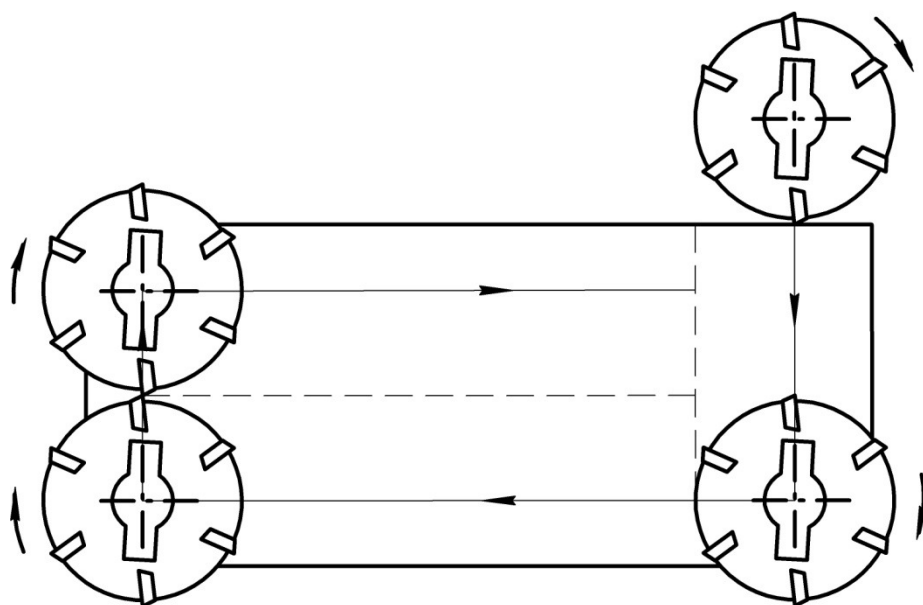


Рисунок 4.3.1 – Прямолинейная траектория «зигзаг»

Динамически меняющаяся толщина срезаемого слоя на участке врезания и выхода фрезы из заготовки приводит к повышенному износу режущих зубьев. Исследования стойкости твердосплавных пластин работающих по исследуемой траектории и траектории «зигзаг» показали, что предложенная траектория позволяет снизить износ до 2 раз.

В последнее время широко распространена траектория обработки плоской поверхности торцевой фрезой. Она имеет радиусные участки, по кото-

рым происходит вход фрезы в заготовку, а также обвод внешних углов (рис. 4.3.2) [74]. Имеющиеся радиусные участки позволяют создавать нулевую толщину срезаемого слоя на выходе режущего зуба на участках входа фрезы в заготовку и при обводе её внешних углов, что позволяет значительно повысить стойкость инструмента по сравнению с траекторией «зигзаг». Проведённые исследования показали, что износ фрезы при работе по этой траектории уменьшается до 2-х раз по сравнению с траекторией «зигзаг» (рис. 4.3.3).

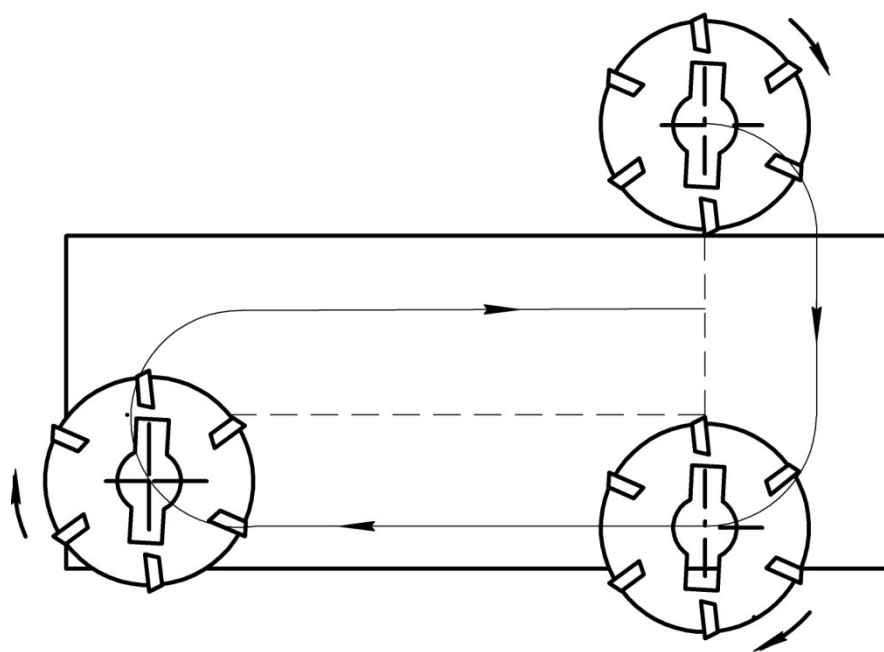


Рисунок 4.3.2 – Криволинейная траектория с радиусными участками

При сравнении износа фрез, работавших по разработанной траектории и траектории с радиусными участками, было установлено, что они равны (рис. 4.3.3). Однако производительность обработки по разработанной траектории по сравнению с последней траекторией выше до 1,5 раза. Таким образом, экспериментальным путём было установлено, что разработанная траектория имеет достоинства траектории с радиусными участками и в то же время позволяет повысить производительность до 1,5 раз.

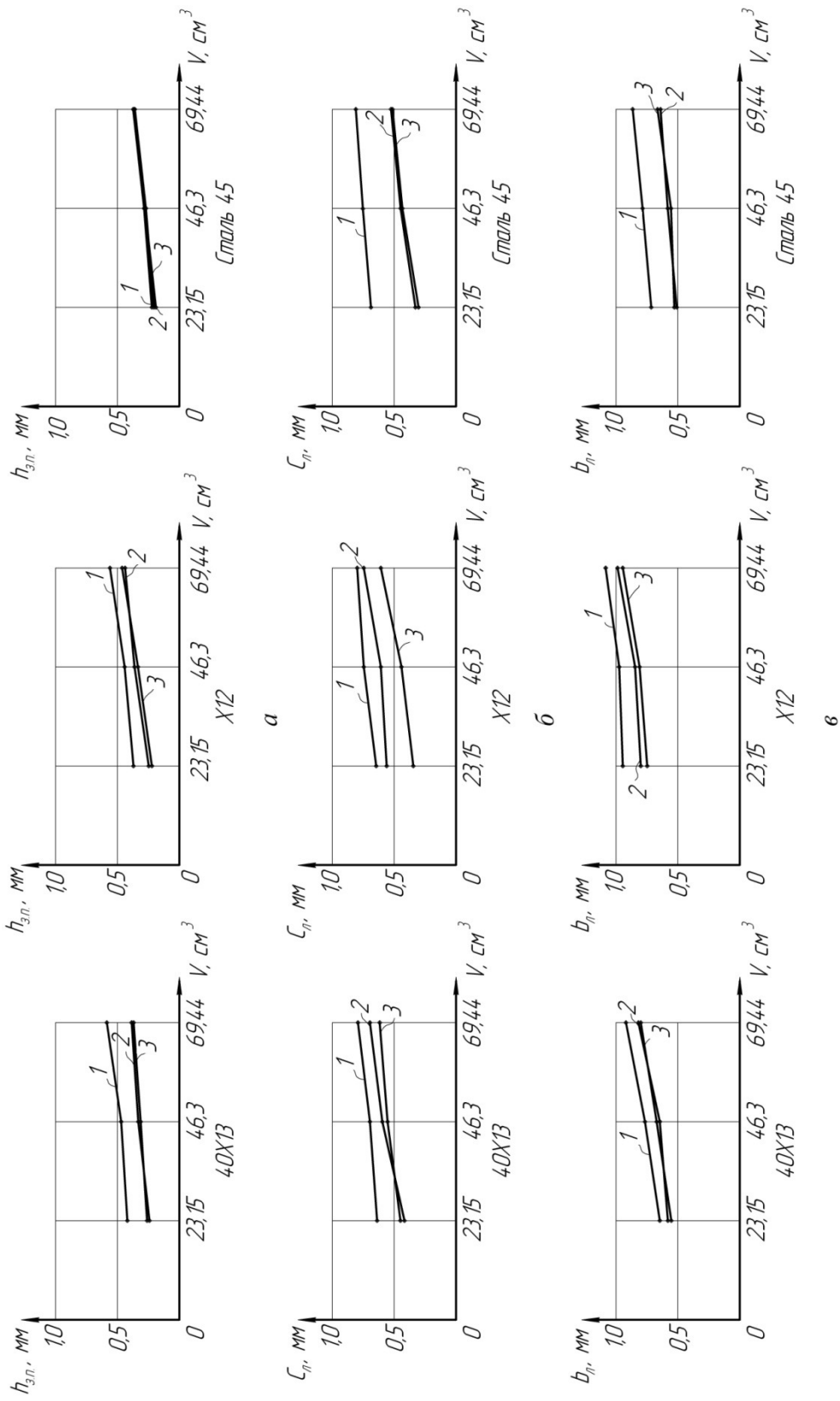


Рисунок 4.3.3 – Зависимость износа твердосплавных пластин из материала Т5К10 при торцовом фрезеровании сталей 40X13, X12 и 45: а – износ на задней поверхности; б – длина лунки износа на передней поверхности; в – ширина лунки износа на передней поверхности; 1 – траектория зигзаг; 2 – радиусная траектория; 3 – эллиптическая траектория

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ РАБОТЫ

1. В работе изложен комплекс научно обоснованных технических и технологических решений, направленных на создание нового способа торцового фрезерования, обеспечивающего кратное снижение негативного влияния разгрузочного удара на износ режущего инструмента и увеличение производительности обработки.

2. Разработана динамическая модель процесса резания в зоне выхода зуба из зоны обработки, устанавливающая взаимосвязь между уменьшением объёма пластически деформируемого материала, снижением длины условной плоскости сдвига, угла её наклона и монотонным увеличением напряжения текучести в 1,5-2 раза и снижением силы резания до нуля.

3. Установлены новые теоретические закономерности между положениями угла наклона условной плоскости сдвига, температурой резания и коэффициентом усадки стружки, заключающиеся в уменьшении температуры резания до 10-15% и увеличении коэффициента усадки стружки в 1,6 – 1,7 раза при снижении угла наклона плоскости сдвига до 40 – 50%.

4. Проведены комплексные металлографические исследования, позволяющие оценить микротвёрдость на прирезцовой поверхности стружки, угол наклона текстуры стружки, размеры зёрен перлита. Установлено, что снижение угла наклона условной плоскости сдвига на 40-50%, приводит к увеличению микротвёрдости до 2-х раз и накопленной деформации обрабатываемого материала на 7 – 15% в зоне выхода по сравнению с зоной установившегося резания.

5. Разработан новый способ торцового фрезерования, обеспечивающий повышение эффективности обработки за счёт минимизации толщины срезаемого слоя путём движения инструмента по эллиптической траектории при врезании фрезы в заготовку и обводе её углов. На разработанный способ фрезерования получен патент на изобретение.

6. Проведенные сравнительные исследования износа режущих зубьев фрезы при торцовом фрезеровании с различными траекториями врезания инструмента позволили установить снижение износа инструмента при обработке по эллиптической траектории с отношением малого диаметра к большому $d/D = 0.5$ при скоростях резания $V_{рез} 150$ м/мин, подаче на зуб $S_z = 0,1$ мм, глубине резания $t = 0,5$ мм при обработке сталей 45, X12, 40X13 до 2-х раз, а также увеличение производительности за счёт уменьшения протяжённости эллиптической траектории по сравнению с радиусной траекторией до 25% при равной величине износа.

7. Способ торцового фрезерования с криволинейным врезанием апробирован и внедрён на предприятии «Липецкптицесервис» (г. Липецк) при обработке пуансонов и матриц, годовой экономический эффект составил более 370000 рублей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Андреев Г.С., Влияние тепловых и адгезионных явлений на работоспособность твердосплавного инструмента при прерывистом резании [Текст] / Г.С. Андреев // Вестник машиностроения – 1974, №10. С.71 – 74.
2. Андреев Г.С., Контактные напряжения при периодическом резании [Текст] / Г.С. Андреев // Вестник машиностроения – 1969, №8. С.63 – 66.
3. Андреев Г.С., Повышение производительности обработки деталей в условиях периодического прерывистого резания [Текст] / Г.С. Андреев // Вестник машиностроения – 1978, №12. С. 48 – 52.
4. Андреев Г.С., Работоспособность режущего инструмента при прерывистом резании [Текст] / Г.С. Андреев // Вестник машиностроения – 1973, №5. С. 72 – 75.
5. Андреев Г.С., Тепловые явления в режущей части инструмента при прерывистом резании [Текст] / Г.С. Андреев // Вестник машиностроения – 1973, №9. С.69 – 73.
6. Андреев Г.С., Удар при прерывистом резании [Текст] / Г.С. Андреев // Вестник машиностроения – 1971, №3. С.65 – 68.
7. Армарего И. Дж. А., Обработка металлов резанием. [Текст] / Пер. с англ./ Пер. В. А. Пастухов. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с., ил.
8. Аршинов В.А., Резание металлов и режущий инструмент. Изд. 3-е, перераб. и доп. Учебник для машиностроительных техникумов [Текст] / В.А. Аршинов – М.: Машиностроение, 1976. – 410 с.; ил.
9. Баннов К.В., Модель направленного разрушения металлов резанием [Текст] / К.В. Баннов // Горный информационно-аналитический бюллетень. Горное машиностроение. Отдельный выпуск – 2010, №3. С.370 – 377.
10. Барон Ю.М., Влияние состояния кромок лезвий на эффективность режущих инструментов / [Текст] Ю.М. Барон // Инструмент и технологии – 2005, №5-6. С.1 – 11.

11. Бобров В.Ф., Развитие науки о резании металлов [Текст] / В.Ф. Бобров, Г.И. Грановский, Н.Н. Зорев, А.И. Исаев и др. – М.: Машиностроение, 1967. – 416 с.; ил.
12. Васин С.А., Резание материалов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. Учеб. для техн. вузов [Текст] / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.; ил.
13. Вашуль Х., Практическая металлография. Методы изготовления образцов [Текст] / Х. Вашуль.: Пер. с нем. – М.: Металлургия, 1988. – 320 с.
14. Володин И.М., Статистический анализ результатов экспериментальных исследований в обработке металлов давлением: Учебное пособие [Текст]/ И.М. Володин, П.И. Золотухин – Липецк: ЛГТУ 2003 105 с.
15. Воробьёв И.А. Квазистатическая модель формирования зоны первичной деформации при резании металлов [Текст] / Автореф. Дис. к.т.н. – Тула:, 2010. – 19 с.
16. Воронцов А.Л., Некоторые проблемы механики деформируемого твёрдого тела и её технологических приложений. Сообщение 9. Степень деформации и накопленная деформация. Деформированное состояние заготовки и учёт упрочнения при осадке и вдавливании в полупространство. Часть 1 [Текст] / А.Л. Воронцов // Производство проката – 2011, №1. С.41 – 48.
17. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 1. Введение [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №1. С.57 – 67.
18. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 2. Состояние вопроса [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №2. С.56 – 66.
19. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 3. Современная теория разрушения при пластической деформации [Текст] / А.Л. Воронцов,

Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №3. С.54 – 61.

20. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 4. Обоснование и общие положения нового метода теоретического исследования процессов резания [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №4. С.69 – 74.

21. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 5. Определение кинематического, напряжённого и деформированного состояния обрабатываемой заготовки [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №5. С.61 – 69.

22. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 6. Определение основных параметров процесса резания [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №6. С.64 – 70.

23. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 7. Математическое описание образования стружки разных видов, пульсации силы резания и параметров контакта обработанной поверхности заготовки с задней поверхностью резца [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №7. С.56 – 61.

24. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 8. Методика расчёта стружколомов [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №8. С.61 – 68.

25. Воронцов А.Л., Разработка новой теории резания. 9. Практические расчёты параметров резания при точении [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев // Вестник машиностроения – 2008, №9. С.67 – 76.

26. Воронцов А.Л., Разработка новой теории тепловых процессов резания. 1. Исходные положения [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2010, №1. С.70 – 72.

27. Воронцов А.Л, Разработка новой теории тепловых процессов резания. 2. Распределение температуры по толщине стружки [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2010, №2. С.59 – 62.

28. Воронцов А.Л, Разработка новой теории тепловых процессов резания. 3. Влияние переднего угла резца на температуру резания и температуры искусственного подогрева обрабатываемого материала на силу резания [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2010, №3. С.75 – 76.

29. Воронцов А.Л, Разработка новой теории тепловых процессов резания. 5. Общий математический аппарат теплофизики резания. Часть 1 [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2010, №12. С.65 – 72.

30. Воронцов А.Л, Разработка новой теории тепловых процессов резания. 5. Общий математический аппарат теплофизики резания. Часть 2 [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2011, №1. С.61 – 67.

31. Воронцов А.Л, Разработка новой теории тепловых процессов резания. 6. Определение температурных полей и контактных температур при резании материалов. Часть 1 [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2011, №3. С.69 – 74.

32. Воронцов А.Л, Разработка новой теории тепловых процессов резания. 6. Определение температурных полей и контактных температур при резании материалов. Часть 2 [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2011, №4. С.73 – 80.

33. Воронцов А.Л, Разработка новой теории тепловых процессов резания. 6. Определение температурных полей и контактных температур при

резании материалов. Часть 3 [Текст] / А.Л. Воронцов, Н.М. Султан-Заде, Ю.А. Алгабачиев, А.И. Савкин // Вестник машиностроения – 2011, №5. С.63 – 71.

34. Вульф А.М., Резание металлов. Изд. 2-е [Текст] / А.М. Вульф. – Л.: Машиностроение, 1973. – 496 с.; ил.

35. Грановский Г.И., Резание металлов [Текст] / Г.И. Грановский, П.П. Грудов, В.А. Кривоухов, М.И. Ларин, А.Я. Малкин. – Машгиз, 1954. – 473 с.; ил.

36. Горбунов Б.И., Обработка металлов резанием, металлорежущий инструмент и станки. Учеб. Пособие для студентов немашиностроительных специальностей вузов [Текст] / Б.И. Горбунов. – 1981. – 287 с.; ил.

37. Горелов В.М., Образование металлической стружки [Текст] / В.М. Горелов Москва – Свердловск: Машгиз, 1962. – 40 с.; ил.

38. Девин Л.Н., Особенности процесса резания на первом и последнем обороте детали при входе и выходе резца [Текст] / Л.Н. Девин, А.Г. Сулима // Сверхтвёрдые материалы – 2010, №2. С.68 – 74.

39. Дель Г.Д., Определение напряжений в пластической области по распределению твёрдости [Текст] / Г.Д. Дель. М.: Машиностроение, 1971. – 200 с.

40. Джонсон У., Теория пластичности для инженеров. [Текст] / Пер. с англ./Пер. А. Г. Овсиников. – М.: Машиностроение, 1979. – 567 с., ил.

41. Жигалко Н.И.] Проектирование и производство режущих инструментов [Текст] / Н.И. Жигалко, В.В. Кисилёв; Под ред. П.И. Ящерицына. – Минск, «Вышэйш. школа», 1975. – 400 с.

42. Замащиков Ю.И., Об аналитических моделях резания [Текст] / Ю.И. Замащиков // Вестник ИрГТУ – 2011, №1 (48). С.28 – 34.

43. Зубченко А.С., Марочник сталей и сплавов, 2-е изд., доп. и испр. [Текст] / А.С. Зубченко, М.М. Колосков, Ю.В. Каширский и др. под общей ред. А.С. Зубченко. – М.: Машиностроение, 2003. 784 с.; ил.

44. Кабалдин Ю.Г., Исследование прочности сцепления стружки с инструментом при прерывистом резании [Текст] / Ю.Г. Кабалдин // Станки и инструмент – 1973, №4. С.36 – 37.
45. Кабалкин Ю.Г., Исследование температуры и адгезии при непрерывном и прерывистом резании [Текст] / Ю.Г. Кабалдин // Станки и инструмент – 1980, №4. С.27 – 29.
46. Кабалдин Ю.Г., Расчёт оптимальной траектории высокоскоростного фрезерования с помощью алгоритмов искусственного интеллекта [Текст] / Ю.Г. Кабалдин, С.В. Биленко // Вестник машиностроения – 2005, №7. С.46 – 49.
47. Катаев Ю.П., Пластичность и резание металлов [Текст] / Ю.П. Катаев, А.Ф. Павлов, В.М. Белоног. – М.: Машиностроение, 1994. – 144 с.
48. Ким В.А., Исследование влияния радиуса округления режущей кромки фрезы на динамику фрезерования [Текст] / В.А. Ким, Е.Б. Щелкунов, С.В. Бреев // Справочник. Инженерный журнал – 2011, №2. С.12 – 16.
49. Клушин М.И., Резание металлов. Изд. 2-е, перераб. и доп. [Текст] / М.И. Клушин. – М.: Машгиз, 1958. – 456 с.; ил.
50. Кожевников Д.В., Резание материалов: Учебник для студентов высших учебных заведений [Текст] / Д.В. Кирсанов, С.В. Кирсанова. – М.: Машиностроение, 2007. 304 с.; ил.
51. Кривоухов В.А., Резание конструкционных материалов, режущие инструменты и станки. Изд. 2-е, перераб. и доп. [Текст] / под ред. П.Г. Петрухи. – М.: Машиностроение, 1974. 616 с.; ил.
52. Кроха В.А., Упрочнение металлов при холодной пластической деформации: Справочник [Текст] / В.А. Кроха. – М.: Машиностроение, 1980. – 157 с.; ил.
53. Ласуков А.А., Влияние основных факторов процесса резания на стружкообразование при точении жаропрочных сплавов [Текст] / А.А. Ласу-

ков // Горный информационно-аналитический бюллетень. Горное машиностроение. Отдельный выпуск – 2010, №3. С.356 – 369.

54. Латышев В.Н. Повышение эффективности СОЖ [Текст] / В.Н. Латышев. – М.: Машиностроение, 1975. – 88 с.

55. Локтев А.Д., Общемашиностроительные нормативы режимов резания: Справочник: В 2-х т.: Т. 1 / [Текст] А.Д. Локтев, И.Ф. Гуцин, В.А. Батуев и др. М.: Машиностроение, 1991. – 640 с.; ил.

56. Лоладзе Т.Н., Прочность и износостойкость режущего инструмента [Текст] / Т.Н. Лоладзе. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.; ил.

57. Макаров В.Ф., Исследование напряжённого состояния режущих кромок зубьев протяжки в процессе наружного протягивания [Текст] / В.Ф. Макаров, К.С. Анисимов // Инструмент и технологии – 2005, №5-6. С. 20 – 22.

58. Манумалян А.И., Исследование сил сцепления нароста с передней поверхностью резца [Текст] / А.И. Манумалян // Станки и инструмент – 1964, №6.

59. Конструкции прогрессивного инструмента и его эксплуатация [Текст] / А.Р. Маслов. – М.: Издательство «ИТО», 2006. – 166 с.: ил.

60. Материалы компании SandvicCoromant. Высокопроизводительная обработка металлов резанием. М.: Издательство «Полиграфия», 2003. – 301 с.: ил.

61. Микляев П.Г., Кинетика разрушения [Текст] / П.Г. Микляев, Г.С. Нешпор, Г.М. Кудряшов. – М.: Металлургия, 1979. – 279 с.

62. Мороз Л.С., Механика и физика деформаций и разрушения материалов [Текст] / Л.С. Мороз. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1984. – 224 с.

63. Павлов П.А., Механические состояния и прочность материалов. Учеб. пособие [Текст] / П.А. Павлов. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1979. – 176 с.; ил.

64. Палей М.М. Технология производства металлорежущих инструментов: Учеб. Пособие для студентов вузов, обучающихся по специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты» [Текст] / М.М. Палей. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1982. – 256 с., ил.

65. Петрушин С.И., Теория несвободного резания материалов. Расчёт напряжённо-деформированного состояния в зоне резания [Текст] / С.И. Петрушин, А.В. Проскоков // Вестник машиностроения – 2010, №2. С.40 – 44.

66. Петрушин С.И., Теория несвободного резания материалов. Стружкообразование с развитой зоной пластических деформаций [Текст] / С.И. Петрушин, А.В. Проскоков // Вестник машиностроения – 2010, №1. С.53 – 58.

67. Подураев В.Н., Обработка резанием жаропрочных и нержавеющей материалов [Текст] / В.Н. Подураев. – М.: «Высшая школа», 1965. – 518 с.; ил.

68. Подураев В.Н., Обработка резанием с вибрациями [Текст] / В.Н. Подураев. – М.: «Машиностроение», 1970. – 350 с.

69. Подураев В.Н., Резание труднообрабатываемых материалов. Учеб. пособие для вузов [Текст] / В.Н. Подураев. - М.: «Высш. школа», 1974. – 587 с.; ил.

70. Полухин П.И., Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов [Текст] / П.И. Полухин, Г.Я. Гун, А.М. Галкин. – М.: Металлургия, 1976. – 488 с.

71. Пушных В.А., Оценка влияния исходных данных на результаты расчёта температуры в зоне резания [Текст] / В.А. Пушных, В.Л. Бибик // Известия Томского политехнического университета – 2006, Т. 309 №4. С.134 – 136.

72. Резников Н.А., Обработка металлов резанием с плазменным нагревом [Текст] / Под общей редакцией А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1986. – 232 с.; ил.

73. Резников А.Н., Теплофизика процессов механической обработки материалов [Текст] / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.; ил.

74. Руководство по металлообработке. АВ SandvikCoromant 2008.09

75. Сахаров Г.Н., Металлорежущие инструменты: Учебник для вузов по специальностям «Технология машиностроения», «Металлорежущие станки и инструменты» [Текст] / Г.Н. Сахаров, О.Б. Арбузов, Ю.Л. Боровой, В.А. Гречишников, А.С. Киселёв. – М.: Машиностроение, 1989. – 328 с.: ил.

76. Симонян М.М., Влияние ударных воздействий и адгезионных явлений на стойкость твердосплавного инструмента при прерывистом резании [Текст] / М.М. Симонян, М.О. Навоян, К.С. Кочарян // Вестник машиностроения – 2006, №9. С.67 – 69.

77. Симонян М.М., Исследование динамики силового и теплового воздействий на твердосплавный инструмент при прерывистом резании [Текст] / М.М. Симонян // Вестник машиностроения – 2004, №12. С.54 – 56.

78. Симонян М.М., О влиянии некоторых факторов на стойкость твердосплавных инструментов при прерывистом резании [Текст] / М.М. Симонян // Вестник машиностроения – 2004, №11. С.44 – 46.

79. Сторожев М.В., Теория обработки металлов давлением. Учебник для вузов. Изд. 4-е, перераб. и доп. [Текст] / М.В. Сторожев, Е.А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.; ил

80. Ташлицкий Н.И., Особенности изнашивания твёрдосплавного инструмента при прерывистом резании [Текст] / Н.И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 2005, №7. – С.55 – 56.

81. Ташлицкий Н.И., Явление запаздывания усилий при прерывистом резании с переменной толщиной среза [Текст] / Н.И. Ташлицкий // Вестник машиностроения – 1968, №4.
82. Тимошенко С.П., Теория упругости: Пер. с англ. 2-е изд. [Текст] / Под ред. Г.С. Шапиро. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1979. – 560 с.
83. Трёмбач Е.Н., Резание материалов: учебник 3-е изд., перераб. и доп. [Текст] / Е.Н. Трёмбач, Г.А. Мелетьев, А.Г. Схиртладзе, В.П. Борискин, А.И. Пульберг. – Старый Оскол: ТНТ, 2009. – 512 с.
84. Третьяков А.В., Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением 2-е изд. [Текст] / А.В. Третьяков, В.И. Зюзин. – М.: Металлургия, 1973. – 224 с.
85. Третьяков А.В., Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании. Карманный справочник [Текст] / А.В. Третьяков, Г.К. Трофимов, М.К. Гурьянова. – М.: Машиностроение, 1971. – 64 с.
86. Феодосьев В.И., Сопротивление материалов: Учеб. Для вузов. – 10-е изд., перераб. И доп. [Текст] / В.И. Феодосьев. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. – 592 с.
87. Чигодаев Н.Е., Повышение стойкости твердосплавных протяжек на основе уменьшения выкрашивания зубьев в краевой зоне обрабатываемой детали. Диссертация на соискание учёной степени кандидата технических наук [Текст] / Н.Е. Чигодаев. Пермь, 2007. – 139 с.
88. Шагун В.И. Режущий инструмент: Проектирование. Производство. Эксплуатация: Учеб. Пособие [Текст] / В.И. Шагун. – Мн.: НПООО «ПИОН», 2002. – 496
89. Шпур Г., Справочник по технологии резания материалов. В 2-х кн. Кн.1 [Текст] / Ред. нем. изд.: Г. Шпур, Т Штеферле; Пер. с нем. В.Ф. Кологленкова и др.; Под ред. Ю.М. Соломенцева. – М.: Машиностроение, 1985. – 616 с., ил.

90. Ящерицын П.И., Основы резания материалов и режущий инструмент: Учебник для машиностроит. спец. вузов. 2-е изд., доп. и перераб. [Текст] / П.И. Ящерицын, М.Л. Ерёменко, Н.И. Жигалко. – Мн.: Высш. Школа, 1981. – 560 с.; ил.

ПРИЛОЖЕНИЕ

УТВЕРЖДАЮ

генеральный директор ООО НПО

«Липецкптитцесервис»

Барина Ю.В. Владимировна

«_____» _____ 2013 г.



АКТ

на внедрение научно – исследовательской работы


Мы, нижеподписавшиеся, представители исполнителя: доктор технических наук, профессор Липецкого государственного технического университета Амбросимов С.К. и аспирант Большаков А.Н., с одной стороны и представители заказчика: генеральный директор Барина Ю.В. Владимировна с другой стороны, составили настоящий акт на внедрение научно – исследовательской работы, выполненной представителями научного коллектива по теме: «Разработка инновационных технологий обработки плоских поверхностей фрезерованием с нелинейным согласованием формообразующих движений».

В результате внедрения новой инновационной технологии и способа торцового фрезерования, отличающегося сложносогласованным движением формообразования, обеспечивающим снижение негативного влияния «разгрузочного удара», достигнуто повышение стойкости инструмента в 1,8 раза и повышение производительности в 1,25 раза.

Ожидаемый экономический эффект от внедрения, разработанного алгоритма расчета траектории движения инструмента для составления управляющей программы и режимов обработки составляет 371800. руб. (триста семьдесят одна тысяча восемьсот рублей).

Представители организации
ООО НПО «Липецкптитцесервис»

Представители научного коллектива
Научный руководитель:
д.т.н., проф.

 (Барина Ю.В.)

 Амбросимов С.К.

Ответственный исполнитель:

 Большаков А.Н.