

Министерство образования и науки Российской Федерации
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего профессионального образования



«НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ
ТОМСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»

Институт Кибернетики

Направление подготовки (специальность) 15.04.01 «Машиностроение»

Кафедра «Технология автоматизированного машиностроительного производства»

МАГИСТЕРСКАЯ ДИССЕРТАЦИЯ

Тема работы
Исследование прочности дисковых фрез методом конечных элементов

УДК 621

Студент

Группа	ФИО	Подпись	Дата
8ЛМ41	Хуан Чжэньдун		

Руководитель

Должность	ФИО	Ученая степень, звание	Подпись	Дата
Доцент	Козлов В.Н.	К.Т.Н.		

КОНСУЛЬТАНТЫ:

По разделу «Финансовый менеджмент, ресурсоэффективность и ресурсосбережение»

Должность	ФИО	Ученая степень, звание	Подпись	Дата
Ассистент	Шулинина Ю.И.			

По разделу «Социальная ответственность»

Должность	ФИО	Ученая степень, звание	Подпись	Дата
Доцент	Пустовойтова М. И.	К.Х.Н.		

ДОПУСТИТЬ К ЗАЩИТЕ:

Зав. кафедрой	ФИО	Ученая степень, звание	Подпись	Дата
ТАМП	Арляпов А.Ю.	К.Т.Н.		

Министерство образования и науки Российской Федерации
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего профессионального образования
**«НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ
ТОМСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»**



Институт Кибернетики

Направление подготовки (специальность) 15.04.01 «Машиностроение»

Кафедра «Технология автоматизированного машиностроительного производства»

УТВЕРЖДАЮ:

Зав. кафедрой

(Подпись) (Дата) (Ф.И.О.)

ЗАДАНИЕ

на выполнение выпускной квалификационной работы

В форме:

Магистерской диссертации

(бакалаврской работы, дипломного проекта/работы, магистерской диссертации)

Студенту:

Группа	ФИО
8ЛМ41	Хуан Чжэньдун

Тема работы:

Исследование прочности дисковой фрезы методом конечных элементов	
Утверждена приказом директора ИК (дата, номер)	№ 779/с 05.02.2016

Срок сдачи студентом выполненной работы:	10.06.16
--	----------

ТЕХНИЧЕСКОЕ ЗАДАНИЕ:

Исходные данные к работе	Тип фрез; Обрабатываемые материалы 35ХГСА, ВТ 3 – 1; Физико-механические свойства инструментальных материалов; Теория метода конечных элементов; Исследования процесса стружкообразования, выполненные в России и за рубежом; Исследования прочности режущего инструмента, выполненные в России и за рубежом
Перечень подлежащих исследованию, проектированию и разработке вопросов	Обзор научно-технической литературы; Создание 3D модели режущих инструментов; Определение распределения контактных нагрузок на рабочей поверхности; Исследование распределения внутренних напряжений в режущем клине; Расчёт температур в режущем клине; Исследование НДС инструмента при разном режиме резания; Исследование НДС инструмента при разных геометрических параметрах режущего клина.
Перечень графического материала	
Консультанты по разделам выпускной квалификационной работы	
Раздел	Консультант
Исследовательский	Козлов В.Н.
Финансовый менеджмент, ресурсоэффективность и ресурсосбережение	Шулинина Ю.И.
Социальная ответственность	Пустовойтова М. И.
Исследовательский (на англ. яз.)	Степура С.Н.
Названия разделов, которые должны быть написаны на русском и иностранном языках:	

Литературный обзор

Дата выдачи задания на выполнение выпускной квалификационной работы по линейному графику	30.09.2014
--	------------

Задание выдал руководитель:

Должность	ФИО	Ученая степень, звание	Подпись	Дата
Доцент каф.ТАМП	Козлов В.Н.	к.т.н.		

Задание принял к исполнению студент:

Группа	ФИО	Подпись	Дата
8ЛМ41	Хуан Чжэньдун		

Содержание

1. Аннотация	7
2. Введение.....	7
3. Задачи для выполнения литературного обзора.....	8
4. Литературный обзор	9
4.1. Исследование сил резания на передней и задней поверхностях.....	9
4.2. Исследование процесса стружкообразования.....	11
4.2.1. Исследование процессов сливного и элементного стружкообразования.	11
4.2.2. Измерение длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента	13
4.2.3. Исследование изменения сил резания при сливном и элементном стружкообразовании	14
4.2.4. Влияние подачи, глубины и скорости резания на силы и температуру резания.....	15
4.2.5. Влияние обрабатываемого материала на силы на передней поверхности инструмента и температуру резания	16
4.2.6. Влияние обрабатываемого материала на силы на задней поверхности инструмента	24
4.3. Исследование температуры резания и распределения температуры в режущем клине	26
4.4. Изучение распределения контактных нагрузок на передней и задней поверхностях.....	28
4.5. Исследование распределения внутренних напряжений в режущем клине.	40
4.5.1. Поляризационно-оптический метод.....	40
4.5.2. Интерференционный метод (метод лазерной интерферометрии)	41
4.5.3. Метод конечных элементов	41
4.6. Оценка прочности режущего инструмента	42
4.7. Постановка задачи на основе литературного обзора	43

5. Методика выполнения работы.....	45
5.1. Приложение внешних нагрузок на передней и задней поверхностях	46
5.2. Создание модели режущего инструмента	50
5.3. Задание физико-механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов	52
5.4. Расчёт внутренних напряжений и деформаций в режущем клине	53
5.5. Расчёт температур в режущем клине и на поверхностях инструмента....	54
6. Исследование прочности дисковой фрезы	56
6.1. Подготовка исходных данных для моделирования	56
6.2. Расчёт НДС зуба фрезы и места крепления вставки	63
6.3. Исследование НДС зуба фрезы при разной толщине режущей пластины	65
6.4. Исследование НДС инструмента при разном характере распределения контактных нагрузок.....	67
6.5. Влияние формы зуба фрезы на НДС режущего клина.....	69
6.6. Влияние переднего и заднего угла фрезы на НДС режущего клина	71
6.7. Влияние подачи, глубины и скорости резания на НДС режущего клина	73
6.8. Влияние инструментального материала на НДС режущего клина.....	74
6.9. Влияние фаски износа по задней поверхности на НДС режущего клина	77
6.10. Выводы.	80
6.11. Литература.	83

1. Аннотация

В данной работе исследовано напряжённо – деформированное состояние (НДС) в режущем клине в процессе резания дискового фрезой с использованием метода конечных элементов (МКЭ). На программном обеспечении ANSYS моделировались нагрузки зубьев дисковой фрезы внешними нагрузками при различных обрабатываемых и инструментальных материалах, условиях резания и геометрических параметрах инструмента. Рассчитаны деформации, распределение внутренних напряжений и температуры в режущем клине, по которым оценивалась прочность режущего инструмента.

Ключевые слова:

Метод конечных элементов, МКЭ, напряжённо-деформированное состояние режущего инструмента, НДС, дисковая фреза, ANSYS, распределение напряжений, моделирование фрезерования.

Abstract:

In this paper the results of stressed - deformed state in the cutting wedge in milling by disc (saw) mill, using the finite element method (FEM) investigation, is presented. With the software ANSYS the process of loading milling cutter teeth by the external loads was simulated under different cutting mode and geometrical parameters of the tool. The deformation, distribution of internal stresses and temperature in the cutting tool are calculated, which are used for cutting tool strength estimation.

Keywords:

Finite elements method, FEM, stressed - deformed state of cutting tool, SDS, disk mill, saw milling cutter, ANSYS, stress distribution, ANSYS, mill cutting simulation.

2. Введение

При обработке резанием необходим правильный выбор режущего инструмента. Конструкция инструмента, инструментальные материалы и геометрические параметры режущего инструмента влияют на стойкость инструмента, эффективность производства, качество обработки. Режущий инструмент должен иметь хорошие характеристики: высокую механическую прочность и красностойкость, твёрдость, большую ударную вязкость, хорошую усталостную прочность и отличное сопротивление износу.

С развитием компьютерных программ и технологий, вычислительной техники, много инженерных проблем решается численными методами с помощью компьютерных программ, включая определение распределения температуры и внутренних напряжений в режущем клине при резании. В настоящее время наиболее широко используемый численный метод исследования – это метод конечных элементов.

При обработке труднообрабатываемых материалов дисковой фрезой возникают внутренние напряжения, приближающиеся к пределу прочности инструментального материала. Для исследования напряжённо-деформированного состояния (НДС) режущего инструмента и оценки его прочности было решено использовать метод конечных элементов (МКЭ), реализуемый с помощью программного обеспечения ANSYS.

Эта компьютерная программа позволяет рассматривать НДС областей с небольшими размерами, что характерно для исследования режущего клина в области стружкообразования. С помощью этого метода можно также моделировать процесс резания, а затем выбрать рациональную конструкцию инструмента, геометрию и режим резания, чтобы увеличить надёжность и стойкость режущего инструмента, производительность обработки, используя все возможности инструмента.

3. Задачи для выполнения литературного обзора

Для достижения выше изложенной цели были сформулированы следующие основные задачи для выполнения литературного обзора:

1. Исследование сил резания при обработке.
2. Выяснение процесса стружкообразования при резании.
3. Выяснение причин поломки инструмента при резании.
4. Исследование распределения контактных нагрузок (напряжений) на рабочих поверхностях инструмента.
5. Исследование температуры резания и распределения температуры на поверхностях режущего клина и внутри него.
6. Изучение методов исследования напряжённо-деформированное состояние токарного резца при точении.
7. Изучение особенностей использования метода конечных элементов при работе с программой ANSYS.

4. Литературный обзор

4.1. Исследование сил резания на передней и задней поверхностях

Для измерения и анализа влияния условий резания на силу резания сила резания F (P) может быть разложена на три технологические составляющие силы резания, действующих в трёх взаимно перпендикулярных направлениях[2]:

F_z (P_z) – тангенциальная составляющая силы резания – совпадает по направлению со скоростью главного движения. Т.к. эта составляющая в наибольшей степени влияет на мощность резания и она обычно больше других составляющих, то её называют главной составляющей силы резания.

F_x (P_x) – осевая (продольная) составляющая сила резания, направлена вдоль продольного движения подачи.

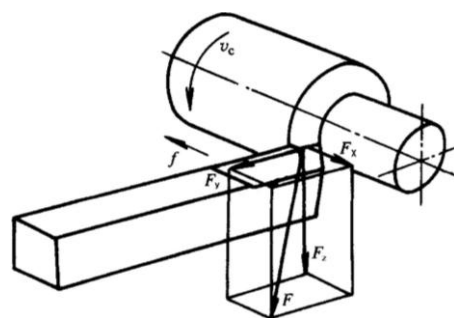


Рис. 4.1. Схема сил, действующих на передней поверхности резца при резании

F_y (P_y) – радиальная составляющая сила, направлена поперёк продольной подачи.

Плоскость, в которой действуют F_x и F_y , называется основная плоскость. При обработке на обычных токарных станках она горизонтальна.

На величину составляющих силы резания влияет много факторов. Основные из них: материалы обрабатываемой заготовки[7]; инструментальные материалы; режимы резания: глубина резания, подача, скорость резания; геометрические параметры резца: величины переднего, заднего угла, радиуса при вершине и радиуса округления режущей кромки, главного и вспомогательного угла в плане; износ резца и т.д.

Обычно для одного и того же обрабатываемого материала чем больше глубина срезаемого слоя[8] (глубина резания) t и подача s , тем больше главная составляющая F_z . Влияние скорости резания не столь однозначно, существуют участки, где увеличение скорости резания v приводит к увеличению силы резания, но при обработке стали при скорости резания более 150 м/мин с увеличением скорости резания сила резания уменьшается из-за увеличения скорости деформации в области стружкообразования и уменьшения вследствие этого зоны первичной пластической деформации.

Существует формула для расчёта приближенного значения составляющей силы резания F_z

$$F_z = K \cdot f, \quad (4.1)$$

где: K – удельная сила резания, Н/мм². При обработке стали 45 $K \approx 25$ Н/мм²; f – площадь поперечного сечения срезаемого слоя, мм². При токарной обработке $f = s t$, где s – подача, мм/об, t – глубина резания, мм.

Составляющая силы F_x и F_y при $\varphi = 45^\circ$ могут быть приблизительно рассчитаны по следующим формулам:

$$F_x = (0,3 \dots 0,4) F_z \quad (4.2)$$

$$F_y = (0,4 \dots 0,5) F_z \quad (4.3)$$

Для точного расчёта составляющих силы резания необходимо использовать другую формулу:

$$P_{z, y, x} = 10 C_p t^x s^y v^n K_p \quad (4.4)$$

Суммарная сила F , действующая на резец, рассчитывается по формуле:

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (4.5)$$

Более точно составляющие силы резания могут быть определены экспериментально с помощью трёхкомпонентного токарного динамометра.

4.2. Исследование процесса стружкообразования

Процесс резания материалов является процессом глубокого пластического деформирования и разрушения, сопровождаемый трением стружки о переднюю поверхность режущего клина[9] и трением задней поверхности инструмента о поверхность резания, происходящих в условиях высоких давлений и скоростей скольжения. Затрачиваемая при этом механическая энергия превращается в теплоту, которая, в свою очередь, оказывает большое влияние на закономерности деформирования срезаемого слоя, силы резания, износ и стойкость инструмента[23].

Образующаяся при резании стружка несёт информацию о процессах, происходящих при резании, поэтому подвергается пристальному изучению.

4.2.1. Исследование процессов сливного и элементного стружкообразования.

Тип стружки зависит от многих условий, но в основном от обрабатываемого материала и режима резания. При обработке пластичных металлов обычно образуется сливная стружка, а элементная стружка образуется при обработке металлов хрупких и средней твёрдости (рис. 4.2).

Сливная стружка (рис. 4.2, а) представляет собой непрерывную ленту, которая в зависимости от условий схода по передней поверхности инструмента может быть прямой, спиральной или в виде хаотических завитков. Прирезцовая сторона стружки 1, прилегающая к передней поверхности инструмента, гладкая, блестящая, а внешняя сторона 2 - в виде мелких, постоянно чередующихся зубчиков. Цвет стальной стружки

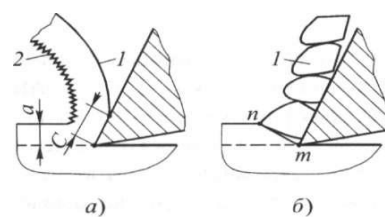


Рис. 4.2. Типы стружек, образующихся при резании металлов: а - сливная; б – элементная

в зависимости от температуры резания изменяется от серебристо-белого и жёлтого до матово-серого и синего. Форма и размеры поперечного сечения стружки по всей длине постоянны, что свидетельствует о стабильности деформации, происходящей при образовании такой стружки. Сливная стружка встречается при резании пластичных металлов в основном на больших скоростях, малых и средних подачах, а также при положительных передних углах инструмента.

Элементная стружка (рис.4.2, б) (иногда её называют стружкой скалывания) состоит из отдельных элементов (кусочков) металла 1, не связанных или слабо связанных между собой прирезцовым слоем. Каждый элемент стружки при его формировании претерпевает значительную деформацию и становится в 2...3 раза твёрже по сравнению с исходной твёрдостью обрабатываемого материала. Вследствие этого срезаемый слой, проходя через так называемую поверхность скалывания **mn**, теряет свою пластичность и разрушается с определённой периодичностью[24]. Элементная стружка образуется при резании хрупких металлов (чугун, бронза и др.), а также при резании на невысоких скоростях пластичных металлов, при больших толщинах срезаемого слоя, малых передних углах, высокой твёрдости обрабатываемых металлов и других условиях, затрудняющих пластическую деформацию.

Различают также суставчатую стружку, у которой элементы хорошо различимы, но плотно приварены друг к другу, поэтому такую стружку иногда называют псевдо сливной[6].

На вид стружки, кроме физико-механических свойств металла, влияет также режим резания, геометрия режущего инструмента, применяемые смазочно-охлаждающие технологические средства (СОТС).

Сливная стружка может запутаться или намотаться на заготовку, приспособление или инструмент, что способно вызвать поломку режущего инструмента, а порой и повреждение заготовки или станка, резко увеличивается вероятность травмы рабочего. Поэтому стараются не допускать длинных стружек, для чего затачиваются стружкозавивающие канавки, порошки, используются накладные стружколомы, используется сильный напор смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) или сжатого воздуха, специальные СОТС, изменяющие не только форму стружки, но и её характер.

4.2.2. Измерение длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента

Длину контакта стружки с передней поверхностью обычно измеряют после проведения экспериментов (резания) на большом инструментальном микроскопе или с помощью лупы Бринеля. Предварительно передняя поверхность инструмента подготавливается для более точного измерения длины контакта.

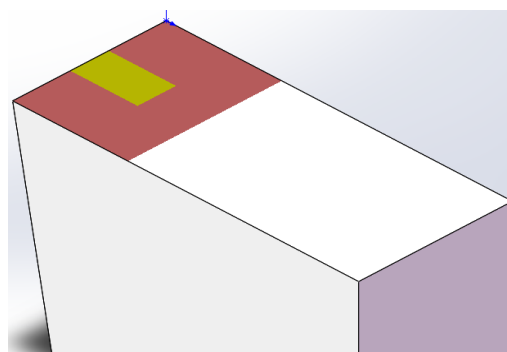


Рис. 4.3. Схема измерения длины контакта стружки

Сначала тампоном, смоченным медным купоросом, производится меднение передней поверхности инструмента, после чего инструмент сушится. На его поверхности образуется тончайшее медно-красноватое покрытие. После

резания измеряется длина стёртого участка (длина контакта стружки с передней поверхностью S) (рис. 4.3), измеряется также длина налипшего на переднюю поверхность обрабатываемого материала – длина пластического контакта стружки с передней поверхностью S_1 . При обработке стали и других достаточно пластичных материалов $S \approx (4-7) \cdot a$, где a – толщина среза. При прямоугольном свободном резании $a = s$, при косоугольном резании $a = s \sin \varphi$.

При обработке пластичных металлов и сплавов длина пластического контакта стружки с передней поверхностью резца $S_1 \approx (0,4-0,6) \cdot S_1$, при образовании элементной стружки $S_1 \approx (0,1-0,3) \cdot S_1$.

4.2.3. Исследование изменения сил резания при сливном и элементном стружкообразовании

Наименьшее значение силы резания при элементной стружке будет при формировании первого элемента. По мере продвижения резца и увеличения деформации элемента сила резания будет возрастать, достигая наибольшего значения в момент скалывания элемента, а затем уменьшаться до некоторого значения, но не до нуля, так как второй элемент стружки начинает деформироваться несколько раньше, чем заканчивается скалывание первого элемента.

Такое изменение силы резания вызывает неравномерную нагрузку на резец, заготовку и все части станка, поэтому при недостаточной жесткости системы СПИД (станок-приспособление-инструмент-деталь) это приводит к вибрациям и ухудшению качества обработанной поверхности. При суставчатой стружке сила резания будет изменяться меньше, чем при элементной, и процесс резания будет протекать более спокойно. В ещё меньшей степени сила резания будет изменяться при сливной стружке, что наряду с более равномерной нагрузкой на систему СПИД будет способствовать получению обработанной поверхности с меньшей шероховатостью.

4.2.4. Влияние подачи, глубины и скорости резания на силы и температуру резания

Элементами режима резания являются скорость резания, подача и глубина резания. Совокупность их значений принято называть *режимом резания*.

Скорость резания v (V) — это скорость рассматриваемой точки режущей кромки инструмента или заготовки в главном движении. Скорость резания измеряют в соответствии с системой SI в м/с, но на практике чаще в м/мин при всех видах обработки резанием[11], кроме шлифования и полирования, где её измеряют в м/с.

Подача s (S , f) — это отношение расстояния, пройденного рассматриваемой точкой режущей кромки или заготовки в направлении движения подачи, к соответствующему числу циклов или определённых долей циклов другого движения. Под циклом движения понимают полный оборот, ход или двойной ход режущего инструмента или заготовки.

Глубина резания t определяется как расстояние между обрабатываемой и обработанной поверхностями заготовки, измеренное перпендикулярно к последней.

Глубина резания оказывает большое влияние на силы резания, поэтому иногда возникает необходимость разделить припуск на несколько рабочих ходов, чтобы глубина резания на каждом ходе не превышала 3-4 мм.

Величина подачи ограничивается силами, действующими в процессе резания; эти силы могут привести к поломке режущего инструмента, деформации и искажению формы заготовки, поломке станка. Другим ограничением является наибольшая допустимая шероховатость. Для увеличения производительности обработки целесообразно работать с максимально возможной подачей. Для обеспечения заданной шероховатости поверхности при этом необходимо увеличить радиус при вершине инструмента, однако это вызовет увеличение силы резания и увеличение упругой

деформации системы СПИД, поэтому радиус при вершине при токарной обработке как правило не превышает 2,5 мм.

При черновом фрезеровании пазов в стальной заготовке дисковыми фрезами из быстрорежущей стали Р6М5 подача на зуб составляет 0,12-0,2 мм/зуб при повышенной жёсткости системы СПИД и мощности станка от 5 до 10 кВт (4, стр. 283, табл. 34). При черновом фрезеровании пазов в стальной заготовке дисковыми фрезами с напайными пластинами из твёрдого сплава Т15К6 и мощности станка от 5 до 10 кВт подача на зуб составляет 0,04-0,09 мм/зуб (4, стр. 283, табл. 33).

При одинаковой площади поперечного сечения среза нагрузка на резец меньше при работе с меньшей подачей и большей глубине резания; нагрузка на станок (по мощности), наоборот, меньше при работе с большей подачей и меньшей глубиной резания, так как на силу резания глубина оказывает большее влияние, чем подача.

На температуру резания в наибольшей степени влияет скорость резания, в меньшей степени подача, в ещё меньшей степени – глубина резания. Это связано с тепловым балансом при резании и изменением тепловыделения и теплоотвода.

Основная причина износа инструмента – это температура на участках контакта инструмента со стружкой и с заготовкой. Поэтому скорость резания в наибольшей степени влияет на износ инструмента.

4.2.5. Влияние обрабатываемого материала на силы на передней поверхности инструмента и температуру резания

Влияние обрабатываемого металла на силы резания. При резании металл претерпевает большую пластическую деформацию в зоне стружкообразования. Большое влияние на величину силы резания оказывают силы трения стружки и обрабатываемого материала соответственно о переднюю и заднюю поверхности режущей части инструмента. Необходимо учитывать и нагрев обрабатываемого материала в зоне резания, т.к. его

свойства могут сильно отличаться от свойств, которые были получены при комнатной температуре при обычных статических испытаниях при малых скоростях деформации.

При обработке мягких и пластичных материалов вследствие большой усадки стружки и увеличенной зоной первичных пластических деформации сила резания может быть больше, чем при обработке твёрдых материалов. Поэтому однозначной зависимости между силой резания и пределом прочности на разрыв обрабатываемого материала, его твёрдостью и другими механическими характеристиками не имеется.

Вместе с тем установлено, что силы резания растут при увеличении предела прочности, твёрдости, пластичности и вязкости обрабатываемого материала.

Для облегчения выполнения теоретических расчётов делается допущение, что все деформации происходят в плоскости, которую назвали условной плоскостью сдвига (рис. 4.4). Для материалов, образующих элементную стружку, это допущение практически соответствует реальным процессам, но для пластичных материалов это серьёзное упрощение процесса стружкообразования. Однако при увеличении скорости резания (для стали $v > 200$ м/мин) даже у пластичных материалов происходит уменьшение зоны первичных пластических деформаций, что позволяет говорить о деформациях в очень узкой области, приближающейся по размерам к условной плоскости сдвига.

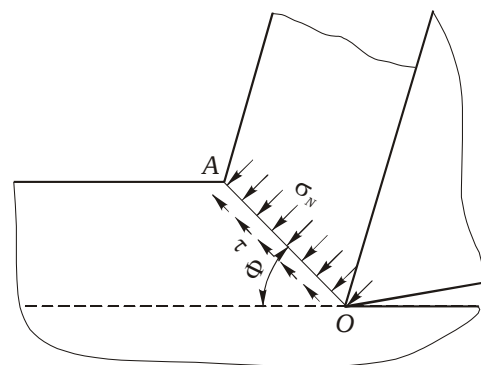


Рис. 4.4. Напряжения в условной плоскости сдвига

Сила резания и тепловыделение в зоне стружкообразования зависят от напряжений в условной плоскости сдвига. Многочисленные эксперименты показали, что независимо от условий резания (обрабатываемый материал,

скорость резания, толщина и ширина срезаемого слоя, передней угол инструмента) распределение касательного напряжения τ по длине условной плоскости сдвига примерно равномерное (рис. 4.4) [1].

Распределение нормальных напряжений σ_N имеет более сложный характер и зависит от степени деформации и режима резания. Так, например, при малой степени деформации (резание на микроскоростях с большим передним углом) нормальные напряжения вдоль условной плоскости сдвига σ_N могут принимать положительные и отрицательные значения. При больших степенях деформации и применяемых на практике скоростях резания нормальное напряжение σ_N имеет положительное значение и распределяется также примерно равномерно, как и касательное напряжение. Влияние нормального напряжения σ_N на величину касательного напряжения τ экспериментально не установлено [17].

Для качественной оценки степени пластических деформаций используется коэффициент усадки (укорочения) стружки K_l , который равен отношению длины участка l , с которого была удалена стружка, к длине самой стружки l_1 . Пренебрегая уширением стружки можно рассчитать усадку стружки как усадку стружки по толщине, т.е. отношение толщины стружки a_1 к толщине среза a ($K_a = a_1/a$). Обычно оперируют истинной усадкой стружки $K = K_l = K_b K_a$.

Большое влияние на усадку стружки оказывают передний угол γ , скорость резания v и физико-механические свойства обрабатываемого материала. Подача s и глубина резания t на усадку стружки влияют незначительно.

Результаты многочисленных исследований, выполненных как в России, так и за рубежом, показали, что процесс деформирования при резании материалов относится к простому сдвигу.

Расстояние ΔS , на которое смещается при простом сдвиге верхняя граница прямоугольного образца из испытуемого металла относительно нижней границы, называется абсолютным сдвигом. Отношение расстояния ΔS к

расстоянию между верхней и нижней границами Δh называется относительным сдвигом, и он служит мерой пластической деформации $\varepsilon = \Delta S / \Delta h$.

Относительный сдвиг при резании может быть рассчитан по формуле

$$\varepsilon = \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi}, \quad (4.6)$$

или по формуле

$$\varepsilon = \frac{K^2 - 2K \sin \gamma + 1}{K \cos \gamma} \quad (4.7)$$

Угол наклона условной плоскости сдвига Φ можно рассчитать, зная коэффициент усадки стружки K и передний угол γ :

$$\Phi = \arctg\left(\frac{\cos \gamma}{K - \sin \gamma}\right) \quad (4.8)$$

При пластическом деформировании у большинства металлов происходит упрочнение, поэтому при увеличении степени деформации e_i нормальное напряжение σ_i растёт по типичной кривой 1, представленной на рис. 4.5.

Эту кривую можно описать степенным уравнением

$$\sigma_i = B e_i^n, \quad (4.9)$$

где B - коэффициент, зависящий от предела текучести σ_T деформируемого материала; n - показатель степени упрочнения материала.

При плоском деформированном состоянии уравнение (4.9) можно заменить зависимостью

$$\tau = B \varepsilon^n, \quad (4.10)$$

где τ - касательное напряжение; ε - относительный сдвиг.

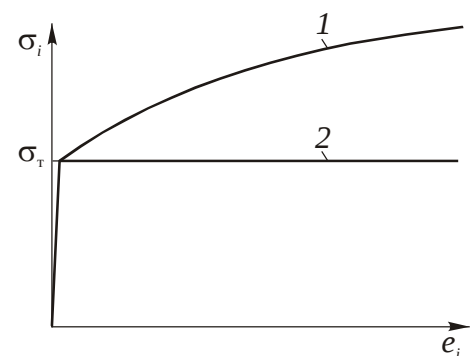


Рис. 4.5. Типичная кривая пластического течения: 1 - упрочняющийся материал; 2 - идеально пластичный материал

В результате исследований было установлено, что при резании различных металлов и сплавов с ростом деформации касательные напряжения возрастают не всегда. У некоторых металлов касательные напряжения остаются постоянными, как у идеально пластического тела (рис. 4.5, прямая 2), а у некоторых сталей – даже несколько снижается. В этой связи Н.Н. Зоревым было предложено рассчитывать среднее значение касательных напряжений при резании по приближенной эмпирической зависимости [13, 25]

$$\tau_{cp} = A_{2,5}, \quad (4.11)$$

где $A_{2,5}$ - сопротивление сдвигу при механических испытаниях для деформации относительного сдвига $\varepsilon = 2,5$.

А. М. Розенберг и Л.А. Хворостухин экспериментально установили следующую зависимость между твердостью стружки по Виккерсу HV и средним касательным напряжением в зоне стружкообразования при резании сталей, чугуна, меди и алюминия [31]

$$\tau_{cp} = 0,185 HV. \quad (4.12)$$

Эксперименты показали, что влияние температуры на уменьшение среднего касательного напряжения при резании предварительно нагретого металла становится заметным, если температура превышает 700°C . Расчеты температуры в зоне сдвига при резании других сталей на самых напряжённых режимах показали, что они не выходят за пределы 700°C [28, 32], даже если процесс считать адиабатическим, то есть осуществляемым без оттока теплоты. Если же учитывать отток теплоты, то температура в зоне сдвига будет ниже указанной. Кроме того, из-за высокой скорости деформации процесс деформирования в зоне сдвига протекает в очень короткий промежуток времени (тысячные доли секунды). Поэтому за такой чрезвычайно малый отрезок времени, в течение которого частицы металла проходят через зону сдвига, снижение твердости и напряжения под влиянием нагрева не происходит.

Влияние скорости деформации на повышение напряжения сдвига было доказано экспериментально только при резании легкоплавких металлов (свинец,

алюминий). При резании металлов с большей температурой плавления (сталь, медь и др.) это влияние отсутствует [32].

Результаты зарубежных исследователей (*E.M. Trent, E.J. Amini* и др.) [36] показали, что изменение скорости резания и подачи в широком диапазоне на напряжение сдвига влияют незначительно. Значения напряжения сдвига при резании не более чем на 10% отличаются от напряжений сдвига тех же материалов, измеренных при стандартных лабораторных механических испытаниях при соответствующих величинах деформаций. Примерные значения напряжений сдвига τ , измеренные с помощью динамометра, при резании ряда материалов приведены в табл. 4.1 [36].

Таблица 4.1. Значения напряжений сдвига τ для некоторых обрабатываемых материалов [36]

Обрабатываемый материал	τ , Н/мм ²
Техническое железо	370
Сталь (C=0,12%)	480
Никель-хромованадиевая сталь	690
Аустенитная нержавеющая сталь	630
Никель	420
Медь (оттоженная/холоднокатаная)	250/270
Латунь	370
Алюминий	97
Магний	125
Свинец	36

Для расчета напряжений сдвига τ можно использовать схему сил, действующих на передней поверхности резца (см. рис. 4.6). Сила резания R приложена к вершине режущего клина и представлена в виде двух составляющих: 1) $\bar{P}_1$, которая действует в направлении вектора скорости резания $\vec{v}$; 2) $\bar{P}_2$, которая действует в направлении подачи $\vec{s}_y^w$, перпендикулярно к вектору скорости $\vec{v}$. При этом

$$\vec{R} = \vec{P}_1 + \vec{P}_2 \text{ или } R = \sqrt{P_1^2 + P_2^2} . \quad (4.13)$$

Анализ силовых зависимостей показывает, что касательные напряжения τ и размеры срезаемого слоя a и b прямо пропорционально влияют на силу резания (стружкообразования) R и ее составляющие P_1 и P_2 . Более сложное влияние на их уровень оказывает деформация срезаемого слоя, определяемая углом наклона условной плоскости сдвига Φ , а также направление действия силы резания (стружкообразования) R , определяемое углом действия $\omega = \eta - \gamma$. Угол действия ω - это угол между вектором силы резания (стружкообразования) $\vec{R}$ и вектором скорости резания $\vec{v}$. Величина последнего зависит от условий трения на передней поверхности режущего клина и переднего угла (рис. 4.6).

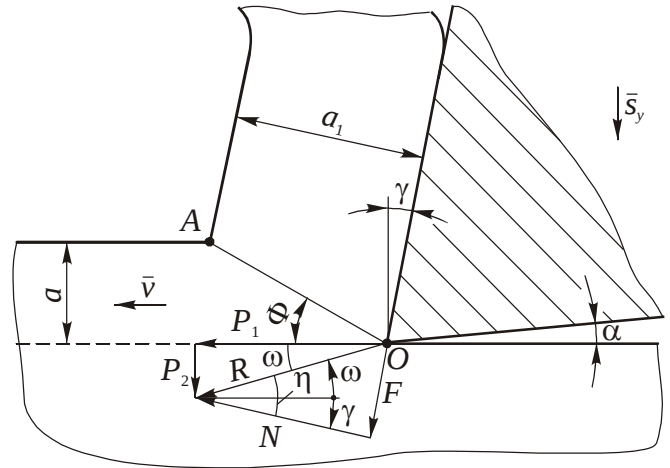


Рис. 4.6. Схема сил, действующих на передней поверхности резца при свободном резании

Угол η можно рассчитать по формуле $\operatorname{tg} \eta = \operatorname{tg}(\omega + \gamma)$,

где $\operatorname{tg} \omega = P_2 / P_1$.

Анализ силы резания R и ее составляющих (рис. 4.6) показывает, что величина силы R изменяется при изменении переднего угла γ и режима резания (v, a, b), а также свойств обрабатываемого материала. Последние определяют изменение степени деформации при переходе срезаемого материала в стружку (угол Φ), условий трения на передней поверхности (угол η) и переднего угла γ инструмента. При этом указанные углы тесно взаимосвязаны между собой.

Любые изменения условий трения на передней поверхности инструмента сказываются на величине деформации стружки, а любые изменения в области стружкообразования – на условиях трения в области контакта на передней и задней поверхностях. Влияние зоны контакта стружки с передней поверхностью на величину деформации и силы иногда может быть даже более значительным, чем напряжение сдвига τ .

Относительный сдвиг при резании может быть определен также через скорость сдвига v_Φ :

$$\varepsilon = \frac{v_\Phi}{v \sin \Phi} = \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi}, \quad (4.14)$$

а скорость деформации по формуле

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\Delta S}{\Delta h \Delta t} = \frac{v_\Phi}{\Delta h} = \frac{v \cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \Delta h}, \quad (4.15)$$

где Δh – ширина зоны первичных пластических деформаций.

Из уравнения (4.15) следует, что на скорость деформации $\dot{\varepsilon}$ наибольшее влияние оказывает скорость резания v . При очень узкой зоне деформации Δh , которая составляет десятые доли миллиметра, скорость деформации $\dot{\varepsilon}$ достигает очень больших значений. Например, при резании латуни резцом с углом $\gamma = 17^\circ$ и скоростью $v = 250$ м/мин скорость деформации $\dot{\varepsilon} = 2,4 \cdot 10^4$ с⁻¹ [17]. Таким образом, при резании скорость деформации по сравнению с механическими испытаниями выше в 10^6 раз, а степень деформации в несколько раз выше, чем при других видах пластической деформации. При этом деформация протекает при высоких температурах и давлениях на передней поверхности режущего клина.

Таким образом процесс резания металлов является процессом огромной пластической деформации протекающий с высокой скоростью. Поэтому многие закономерности этого процесса в настоящее время не могут быть установлены

чисто теоретически и являются результатом экспериментально-теоретических исследований.

4.2.6. Влияние обрабатываемого материала на силы на задней поверхности инструмента

Силы на задней поверхности инструмента интересовали многих исследователей. Объясняется это актуальностью проблемы увеличения стойкости и прочности режущего инструмента, поскольку именно износ по задней поверхности и возникающие при этом нагрузки и повышение температуры в большинстве случаев приводят к выходу инструмента из строя.

В результате проведенных исследований было установлено, что с повышением усадки стружки силы на задней поверхности растут, но соответствующие кривые располагаются в порядке возрастания твердости обрабатываемого материала. В зависимости от степени пластической деформации в зоне стружкообразования изменяется и величина нормальных напряжений на плоскости сдвига, что влияет на величину упругой деформации слоя обрабатываемого материала, входящего в контакт с задней поверхностью.

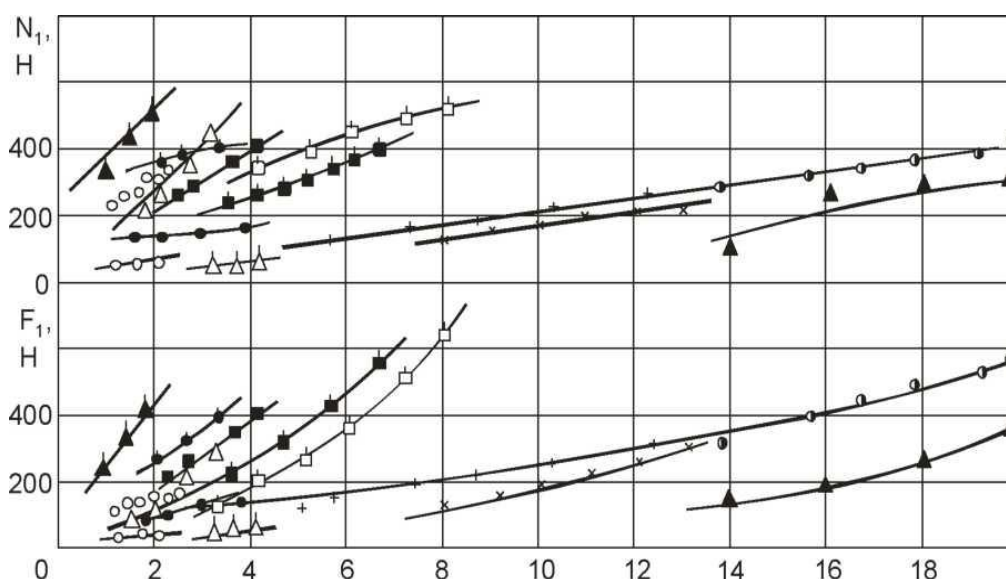


Рис. 4.7. Влияние продольной усадки стружки $K (\xi)$ на нормальную N_1 и касательную F_1 силы задней поверхности (М.Ф. Полетика) [17]

С понижением коэффициента трения нормальная сила на задней

поверхности значительно возрастает. При этом условный (средний) коэффициент трения на передней и задней поверхностях могут различаться в связи с различным соотношением длины пластического и упругого контакта. На наш взгляд решающее влияние на силы задней поверхности оказывает коэффициент трения на передней поверхности. Это влечет за собой изменение угла действия, а значит и нормальных нагрузок на поверхности среза и ее упругого восстановления.

Воздействие скорости резания проявляется в основном косвенно, через изменение температуры контактных поверхностей инструмента и в зоне стружкообразования, что приводит к изменению величины угла действия. В работе Байкалова В.В. было показано отсутствие влияния скорости резания на силы при постоянном угле действия.

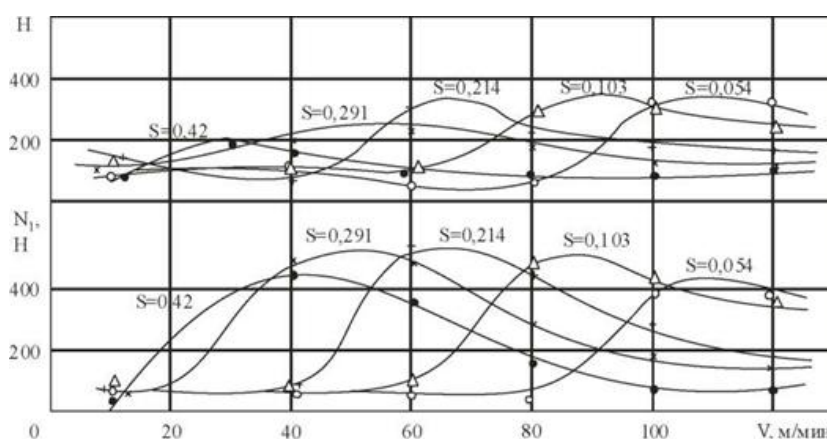


Рис. 4.8. Влияние скорости резания на силы задней поверхности при точении чугуна (Байкалов А.К.) [17]

В работах по исследованию распределения контактных нагрузок на задней поверхности методом разрезного резца при строгании латуни Л63 отмечается незначительное уменьшение контактных нагрузок при введении смазки [Остафьев В.А., [17].

4.3. Исследование температуры резания и распределения температуры в режущем клине

Стойкость режущего инструмента в основном зависит от температуры рабочих поверхностей инструмента. Можно выделить четыре группы методов определения температуры резания и температурного поля в режущем клине.

К первой группе относится метод, с помощью которого измеряется только средняя температура резания – метод естественной термо-ЭДС.

Ко второй группе принадлежат методы, с помощью которых измеряется температура узкоограниченных участков зоны резания или резца, например: метод искусственной термопары; оптический и радиационный методы.

К третьей группе относятся методы, позволяющие сразу экспериментально определить распределение температуры (температурные поля) на определенных участках изделия или резца: метод изучения цветов побежалости (очень неточный), метод термочувствительных покрытий (термокрасок), видеосъёмка или фотографирование в инфракрасном свете с последующим преобразованием в видимый участок спектра при использовании тепловизора.

К четвёртой группе относятся расчётные и аналоговые методы, которые требуют начальных экспериментальных данных, полученных непосредственно при резании.

Наиболее простым способом определения средней температуры рабочих поверхностей инструмента (*температуры резания*) является способ *естественной термо-ЭДС*

(электродвижущей силы) (рис. 4.9),

который основан на физическом эффекте возникновения разности потенциалов при нагреве места спая разнородных материалов. Как известно, при нагреве

места спая проволок из двух разнородных металлов, например железо —

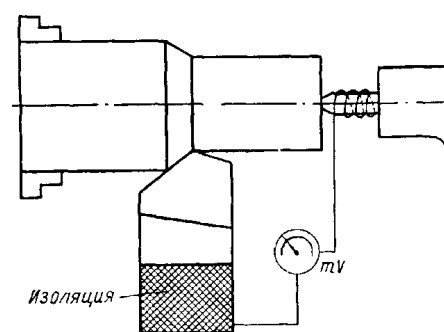


Рис. 4.9. Упрощенная схема измерения средней температуры резания (метод естественной термопары)

константан, медь — константан, платина — иридий и т.д., в нем образуются заряды противоположных знаков. Если свободные концы проволок соединить, то в цепи возникает термоток, электродвижущая сила которого пропорциональна разности температур места спая и холодных концов проволок.

Величину электродвижущей силы можно измерять с помощью микроамперметра. Чтобы определить среднюю температуру резания необходимо показание микроамперметра умножить на тарировочный коэффициент, который определяют при нагреве в печи места спая инструментального и обрабатываемых материалов и измерении при этом силы тока.

Более удобным и точным способом является видеосъёмка или фотографирование при использовании тепловизора, но при этом должен быть доступ к боковой поверхности инструмента. Наиболее просто это реализуется при свободном прямоугольном точении диска из обрабатываемого материала.

На рис. 4.10 представлено распределение температуры в стружке, заготовке и токарном резце, полученные расчётом методом конечных элементов по данным тепловизора и искусственных термопар. Наибольшая температура на поверхности резца наблюдается непосредственно у режущей кромки (900 °C), а также на небольшом удалении от неё (900 °C) (рис. 4.10, а, в, г). Это подтверждает версию о том, что тепло не сразу доходит до прирезцовой части стружки и передней поверхности инструмента из средней части зоны стружкообразования.

Большая температура непосредственно у режущей кромки объясняется ухудшением теплоотвода.

Сравнительно небольшая температура в области сдвига (200-340 °C) объясняется тем, что не всё тепло, образующееся при больших пластических деформациях в этой зоне, успевает дойти до боковой поверхности рассматриваемой области.

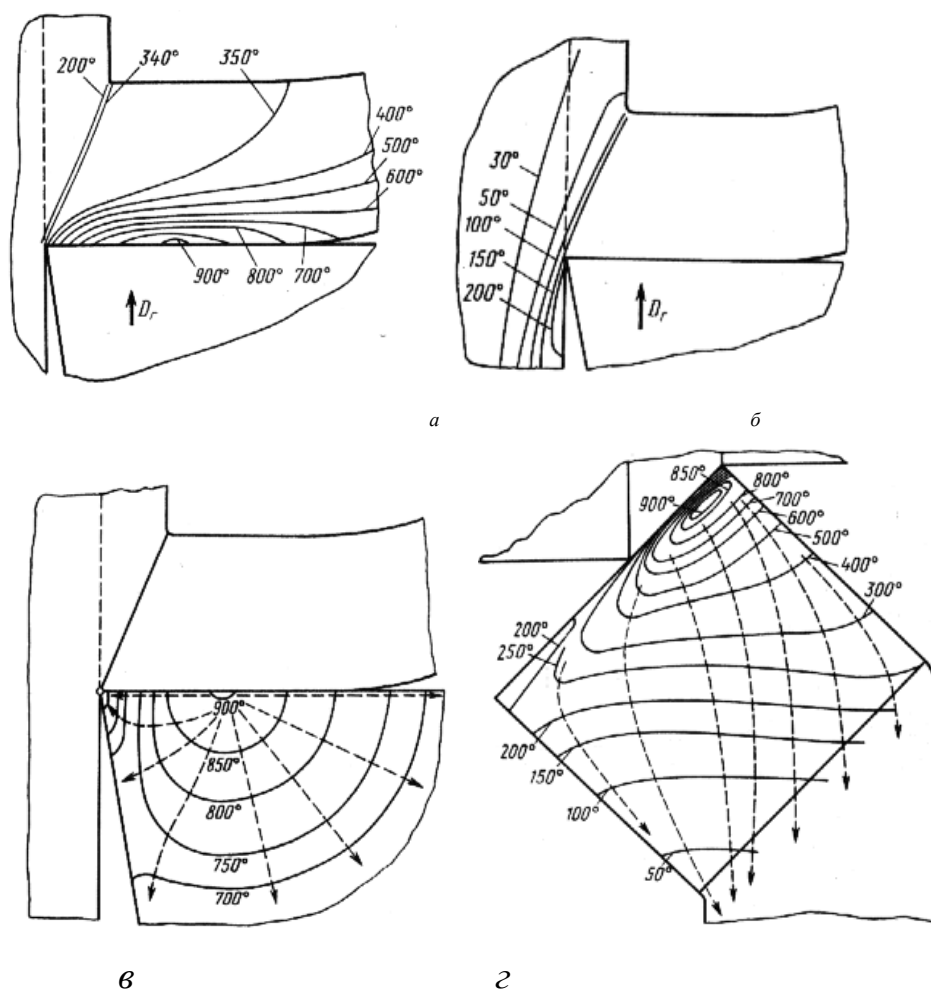


Рис. 4.10. Распределение температуры в стружке (а), заготовке (б), режущем клине (в) и на передней поверхности резца (г) при резании стали 45 резцом из T15K6. $V=150$ м/мин, $S=0,3$ мм/об, $\gamma=0^\circ$, $\alpha=10^\circ$, $\phi=45^\circ$.

Температура обрабатываемого материала в зоне стружкообразования должна учитываться при расчёте сил резания, в зоне контакта стружки с режущим инструментом должна учитываться при расчёте сил трения, а температура в режущем клине – при оценке его прочности.

4.4. Изучение распределения контактных нагрузок на передней и задней поверхностях

Для исследования распределения контактных нагрузок на передней поверхности инструмента может быть использован поляризационно-

оптический метод. Резец изготавливается из оптически активного материала, например, оргстекла, материал которого изменяет свои оптические свойства при изменении внутреннего напряжения. При прохождении через прозрачный плоский резец поляризованный монохроматический свет образует на экране чередующиеся полосы вследствие интерференции света. Чем ближе полосы друг к другу, тем больше главные напряжения в просвечиваемой области.

Чтобы определить напряжения количественно, пластину из используемого оптически активного материала предварительно тарируют – сжимают постепенно увеличивающейся нагрузкой P до тех пор, пока не появится тёмная полоса. Рассчитывают напряжение при этой нагрузке $\sigma = P/(b \times a)$, МПа, где P – сила сжатия, Н; b – ширина пластины, м; a – толщина пластины, м. Это напряжение будет в рассматриваемой области, если появится только одна тёмная полоса. После этого нагрузку опять постепенно увеличивают до появления очередной полосы, после чего производится расчёт напряжения для второй полосы и т.д.

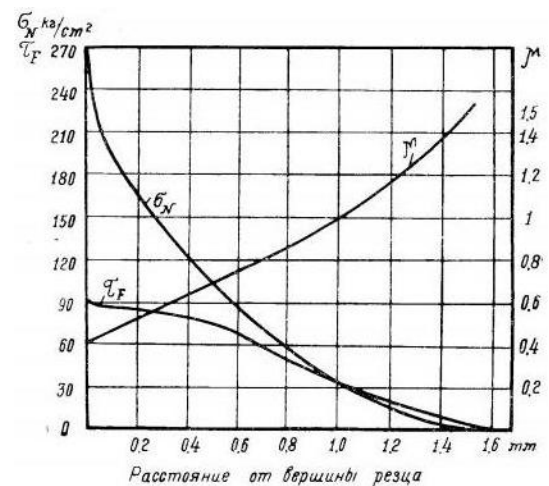


Рис. 4.11. Распределение нормальных и касательных напряжений на передней поверхности при обработке свинца [4]

В процессе резания диска из обрабатываемого материала плоским резцом, ширина которого немного больше толщины диска, резец просвечивается поляризованным монохроматическим светом. При этом считается количество полос и определяется напряжение на линии одинаковых главных напряжений.

Таким образом определяются внутренние напряжения в режущем клине. Считается, что выходящая на переднюю поверхность полоса свидетельствует о соответствующем напряжении и на передней поверхности. На основании этого строится кривая распределения нормальной контактной нагрузки на передней поверхности (рис. 4.11).

При использовании динамометра измеряются технологические составляющие силы резания – P_z , P_y и P_x .

При анализе контактных процессов оперируют физическими составляющими силы резания. На переднюю поверхность инструмента при резании действуют сила трения F , направленная касательно к передней поверхности инструмента, и нормальная сила N , направленная перпендикулярно передней поверхности инструмента.

По виду распределения контактных нагрузок классифицируются:

1. Сосредоточенная нагрузка. Обычно её прикладывают на расстоянии 0,3 от длины контакта стружки с передней поверхностью, учитывая, что наибольшее нормальное контактное напряжение находится около режущей кромки (рис. 4.12, а);

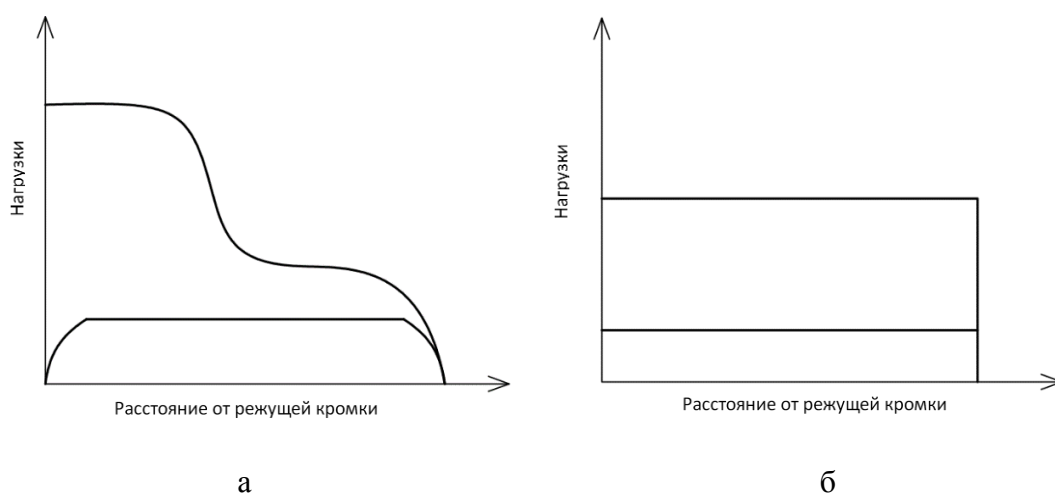


Рис. 4.12. Виды распределения контактных нагрузок на рабочей поверхности:

а – реальное распределение; б – равномерно распределённая

2. Равномерно распределённая (Рис. 4.12, б);
3. Нагрузка, распределённая по установленному закону (реальное распределение, полученное с точностью, достижимой на данный период уровнем развития техники и технологий) (Рис. 4.12, а);

Аналогично проводится исследования распределения контактных нагрузок на задней поверхности резца[12]. Для острозаточенного неизношенного резца

контакт задней поверхности инструмента с поверхностью заготовки слишком мал, чтобы зафиксировать изменения нагрузки. В связи с этим нагрузки на задней поверхности острого инструмента считают пренебрежимо малыми по сравнению с силами на передней поверхности, а распределение их принимается по закону треугольника. Однако при износе инструмента фаска износа по задней поверхности увеличивается настолько, что нагрузки на ней становятся сопоставимыми с нагрузками на передней поверхности, а порой и превышают их, поэтому требуется изучение их величины и характера распределения.

При малой ширине фаски износа на задней поверхности ($h_3 \leq 0,2$ мм) обычно считается, на ней действует равномерное распределение.

Существует три основных метода исследования контактных напряжений. Наиболее надёжный – использование разрезного резца. Для его применения необходим четырёхкомпонентный

динамометр, который был сконструирован в ТПИ Красильниковым В.А. специально для применения разрезного резца (рис. 4.13). Динамометр состоит из двух поясов упругих элементов – нижнего и верхнего, на них наклеены датчики, которые преобразуют упругую деформацию

от силы резания в электрический сигнал. Этот сигнал усиливается и поступает на регистрирующие приборы, например, в ноутбук.

Разрезной резец состоит из двух пластин (рис. 4.13). Пластина Б крепится к нижним упругим элементам, пластина А – к верхним упругим элементам. Увеличивая последовательно длину участка ΔC_i пластины А, измеряем нормальную N_i и касательную F_i силы резания, действующие на этом участке и

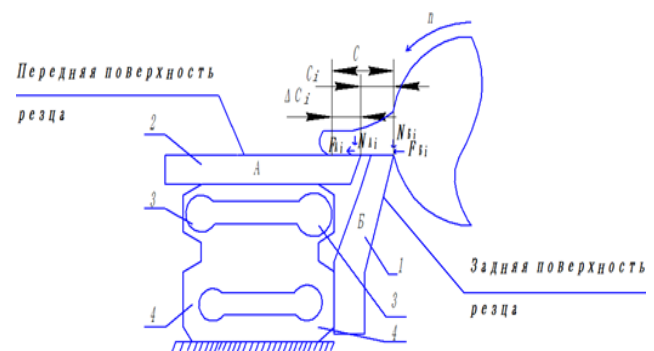


Рис. 4.13. Схема работы динамометра при исследовании напряжений на передней поверхности

рассчитываем удельные контактные нагрузки как отношение приращения этих сил к приращению площади её поверхности.

Изготавливаем пластины **A** и **B** таким образом, чтобы расстояние C_B от режущей кромки до косого зазора с углом ψ_B между пластинами было больше длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента C ($C_B > C$) (рис. 4.14, сверху). Рассмотрим методику исследования распределения контактных нагрузок при свободном прямоугольном точении диска резцом с передним углом $\gamma = 0^\circ$. Если передний угол не равен нулю, то выполняем расчёт физических составляющих силы резания N_i и F_i с учётом измеряемых технологических составляющих P_{zi} и P_{yi} :

$$N_i = P_{zi} \cos \gamma + P_{yi} \sin \gamma, \quad (4.16)$$

$$F_i = P_{yi} \cos \gamma + P_{zi} \sin \gamma. \quad (4.17)$$

Вначале режем на участке 0, где контакт стружки только с пластиной **B**. На рис. 4.14 этот участок расположен сверху. Размер b_c – это ширина контакта стружки с передней поверхностью инструмента, она будет всё время постоянной в данной серии экспериментов. Контакта стружки с пластиной **A** нет, поэтому силы резания N_{Ai} и F_{Ai} на пластине **A** будут равны нулю.

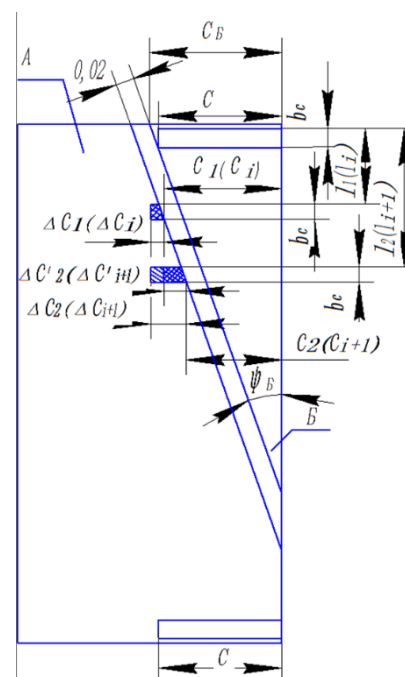


Рис. 4.14. Вид сверху на пластины разрезного резца

Затем сдвигаем динамометр вместе с разрезным резцом вдоль периферии диска на расстояние l_1 до положения 1. На пластине **A** на участке ΔC_1 действуют силы резания N_{A1} и F_{A1} . Отношение этих сил к площади контакта есть

удельная нормальная и касательная сила резания на участке ΔC_1 . Нормальная удельная нагрузка $q_{N1} = N_{A1}/(\Delta C_1 \cdot b_c)$.

Аналогично рассчитывается касательная удельная нагрузка $q_{F1} = F_{A1}/(\Delta C_1 \cdot b_c)$.

Снова сдвигаем динамометр с разрезным резцом вдоль периферии диска на расстояние l_2 до положения 2. На пластине А на участке ΔC_2 действуют силы резания N_{A2} и F_{A2} .

Приращение площади участка 2 ($i + 1$) происходит на длину $\Delta C'_2$: $\Delta C'_2 = \Delta C_2 - \Delta C_1$. Приращение нормальной силы на этом участке $\Delta C'_2$ рассчитывается по формуле: $\Delta N'_{A2} = N_{A2} - N_{A1}$, или в общем виде: $\Delta N'_{Ai+1} = N_{Ai+1} - N_{Ai}$.

Отношение приращения этой нормальной силы к приращению площади контакта есть **удельная** нормальная сила резания на участке $\Delta C'_2$:

$$qN'_2 = \Delta N'_{A2} / (\Delta C'_2 \cdot b_c), \quad (4.18a)$$

или в общем виде:

$$qN'_{i+1} = (N_{Ai+1} - N_{Ai}) / [(\Delta C_{i+1} - \Delta C_i) \cdot b_c]. \quad (4.18б)$$

Аналогично рассчитывается касательная удельную нагрузку qF_2 на участке $\Delta C'_2$:

$$qF'_{i+1} = (F_{Ai+1} - F_{Ai}) / [(\Delta C_{i+1} - \Delta C_i) \cdot b_c]. \quad (4.19)$$

При смещении динамометра вместе с разрезным резцом вдоль периферии диска на небольшое расстояние l_i приращение длины контакта стружки с пластиной А ΔC_i будет небольшое ($\Delta C_i \rightarrow 0$), приращение площади будет небольшое, поэтому удельная нормальная сила на этом участке будет считаться как нормальное напряжение σ_N ($\sigma_{Ni} \approx q_{Ni}$).

Аналогично и для касательного напряжения τ_F ($\tau_{Fi} \approx q_{Fi}$).

При измерении контактных нагрузок[38] на фаске задней поверхности резца при прямоугольном свободном резании диска из обрабатываемого материала измеряются силы, действующие на пластину А и на пластину Б (рис. 4.15). Зазор между пластинами проходит по задней поверхности под углом φ к режущей кромки широкого составного резца. Увеличивая последовательно длину участка h_{31} при неизменной длине фаски износа по задней поверхности h_3 , рассчитываем контактные нагрузки как отношение приращения силы к приращению площади контакта на пластине А.

Многолетний опыт применения метода разрезного резца показывает, что необходимо не только контролировать неизменность общих технологических составляющих силы резания P_z и P_y , но и учитывать разность измерительных перемещений частей разрезного резца в процессе резания.

При использовании вышеупомянутого четырёхкомпонентного динамометра, сконструированного специально для применения разрезного резца, на токарном станке при резании с горизонтальной радиальной подачей происходят, как и следовало ожидать, упругие деформации упругих измерительных элементов. При врезании на площадку длиной $h_{3i} = h_{31}$ пластины А действует сила больше, чем на площадку h_{32} пластины Б, что вызывает большую деформацию упругих измерительных элементов 3 (рис. 4.15). Пластина А смещается влево относительно пластины Б и

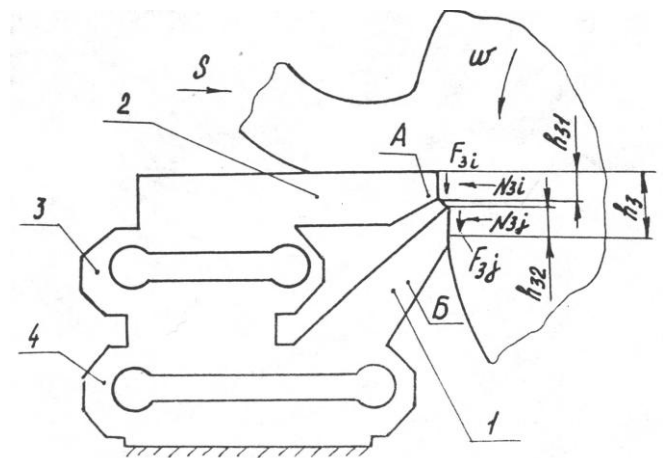


Рис. 4.15. Схема работы динамометра при исследовании контактных нагрузок на задней поверхности резца на токарном станке при горизонтальной подаче s

появившийся острый уступ пластины Б начинает срезать дополнительную стружку с поверхности резания. Щель между пластинами забивается, что приводит к нарушению условий измерения сил.

Анализ вариантов различных схем измерений показывает, что для устранения указанных нежелательных явлений необходимо изменить либо конструкцию динамометра, либо схему резания. Второй путь менее трудоемкий. По этому варианту резание необходимо выполнять не на токарном станке, а на горизонтально фрезерном при вертикальной подаче s стола станка (рис. 4.16).

В этом случае приращение сил на задней поверхности резца будет измеряться на пластине Б.

При врезании под действием сил на площадке h_{31} пластина А переместится немного вниз и влево вследствие упругой деформации измерительных элементов 4.

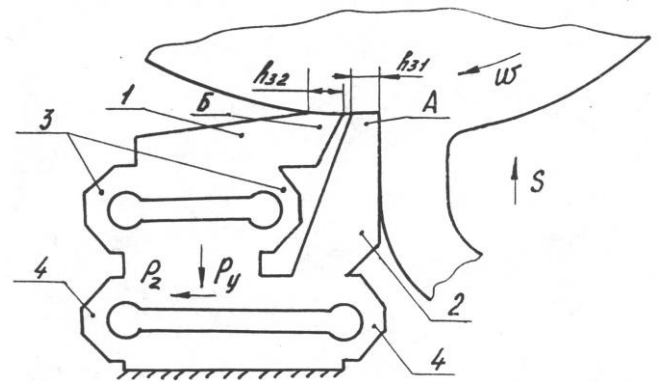


Рис. 4.16. Схема работы динамометра при исследовании контактных нагрузок на задней поверхности резца на горизонтально-фрезерном станке при вертикальной подаче s

Пластина Б вместе с измерительными элементами 3, закрепленными на упругих элементах 4, тоже переместится в этом же направлении. Поэтому

уступа между пластинами не возникает. Суммарные (общие) технологические составляющие силы резания P_y и P_z измеряются с помощью упругих измерительных элементов 4, а приращения сил на задней поверхности – с помощью упругих элементов 3.

Удельные нормальные контактные нагрузки на задней поверхности на участке h_{3i} рассчитываются по формуле

$$q_{N1i} = \Delta N_{1i} / (\Delta h_{3i} \cdot b_1) = \Delta P_{yi} / (\Delta h_{3i} \cdot b_1), \quad (4.20)$$

где ΔN_{1i} – увеличение нормальной силы N_1 на задней поверхности пластины Б за счёт увеличения длины контакта заготовки с задней поверхностью пластины Б на величину Δh_{3i} ; b_1 – ширина контакта заготовки с задней поверхностью инструмента. При достаточно большой ширине диска $b_d \geq 4$ мм уширение диска в процентном отношении небольшое, поэтому можно принять $b_1 \approx b_d$. ΔP_{yi} – увеличение радиальной составляющей силы резания P_y на пластине А.

Удельные касательные контактные нагрузки рассчитываются по формуле

$$q_{F1i} = \Delta F_{1i} / (\Delta h_{3i} \cdot b_1) = \Delta P_{zi} / (\Delta h_{3i} \cdot b_1), \quad (4.21)$$

где ΔF_{1i} – увеличение касательной силы F_1 на задней поверхности пластины Б за счёт увеличения длины контакта заготовки с задней поверхностью пластины Б на величину Δh_{3i} , ΔP_{zi} – увеличение тангенциальной составляющей силы резания P_z на пластине А.

При $\Delta h_{3i} \rightarrow 0$ удельные нормальные нагрузки q_{N1} приближаются к нормальным напряжениям σ_{h3} , действующим на задней поверхности инструмента ($q_{N1i} \approx \sigma_{N1i}$ или $q_{N1i} = \sigma_{h3i}$), а удельные касательные нагрузки q_{F1} приближаются к касательным напряжениям τ_{h3} на задней поверхности инструмента ($q_{F1i} \approx \tau_{F1i}$ или $\tau_{F1i} = \tau_{h3i}$).

Зазор между пластинами А и Б контролируется пластинчатым щупом толщиной 0,02 мм. При меньшем зазоре возможно соприкосновение пластин, а значит нарушение процесса измерения, что проявляется в уменьшении сил, регистрируемых на пластине Б, изменяются также общие технологические составляющие силы резания P_y и P_z , измеряемые с помощью упругих измерительных элементов 4. Большая величина зазора приводит к попаданию обрабатываемого материала в щель, что приводит к выкрашиванию рабочих пластин и изменению технологических составляющих силы резания P_y и P_z , измеряемых с помощью упругих измерительных элементов 4. В ходе исследований отсутствие контакта пластин контролируется также на просвет.

При исследовании распределения контактных напряжений на фаске задней поверхности (на искусственной фаске износа) выяснилось, что наибольшие контактные напряжения могут находиться как у режущей кромки (см. рис. 4.11), так и на некотором расстоянии от неё (рис. 4.17).

В целях выяснения причин расхождения экспериментальных данных в исследованиях, проведенными разными авторами, Козловым В.Н. были проведены опыты по свободному точению дисков из разных обрабатываемых материалов с использованием

разрезного резца. Было выяснено, что характер стружкообразования влияет на вид эпюр контактных нагрузок на задней поверхности: при сливной стружке (обрабатываемый материал латунь Л63) наибольшая величина контактных нагрузок отстоит от режущей кромки, а при элементной (обрабатываемый материал латунь ЛМцА 57-3-1)- находится непосредственно у режущей кромки (рис. 4.18).

По мнению Полетики М.Ф. и Козлова В.Н. [4] экстремальный характер эпюр нормальных контактных нагрузок связан с прогибом поверхности резания (среза) от действия радиальной составляющей силы резания на передней поверхности инструмента, действующей как жёсткий штамп на упругую полуплоскость (рис. 4.19).

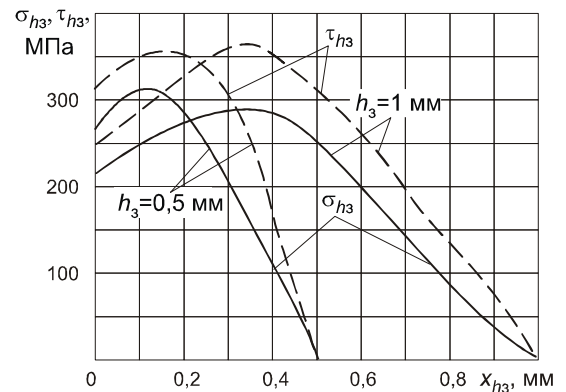


Рис. 4.17. Распределение контактных нагрузок на фаске задней поверхности резца при точении алюминиевого диска [4]. $\gamma=10^\circ$; $\alpha_\phi=0^\circ$; $v=0,6$ м/мин; $s=0,2$ мм/об, $h_3=1$ мм и $h_3=0,5$ мм

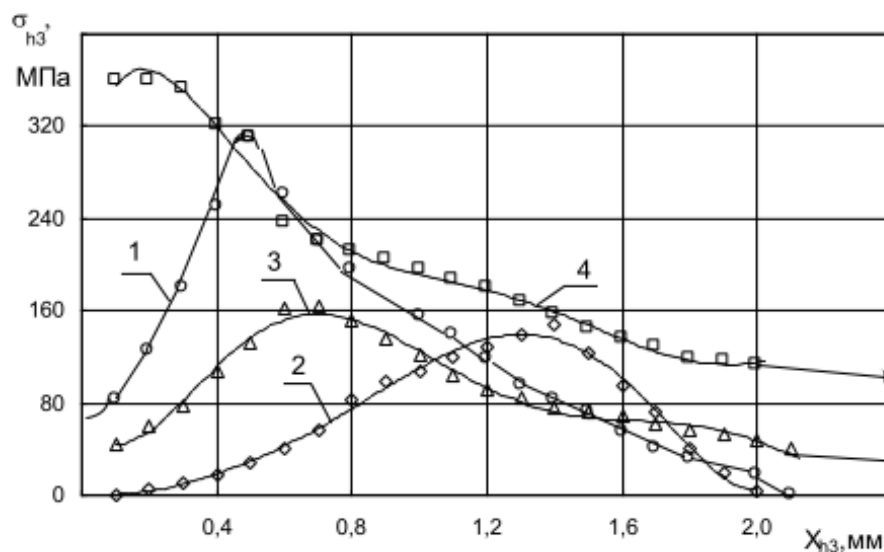


Рис. 4.18. Распределение нормальных контактных нагрузок на фаске задней поверхности инструмента, $\gamma=0^\circ$, $\alpha_\phi=0^\circ$: Л63-Р6М5: 1 - $S=0,06$ мм/об, $V=100$ м/мин; 2 - $S=0,21$ мм/об, $V=100$ м/мин; 3 - $S=0,21$ мм/об, $V=217$ м/мин. 4 - ЛМЦА 57-3-1 - Р6М5, $S=0,41$ мм/об, $V=100$ м/мин.

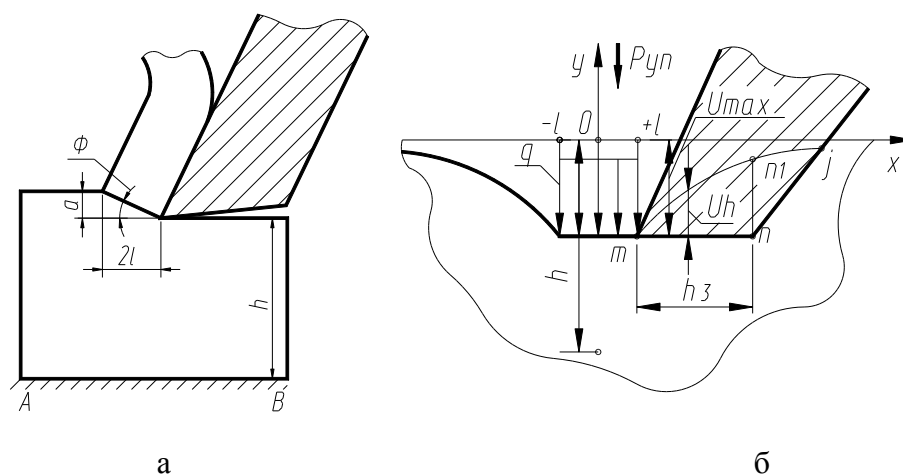


Рис. 4.19. Прогиб обработанной поверхности под действием силы P_{yn} на передней поверхности

Влияние характера стружкообразования проявляется и при резании титанового сплава ВТЗ-1, дающего элементную стружку (рис. 4.20).

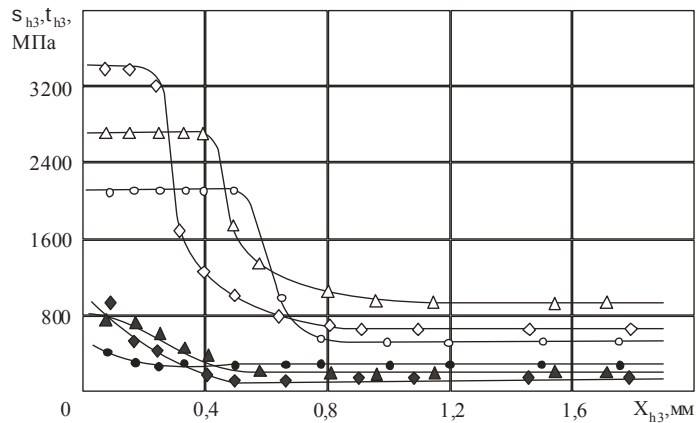


Рис.4.20. Распределение нормальных σ_{h3} (◇, Δ, ○) и касательных τ_{h3} (◆, ▲, ●) контактных нагрузок на фаске задней поверхности инструмента при резании титанового сплава. ВТЗ-1 - ВК8, $\gamma=0^0$, $\alpha\phi=0^0$, $V=60$ м/мин.: ◇, ◆ - $S=0,41$ мм/об.; Δ, ▲ - $S=0,21$ мм/об.; ○, ● - $S=0,11$ мм/об.

Обращает на себя внимание большая величина нормального контактного напряжения у режущей кромки ($\sigma_{h3} = 3400-2200$ МПа), которые быстро уменьшаются ($\sigma_{h3} = 1000-600$ МПа) при удалении от режущей кромки, что объясняет особенность изнашивания твёрдосплавных резцов: очень высокая интенсивность износа в начальный период до $h_3 \approx 0,2-0,5$ мм и работоспособность инструмента даже при большом износе $h_3 > 1,2..2,5$ мм.

Быстрое уменьшение нормальных контактных напряжений и малая величина касательных контактных напряжений объясняется высокой температурой обрабатываемого материала на фаске задней поверхности (до 1200°C , что подтверждается плавлением титанового сплава ВТЗ-1 при большом износе. Из-за малого коэффициента теплопроводности титанового сплава выделяющееся тепло концентрируется в местах контакта с инструментом и создаётся эффект появления слоя из материала, по состоянию близкому к вязкой жидкости.

4.5. Исследование распределения внутренних напряжений в режущем клине.

Существует несколько основных методов исследования распределения внутренних напряжений в инструменте.

1. Поляризационно-оптический метод.
2. Интерференционный метод
3. Метод конечных элементов и другие численные методы.

4.5.1. Поляризационно-оптический метод.

При исследованиях напряжённого состояния поляризационно-оптическим методом применяют образцы из однородного, изотропного прозрачного материала, например, оргстекла. При действии напряжений эти материалы становятся



Рис. 4.21. Изохромы при резании целлулоида резцами с различными передними углами

двоякопреломляющими. Если пропустить пучок поляризованного света через прозрачную модель, находящуюся в напряжённом состоянии, получается окрашенное изображение, по которому можно найти распределение напряжений (рис. 4.21).

Лучи, проходящие через образец, в разных точках и разных направлениях будут иметь разную скорость прохождения, в результате получится сдвиг фаз световых колебаний. Опыты показывают, что разность скоростей света пропорциональна разности напряжений.

Важным достоинством поляризационно-оптического метода является то, что картины распределения напряжений, получаемые оптическим методом на прозрачных веществах, и все выводы остаются справедливыми для любых непрозрачных однородных материалов. Иначе говоря, картина распределения

напряжений, получаемая оптическим методом, не зависит от природы испытуемого материала. Вследствие этого оптический метод может применяться для моделирования процесса резания с разной геометрией в главной секущей плоскости и толщиной среза.

4.5.2. Интерференционный метод (метод лазерной интерферометрии)

Для исследований процессов при резании стали и других прочных и твёрдых материалов может быть использован метод лазерной интерферометрии.

Сущность этого метода заключается в том, что на боковую поверхность заготовки и инструмента направляется поляризованный монохроматический луч лазера (рис. 4.22). Отражённый от резца и

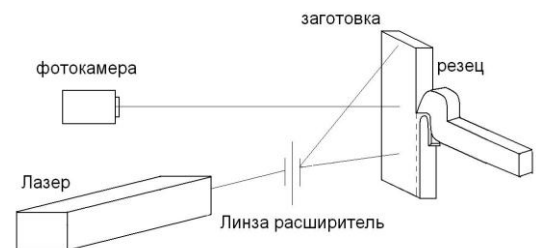


Рис. 4.22. Схема съемки спекл-фотографии

заготовки свет попадает на экран, где происходит интерференция волн света (наложение) базового и отражённого излучения. При деформации боковая поверхность резца и заготовки немного уширяется и расстояние до лазера уменьшается на сотые и тысячные доли микрометра, что и отражается на экране. Чем больше деформация объекта исследования, тем больше количество полос будет наблюдаться на экране.

4.5.3. Метод конечных элементов

Сущность метода конечных элементов (МКЭ) заключается в том, что рассматриваемая область разбивается на большое число отдельных элементов простой геометрической формы, связанных в узловых точках налагаемыми связями (рис. 4.23). Каждому элементу предписываются конкретные свойства, неизменные внутри каждого элемента. На узлы, являющимися общими для выделенного элемента и остальным телом инструмента, налагаются необходимые связи. К элементам рабочих поверхностей прикладываются

контактные нагрузки, после чего определяются деформации и напряжения в каждом элементе.

Это связано и с большей точностью расчета, и с наличием готовых универсальных программ для его реализации.

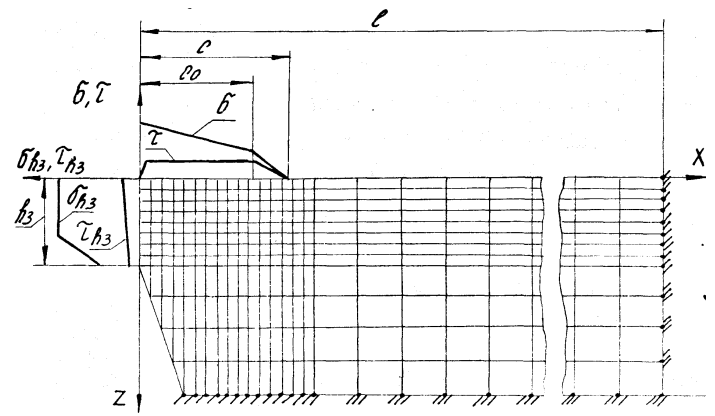


Рис. 4.23. Исходная схема расчёта напряжённо-деформированного состояния режущего клина изношенного инструмента

4.6. Оценка прочности режущего инструмента

Для оценки прочности режущего инструмента необходимо выбрать определённый критерий прочности, с которым будут сравниваться рассчитанные главные напряжения. При всестороннем действии нагрузок материал может выдержать напряжение намного большее, чем при одноосном нагружении. Поэтому необходимо учитывать все нагрузки, действующие одновременно на образец (элемент инструмента), а также и температуру в рассматриваемой области.

В настоящее время широко используется критерий предельного состояния, разработанный в институте проблем прочности АН УССР Г.С. Писаренко и А.А. Лебедевым. Основанный на современных представлениях о кинетике деформирования и разрушения материалов, критерий Писаренко-Лебедева обладает высокой достоверностью (выше 92%) и описывается следующим выражением:

$$\sigma_n = \chi \times \sigma_\tau + (1 - \chi) \times \sigma \times P \leq \sigma_B, \quad (4.21)$$

где: $\chi = \sigma_s / \sigma_{-s}$ - константа материала при заданных условиях работы - её величина характеризует степень участия в микроразрушении сдвиговой

деформации, создающей благоприятные условия для разрыхления материала и образования трещин;

$\sigma_{\epsilon}, \sigma_{-\epsilon}$ - величины предельного сопротивления материала при одноосном растяжении и сжатии;

σ_i - интенсивность напряжений в рассматриваемой точке:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \times \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (4.22)$$

$p = A^{1-j}$, здесь - A - константа материала, отражающая характер имеющихся в материале дефектов и размеры тела, т.е. отражающая статистическую сущность процесса разрушения;

$j = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_i$, - параметр напряжённого состояния, имеющий смысл жесткости нагружения.

Учитывая изменчивость свойств инструментальных материалов с ростом температуры, В.А.Остафьев рекомендует следующие критерии предельного состояния для сплавов группы WC-Co, когда температура $\theta < 870$ К:

$$\sigma_{\eta} = 0,24 \cdot \sigma_i + 0,76 \cdot \sigma_1 \cdot 0,8^{\frac{1 - \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_1}} \leq \sigma_{\eta}; \quad (4.23)$$

Запас прочности инструментального материала:

$$n = \sigma_{\epsilon} / \sigma_{\eta} \quad (4.24)$$

Для твердого сплава ВК8 с размером зерна от 1 до 2 мкм пределы прочности: при растяжении $\sigma_{\epsilon} = 780$ МПа, при сжатии $\sigma_{-\epsilon} = 4200$ МПа.

4.7. Постановка задачи на основе литературного обзора

На основе литературного обзора были сформулированы следующие основные задачи исследований:

1. Определение распределения внешних контактных нагрузок на поверхностях инструментов.
2. Создание 3D - модели режущего инструмента.

3. Изучение напряжённно-деформированного состояния (НДС) и прочности режущего клина с использованием метода конечных элементов.
4. Выявление причин отказа режущих инструментов при обработке по результатам исследований.
5. Исследование НДС инструмента при разном характере распределения контактных нагрузок на передней и задней поверхностях инструмента.
6. Исследование влияния формы и геометрических параметров фрезы на НДС режущего клина.
7. Исследование влияния подачи, глубины и скорости резания на НДС режущего клина.
8. Исследование влияния инструментального материала на НДС режущего клина.
9. Исследование влияния обрабатываемого материала на НДС режущего клина.
10. Определение оптимальной геометрии режущего клина с точки зрения его прочности при черновой обработке стали.

5. Методика выполнения работы

Современные компьютерные программы на основе применения математических методов и прикладных компьютерных технологий значительно снижают затраты на исследования.

Развитие компьютерных технологий и появление крупномасштабных научных программных обеспечений стали ключевым инструментом для исследования внутренних напряжений режущих инструментов. Это мощное и надёжное средство при исследовании поведения конструкций под действием разных факторов.

В настоящее время существует большое количество программных комплексов МКЭ, например, ANSYS, ABAQUS, COSMOS и др. Мы выбрали программное обеспечение ANSYS для анализа механических конструкций и внутренних напряжений.

Для того чтобы освоить расчёты методом конечных элементов в этой главе мы исследуем процесс свободного прямоугольного резания диска из обрабатываемого материала токарным резцом, проводим силовой статический и термический анализ с использованием программы ANSYS.

Программа ANSYS — мощная и удобная программа численного моделирования для широкого использования в разных отраслях производства. Она имеет следующие основные функции:

1. Формирование геометрической модели испытуемого образца;
2. Задание нагрузок и граничных условий с помощью встроенных специализированных инструментов;
3. Автоматическая генерация программного кода модели на языке APDL;
4. Выполнение расчёта и анализа результатов;
5. Создание визуальных результатов моделирования.

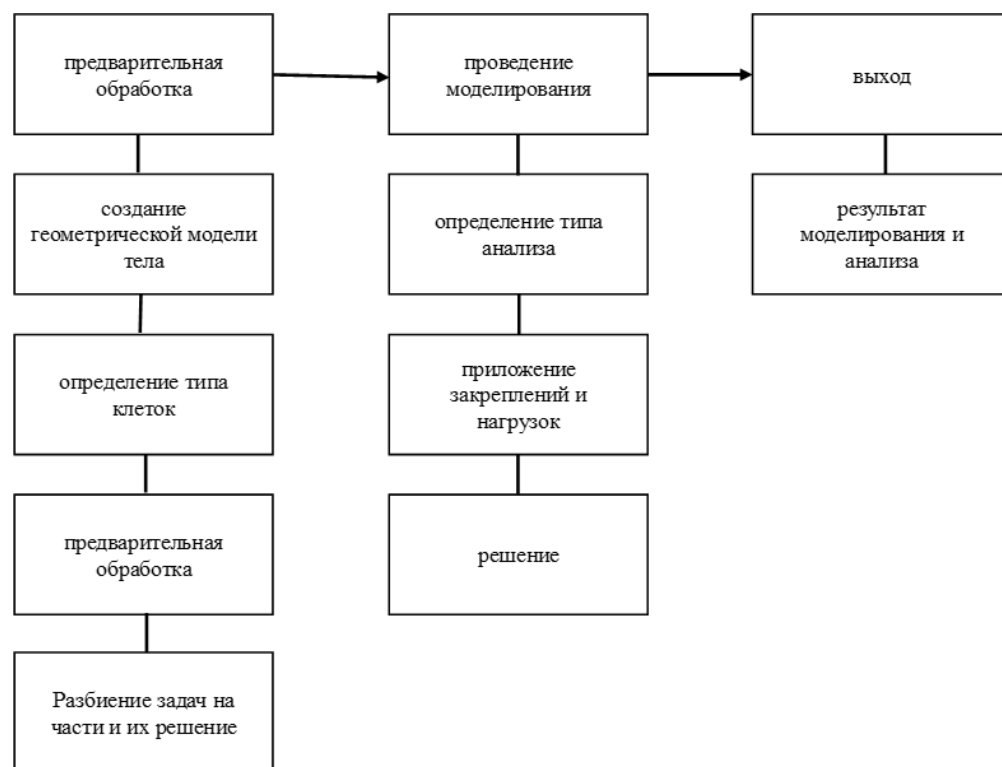


Рис. 5.1. Схема процесса моделирования МКЭ

Для удобства анализа процесса резания и стружкообразования лучше начать рассматривать прямоугольное свободное резание. В этом случае все процессы будут одинаковы в любом сечении, перпендикулярном главной режущей кромке, независимо от расстояния от боковой поверхности резца.

5.1. Приложение внешних нагрузок на передней и задней поверхностях

Чтобы оценить прочность инструмента, необходимо знать величины и характеры распределения контактных нагрузок на поверхностях инструмента.

На передней поверхности действует тангенциальная R_z и радиальная R_y составляющая сила, также и на задней поверхности.

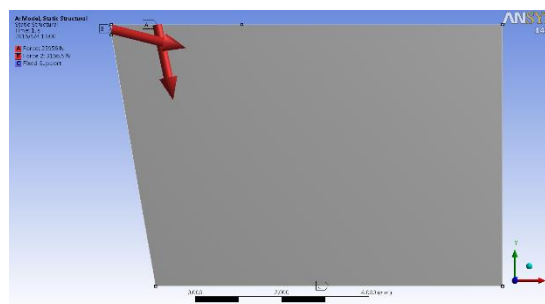


Рис. 5.2. Схема выделения сил на задней и передней поверхности

В этой главе внешняя нагрузка моделировалась приложением контактных нагрузок, величина и распределение которых была изучена Козловым В.Н. на кафедре ТАМП ТПУ.

Длина контакта стружки с передней поверхностью $C = 3$ мм.

Исследование распределения контактных нагрузок очень трудоёмкий и дорогостоящий процесс, при этом есть вероятность погрешности расчётов в связи с изменениями процесса стружкообразования из-за достаточной неустойчивости самого процесса резания. Поэтому рассмотрим, насколько погрешность распределения влияет на НДС инструмента. Изучим НДС режущего клина при действии трёх видов внешних нагрузок при одинаковой их общей величине:

1. Сосредоточенная нагрузка – наиболее простой вид нагружения и не требует специального исследования распределения внешних напряжений. На передней поверхности сосредоточенная нагрузка прикладывается в точке центра сил. Т.к. наибольшую долю сил создаёт нормальное напряжение (рис. 5.3, а), то этот центр обычно находится от режущей кромки на расстоянии $0,3$ длины контакта стружки с передней поверхностью C .

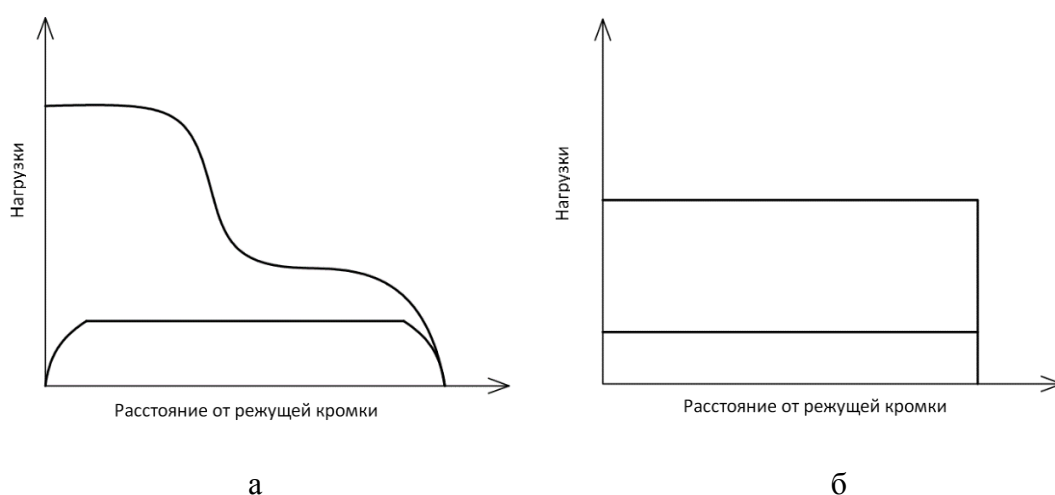


Рис. 5.3. Виды распределения контактных нагрузок на рабочей поверхности.

Верхний график – распределение нормального контактного напряжения, нижний – касательного

Для исключения появления огромных внутренних напряжений режущем клине в точке приложения сосредоточенной силы на передней поверхности, заменяем приложение силы в точке на равномерное нагружение на участке длиной $0,2 \cdot C$ и шириной, равной толщине (ширине) диска из обрабатываемого материала. Таким образом начало этого нагруженного участка начнётся на расстоянии $0,2 \cdot C$ от режущей кромки и закончится на расстоянии $0,4 \cdot C$ от режущей кромки.

На фаске задней поверхности, моделирующей износ, принимаем во внимание реальное распределение на ней контактных напряжений. При обработке титанового сплава BT3-1 на скорости резания 60 м/мин для ширины фаски на задней поверхности $h_3 \leq 0,2$ мм при $S=0,41$ мм/об и $h_3 \leq 0,4$ мм при $S=0,21$ мм/об на фаске имеется равномерное распределение (см. рис. 4.20). Аналогичный вид имеет распределение контактных напряжений на задней поверхности при обработке стали. Поэтому точка приложения должна располагаться от режущей кромки на расстоянии, равном половине ширины искусственной фаски износа по задней поверхности h_3 . Для исключения появления огромных внутренних напряжений режущем клине в точке приложения сосредоточенной силы, заменяем приложение силы на задней поверхности в точке на равномерное нагружение по всей ширине фаски по задней поверхности h_3 .

На передней поверхности действует нормальная сила $N_1 = 25386$ Н (сила А на рис. 5.4) и касательная сила $F_1 = 5412$ Н (сила В на рис. 5.4).

На задней поверхности действует нормальная сила $N_h = 3072$ Н, и касательная сила $F_h = 768$ Н.

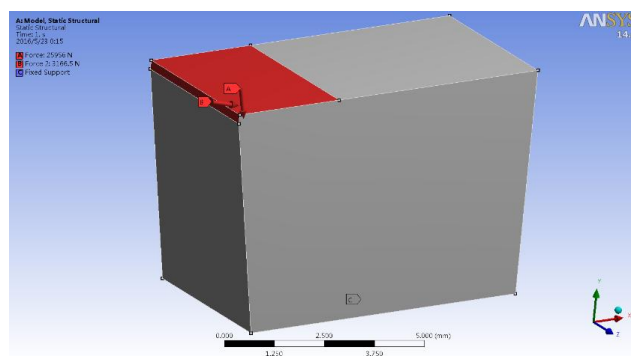


Рис. 5.4. Схема нагружения равномерно распределёнными контактными нагрузками

2. Равномерно распределённая (рис. 5.3, б и рис. 5.4). Действует равномерное распределение нормальных и касательных напряжений на всей длине контакта стружки с передней поверхностью и на фаске задней поверхности, моделирующей износ. Суммарные силы на передней и задней поверхностях такие же, что и при действии сосредоточенных нагрузках.

3. Нагрузка, распределённая по установленному закону (рис. 5.3, а).

Для приложения реальных внешних напряжений, действующих на передней поверхности, разбиваем участок длины контакта стружки с передней поверхностью на участки (рис. 5.4). В тех местах, где происходит интенсивное изменение контактных напряжений, разбиваем эпюры на более мелкие участки. Для приложения внешней нагрузки в узлах сетки МКЭ рассчитываем суммарные нормальную и касательную силы, действующую на этом участке (табл. 5.1). Для создания условий нагружения, более близкому к реальному, разбиваем длину контакта стружки с передней поверхностью резца на большое количество участков (в нашем исследовании это 30 участков).

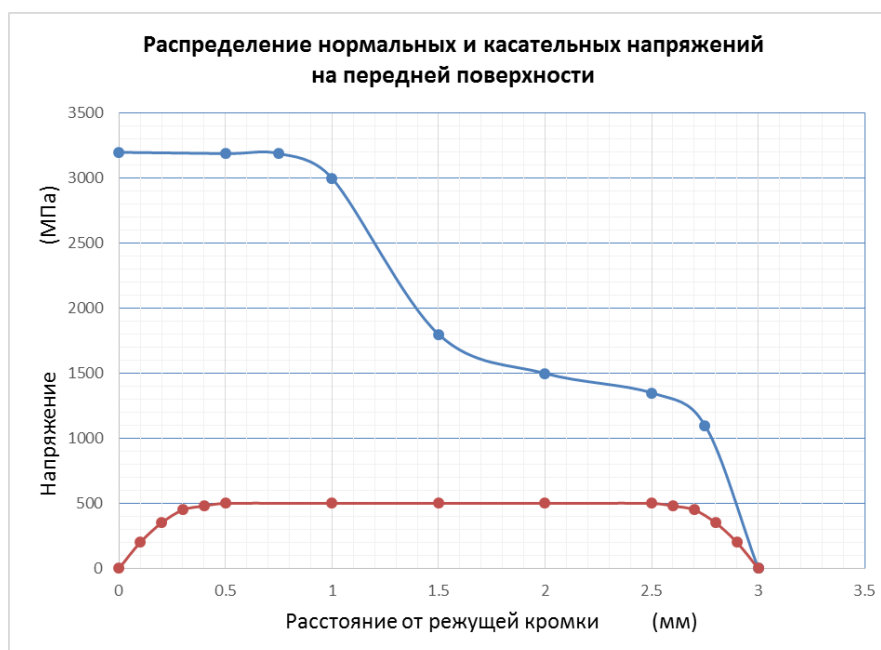


Рис.5.5. Распределение нормальных (верхний график) и касательных (нижний график) напряжений на передней поверхности

Табл. 5.1. Суммарные нормальная и касательная силы, действующие в узлах сетки МКЭ при приложении внешней нагрузки на переднюю поверхность, с учётом её реального распределения

№ узла	Нормальная сила, Н	Касательная сила, Н		№ узла	Нормальная сила, Н	Касательная сила, Н
1	1280	40		16	680	200
2	1280	120		17	660	200
3	1280	160		18	630	200
4	1280	190		19	620	200
5	1280	196		20	610	200
6	1280	200		21	590	200
7	1280	200		22	580	200
8	1280	200		23	568	200
9	1260	200		24	560	200
10	1220	200		25	550	200
11	1160	200		26	530	196
12	1060	200		27	508	190
13	940	200		28	440	160
14	840	200		29	280	120
15	760	200		30	100	40

5.2. Создание модели режущего инструмента

Для создания объёмного изображения можно использовать программное обеспечение SolidWorks. При принятии решения о размерах режущей части необходимо знать режимы резания. Принимаем, что за пределами режущей части упругих деформаций нет, т.е. имеется абсолютно жёсткий контакт по нижней и правой боковой опорной поверхностям. Увеличение подачи вызовет необходимость увеличения длины и толщины режущей пластины, т.к. произойдёт неизбежное увеличение сил резания и увеличится протяжённость зоны, в которой будут достаточно значительные упругие деформации. Режим резания при точении титанового сплава ВТ3-1: скорость резания $v=1$ м\с, радиальная подача: $s=0,21$ мм\об. Предварительные расчёты показали, что на расстоянии более 9 мм упругих деформаций твёрдосплавной режущей пластины практически нет. Влияние толщины пластины на НДС режущего

Клином нами будет изучено более подробно. Принимаем следующие геометрические параметры режущей части (рис. 5.6):

1. Передний угол: $\gamma=0^\circ$.
2. Главный задний угол: $\alpha=10^\circ$.
3. Ширина искусственной фаски на задней поверхности, моделирующая износ по задней поверхности $h_3=0,2$ мм.
4. Задний угол на этой фаске $\alpha_h = 0^\circ$.
5. Длина клина $a = 9$ мм.
6. Ширина клина $b = 4$ мм.
7. Толщина расчётной зоны $h_{\text{расч}}$ (толщина режущей пластины) будет изменяться от 2 до 20 мм.

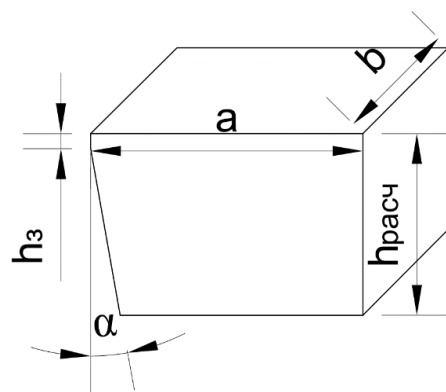


Рис. 5.6. Геометрические параметры режущей части

Режущий клин разбивается на прямоугольные и треугольные элементы (в зависимости от геометрии режущего клина). Чем их больше, тем выше точность расчёта. Обычная схема разбивки, выбранная система координат и характер наложенных связей на опорные узлы приведены на рис. 5.7.

С одной стороны, сгущение сетки повышает точность, с другой — неограниченное сгущение может намного увеличивать трудоёмкость компьютера, даже потерять точности решения.

При нашем моделировании принимаем количество узлов 30 492, и количество элементов 27 520.

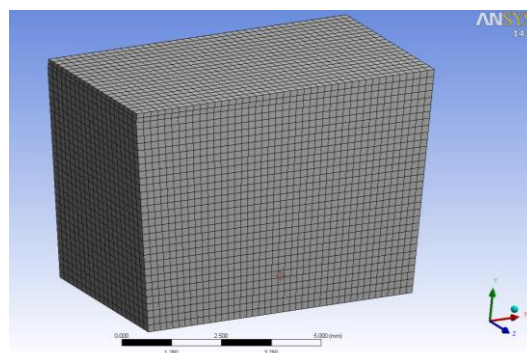


Рис. 5.7. Исходная схема расчёта НДС режущего клина изношенного инструмента

На модель режущей пластины накладываем закрепление (рис. 5.8), т.е. считаем, что даже упругих деформаций нет за пределами выделенного контура. Это уменьшит объём расчётов и время на их выполнение.

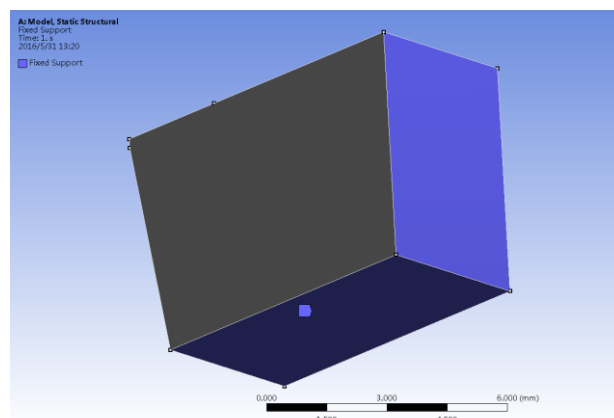


Рис. 5.8. Схема задания крепления

5.3. Задание физико-механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов

Для расчёта по программе необходимо задать физико-механические характеристики (ФМХ) инструментального материала для элементов. При расчётах принимались физико-механические характеристики разных инструментальных материалов (табл. 5.2 и 5.3).

Табл. 5.2. Характеристики твёрдого сплава ВК8

Плотность ρ	14600 кг/м ³
Модуль упругости E	600000 Мпа
Коэффициент Пуассона μ	0,2
Линейный коэффициент теплового расширения α	0,000005град ⁻¹
Коэффициент теплопроводности λ	0,014кал/(мм * сек * град)
Теплоёмкость C	40кал/град

Табл. 5.3. Характеристики быстрорежущей стали Р6М5

Плотность ρ	8300 кг/м ³
Модуль упругости E	250000 МПа
Коэффициент Пуассона μ	0,3
Коэффициент теплопроводности λ	0,669 кал/(мм * сек * град) =20 Вт/(м·К)

У быстрорежущей стали Р6М5 повышенная вязкость, хорошее сопротивление износу и хорошая шлифуемость.

5.4. Расчёт внутренних напряжений и деформаций в режущем клине

Рассмотрим НДС режущей пластины при наложении внешних напряжений, имеющих реальный характер распределения, при толщине режущей пластины 2 мм ($h=2$ мм) (рис. 5.9). Видно что, у режущей кромки сжимающие нормальные напряжения превышают предел прочности на сжатие (4200 МПа) [18, 19, 20, 21, 22].

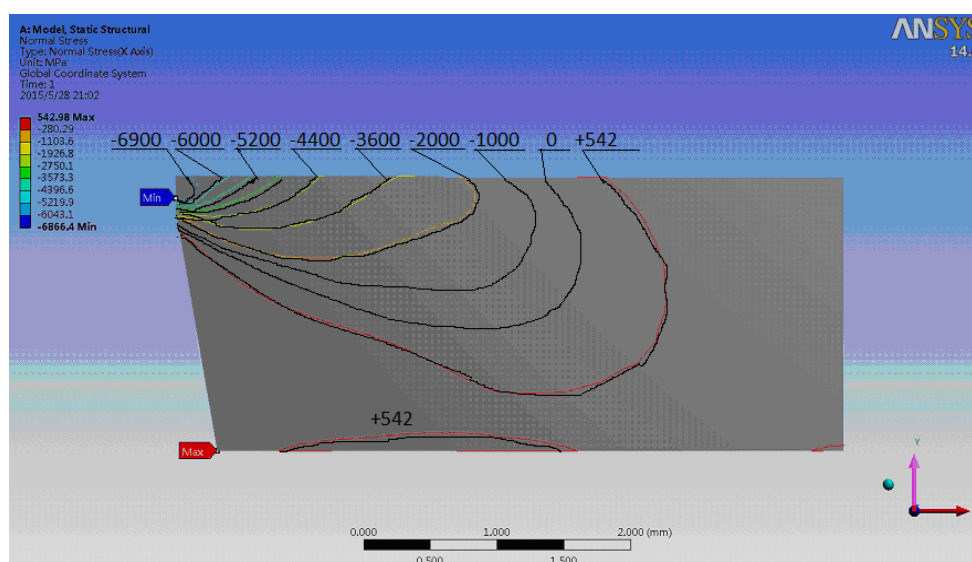


Рис. 5.9. Распределение главного нормального напряжения σ (МПа) в режущем клине при толщине пластины $h=2$ мм. ВТ3-1 – ВК8, $\gamma=0^\circ$, $v=1$ м\с, $s=0,21$ мм\об, $h_q=0,2$ мм

Вдали от режущей кромки имеются растягивающие напряжения, приближающиеся к пределу прочности на растяжение (780 МПа), что объясняет разрушение режущей пластины в области, удалённой от места приложения нагрузки.[14, 15, 16]

5.5. Расчёт температур в режущем клине и на поверхностях инструмента.

Стойкость режущего инструмента во многом зависит от температуры рабочих поверхностей инструмента.

Расчёт температуры методом конечных элементов заключается в том, что инструмент, стружка и заготовка разбиваются на квадратные, прямоугольные и треугольные элементы (конечные элементы), задаются режимы резания, теплопроводность и теплоёмкость инструментального и обрабатываемого материала и другие механические и теплофизические характеристики.

Дальнейший расчёт может выполняться моделированием процесса резания или с заданием температуры на рабочих поверхностях на основании дополнительных экспериментальных исследований температуры.

Первый способ очень трудоёмкий, требует использования симуляции, уравнений теплового баланса, мощного компьютера, но не обладает высокой точностью из-за сложности процесса резания и существенного отличия практики от теории.

Второй способ считается более точным, поскольку изначально задаётся реальное распределение температуры и её величина. По специальной программе на компьютере (например, ANSYS) рассчитывается температура и напряжения в центре каждого элемента. Расчёт производится многократно,

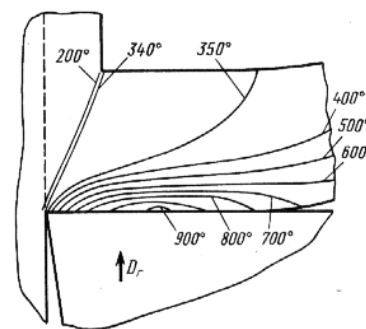


Рис. 5.10. Распределение температуры в стружке при резании стали 45 резцом из T15K6. $V=150$ м/мин, $S=0,3$ мм/об, $\gamma=0^\circ$, $\alpha=10^\circ$, $\varphi=45^\circ$.

в каждой следующей серии расчётов используются данные от предыдущего расчёта, в результате чего точность увеличивается.

На рис. 5.10. представлено распределение температуры в стружке, полученное по данным тепловизора. Наибольшая температура на поверхности резца наблюдается не у режущей кромки, а на небольшом удалении от неё (рис. 5.10). Это подтверждает версию о том, что тепло не сразу доходит до прирезцовой части стружки и передней поверхности инструмента из средней части зоны стружкообразования.

Задав температурное поле на передней и задней поверхности резца при свободном прямоугольном резании стали, полученное по данным тепловизора (рис. 5.11, а), рассчитываем распределение температуры в режущем клине. По окончании расчёта точки с одинаковыми величинами температур соединяются линией и получаются изотермы, которые представлены на рис. 5.11, б.

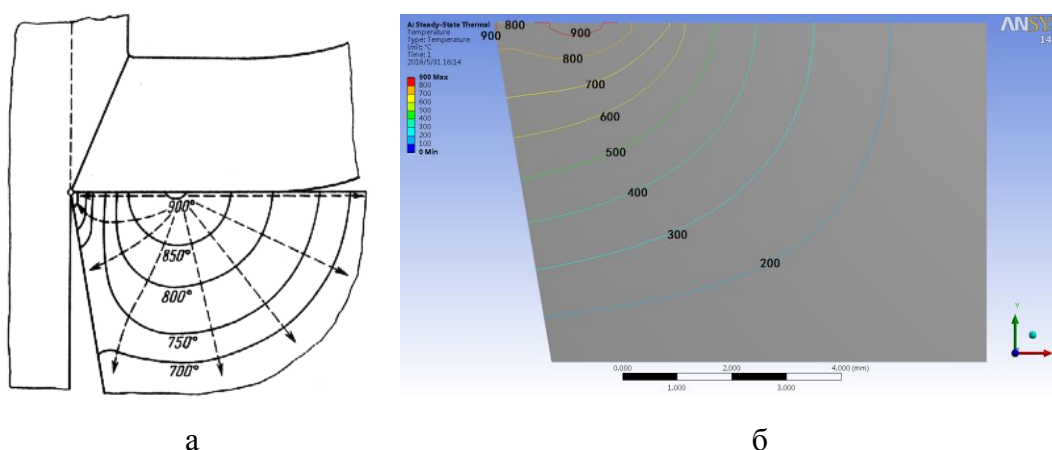


Рис.5.11. Распределение температуры в главной секущей плоскости при обработке стали 45 резцом из T15K6. $V=150$ м/мин, $S=0,3$ мм/об, $\gamma=0^\circ$, $\alpha=10^\circ$, $\varphi=45^\circ$: а – по результатам тепловизора, б – по результатам расчёта МКЭ для прямоугольного свободного резания стального диска резцом из T15K6

Сравнение результатов моделирования с результатами эксперимента показывает достаточно хорошее совпадение распределение температуры в режущем клине.

6. Исследование прочности дисковой фрезы

Дисковые фрезы предназначены для обработки плоскостей, уступов и пазов. Различают дисковые фрезы цельные и со вставными зубьями. Цельные дисковые фрезы делятся на пазовые, пазовые затылованные, трёхсторонние с прямыми зубьями, трёхсторонние с разнонаправленными мелкими и нормальными зубьями[26].

Дисковые фрезы со вставными ножами, оснащённые напайными пластинами из твёрдого сплава, бывают трёхсторонние и двусторонние. Трёхсторонние дисковые фрезы применяют для фрезерования пазов, а двусторонние – для фрезерования уступов и плоскостей.

6.1. Подготовка исходных данных для моделирования

В соответствие с ГОСТ 5348-69 для трёхсторонних фрез заносим в табл. 6.1 размеры фрезы.

Табл. 6.1. Геометрические параметры фрезы

Наружный диаметр фрезы D	150 мм
Диаметр отверстия d	52 мм
Число зубьев z	10
Ширина фрезы B	10 мм
Задний угол на вершинной режущей кромке, α_v	20°
Ширина зуба, C	10 мм
Передний угол, γ	0°
Полная высота зуба, H	9 мм
Ширина шпонки, b	13 мм
Высота паза, h	4 мм

По табл. 6.1. создаём 3D модель дисковой фрезы (рис. 6.1.)

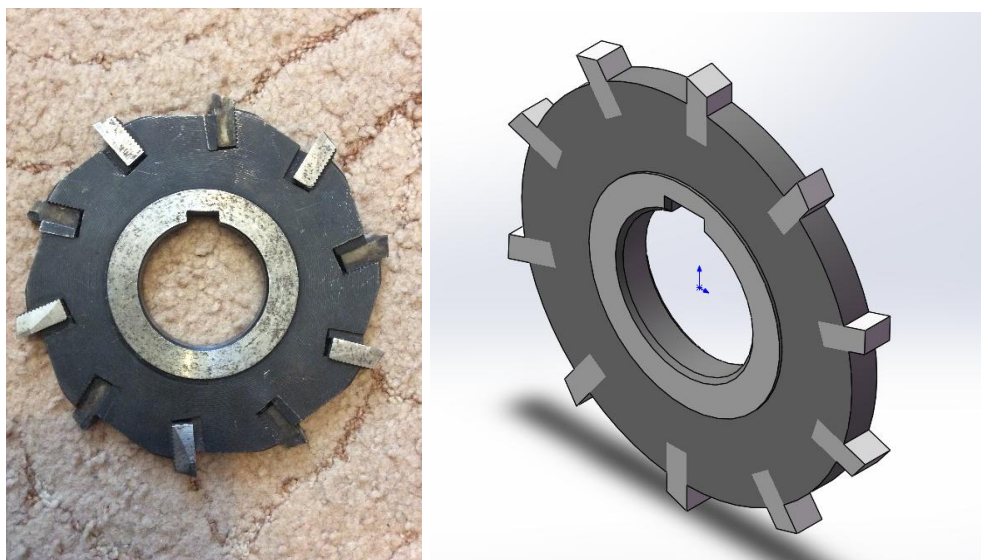


Рис. 6.1. 3D модель дисковой фрезы

Фрезы дисковые, режущие зубья которых сделаны из быстрорежущей стали, например Р6М5, обладают хорошей прочностью[39] и достаточно высокой твёрдостью (HRC 63-65,3).

Назначение режимов резания выполняем в соответствии с рекомендациями [1-1]. Для чернового фрезерования назначаем встречное фрезерование (рис. 6.2, а).

Достоинства встречного фрезерования:

- 1) Нагрузка на зуб фрезы возрастает постепенно, от нуля при врезании (т.к. $a_{нач} = 0$ мм) до максимума ($a_{конечн} = a_{max}$) на выходе из контакта;
- 2) Зубья фрезы работают из-под «корки», выламывая её снизу, начинают врезаться в уже обработанную чистую поверхность, что уменьшает износ при фрезеровании поковок с поверхностью, покрытой окалиной и наклёпанным слоем, а также литых заготовок;

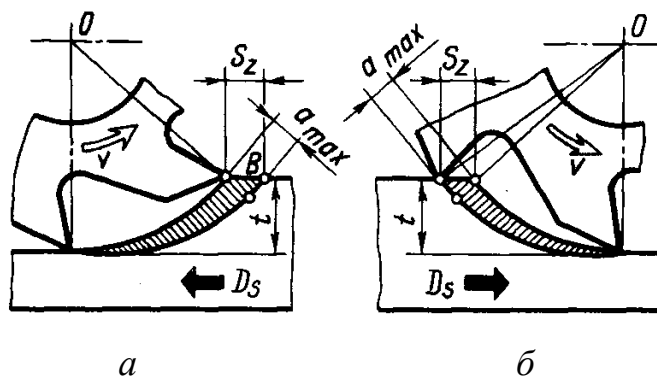


Рис. 6.2. Схемы фрезерования: а – встречное фрезерование; б – попутное

3) Составляющая сила резания P_z направлена против движения подачи D_s , поэтому при этой схеме зазоры между боковыми поверхностями резьбы ходового винта и гайкой стола всегда выбраны, что, в отличие от попутного фрезерования, позволяет избежать рывков, т.е. резкого перемещения стола с гайкой в направлении действия силы резания, при врезании очередного зуба.

Выбираем по справочнику подачу на зуб. При черновом фрезеровании пазов в стальной заготовке дисковыми фрезами из быстрорежущей стали Р6М5 подача на зуб составляет 0,12-0,2 мм/зуб при повышенной жёсткости системы СПИД и мощности станка от 5 до 10 кВт (40, стр. 283, табл. 34). При черновом фрезеровании пазов в стальной заготовке дисковыми фрезами с напайными пластинами из твёрдого сплава Т15К6 и мощности станка от 5 до 10 кВт подача на зуб составляет 0,04-0,09 мм/зуб (4, стр. 283, табл. 33).

Рассчитываем скорость резания – окружную скорость фрезы, м/мин:

$$V_{расч} = \frac{C_v D^q}{T^m t^x s_z^y B^u z^p} K_v \quad (6.1)$$

где C_v, q, x, y, u, p, m – коэффициент и показатели степени в формуле (6.1), которые определяем в табл. 39 (40, стр. 286) и заносим в табл. 6.2;

T – стойкость фрезы, $T = 150$ мин (40, стр. 290);

K_v – коэффициент, зависящий от марки обрабатываемого и инструментального материалов, состояния обрабатываемой поверхности.

$$K_v = K_{mv} \cdot K_{pv} \cdot K_{iv} \quad (40, \text{стр. 282});$$

где $K_{mv} = K_g \left(\frac{750}{\sigma_B} \right)^{n_v}$, (40, стр. 261). Для обрабатываемого материала – стали

35ХГСА, – предел прочности на растяжение $\sigma_B = 1600$ МПа. Тогда:

$$K_{mv} = K_g \left(\frac{750}{\sigma_B} \right)^{n_v} = 0,7 \left(\frac{750}{1600} \right)^1 = 0,328.$$

$$K_v = K_{mv} \cdot K_{pv} \cdot K_{iv} = 0,328 \cdot 1 \cdot 1 = 0,328.$$

$$V_{расч} = \frac{C_v D^q}{T^m t^x s_z^y B^u z^p} K_v = \frac{53 \cdot 150^{0,25}}{150^{0,2} \cdot 10^{0,3} \cdot 0,2^{0,2} \cdot 10^{0,2} \cdot 10^{0,1}} \cdot 0,328$$

$$= 185,48 / (2,72 \cdot 2 \cdot 0,72 \cdot 2 \cdot 1,26) = 6,16 \text{ м/мин.}$$

Рассчитываем частоту вращения фрезы

$$n = 1000 \cdot V_{\text{расч}} / (\pi \cdot D) = 1000 \cdot 6,16 / (\pi \cdot 150) = 13 \text{ об/мин.}$$

Принимаем $n = 13 \text{ об/мин.}$

Рассчитываем минутную подачу: $s_{\text{мин}} = s_z \cdot n = 0,2 \cdot 13 = 2,6 \text{ мм/мин.}$

Таблица 6.2. Коэффициент и показатели степени в формуле расчёта скорости резания при фрезеровании[3]

Фрезы	Матер. реж. части	Операция	B	t	s_z	C_v	q	x	y	u	p	m
Прорезные и отрезные	P6M5*2	Прорезание пазов и отрезание	—	—	—	53	0,25	0,3	0,2	0,2	0,1	0,2

*2 – при охлаждении СОЖ.

Для определения силы, действующую на зуб фрезы, рассматриваем случай прорезания паза отрезным резцом, ширина которого равна ширине зуба фрезы (10 мм). Для отрезания глубина резания t – это длина лезвия резца, т.е. в нашем случае 10 мм. Подача s будет равна подаче на оборот фрезы $s_z = 0,2 \text{ мм/зуб}$, т.е. $s_{\text{об}} = 2 \text{ мм/об}$.

Главная составляющая силы резания, действующая на зуб при фрезеровании – окружная сила P_z , описывается следующим выражением:

$$P_{z,y,x} = 10 C_p t^x s^y v^n K_p, \quad (\text{Н}) \quad (6.3)$$

где: t – длина лезвия резца, мм; s – подача, мм/об; v — скорость резания, м/мин; K_p – поправочный коэффициент на обрабатываемый материал.

Коэффициент C_p и показатели степени x , y , n для конкретных (расчетных) условий обработки для каждой из составляющих силы резания приведены в табл. 6.3 (40, стр. 291).

Таблица 6.3. Коэффициент C_p и показатели степени x , y , n для расчёта силы резания при прорезании паза отрезным резцом

Обрабатываемый материал	Материал рабочей части резца	Коэффициент и показатели степени в формулах для составляющих											
		тангенциальной P_z				радиальной P_y				осевой P_x			
		C_p	x	y	n	C_p	x	y	n	C_p	x	y	n

Конструкционная сталь и стальные отливки, $\sigma_B = 750 \text{ МПа}$	Твердый сплав	Вид обработки												
		Наружное продольное и поперечное точение и растачивание	300	1,0	0,75	-0,15	243	0,9	0,6	-0,3	339	1,0	0,5	-0,4
		Наружное продольное точение резцами с дополнительным лезвием	384	0,90	0,90	-0,15	355	0,6	0,8	-0,3	241	1,05	0,2	-0,4
		Отрезание и прорезание	408	0,72	0,8	0	173	0,73	0,67	0	—	—	—	—
		Нарезание резьбы	148	—	1,7	0,71	—	—	—	—	—	—	—	—
	Быстрорежущая сталь	Наружное продольное точение, подрезание и растачивание	200	1,0	0,75	0	125	0,9	0,75	0	67	1,2	0,65	0
		Отрезание и прорезание	247	1,0	1,0	0	—	—	—	—	—	—	—	—
		Фасонное точение	212	1,0	1,0	0	—	—	—	—	—	—	—	—

Поправочный коэффициент K_p представляет собой произведение ряда коэффициентов ($K_p = K_{mp}K_{\varphi p}K_{\gamma p}K_{\lambda p}K_{rp}$), учитывающих фактические условия резания. Численные значения этих коэффициентов приведены в табл. 6.4. и 6.5 (40 тр. 264).

$$K_{mp} = \left(\frac{\sigma_s}{750} \right)^{n_v} = \left(\frac{1600}{750} \right)^{0,3} = 1,3.$$

Табл. 6.4. Поправочный коэффициент K_{mp} для стали и чугуна, учитывающий влияние качества обрабатываемого материала на силовые зависимости

Обрабатываемый материал	Расчетная формула	Показатель степени n при определении		
		составляющей P_z силы резания при обработке резцами	крутящего момента M и осевой силы P_o при сверлении, рассверливании и зенкерении	окружной силы резания P_z при фрезеровании
Конструкционная углеродистая и легированная сталь σ_B , МПа: ≤ 600 > 600	$K_{mp} = \left(\frac{\sigma_s}{750} \right)^{n_v}$	0,75/0,35	0,75/0,75	0,3/0,3
		0,75/0,75	0,75/0,75	0,3/0,3

Примечание. В числителе приведены значения показателя степени n для твердого сплава, в знаменателе – для быстрорежущей стали.

Табл. 6.5. Поправочные коэффициенты, учитывающие влияние геометрических параметров режущей части инструмента на составляющие силы резания при обработке стали и чугуна

Параметры		Материал режущей части инструмента	Поправочные коэффициенты			
Наименование	Величина		Обозначение	Величина коэффициента для составляющих		
				тангенциальной	радиальной	осевой P_x

				P_z	P_y	
Главный угол в плане φ°	30	Твердый сплав	$K_{\varphi p}$	1,08	1,30	0,78
	45			1,0	1,0	1,0
	60			0,94	0,77	1,11
	90			0,89	0,50	1,17
	30	Быстрорежущая сталь	$K_{\varphi p}$	1,08	1,63	0,70
	45			1,0	1,0	1,00
	60			0,98	0,71	1,27
	90			1,08	0,44	1,82
Передний угол γ°	-15	Твердый сплав	$K_{\gamma p}$	1,25	2,0	2,0
	0			1,1	1,4	1,4
	10			1,0	1,0	1,0
Передний угол γ°	12 - 15	Быстрорежущая сталь	$K_{\gamma p}$	1,15	1,6	1,7
	20 - 25			1,0	1,0	1,0
Угол наклона главного лезвия λ°	-5	Твердый сплав	$K_{\lambda p}$		0,75	1,07
	0			1,0	1,0	1,0
	5				1,25	0,85
	15				1,7	0,65
Радиус при вершине r , мм	0,5	Быстрорежущая сталь	K_{rp}	0,87	0,66	1,0
	1,0			0,93	0,82	
	2,0			1,0	1,0	
	3,0			1,04	1,14	
	4,0			1,10	1,33	

Таблица 6.6. Коэффициент и показатели степени в формулах для составляющих силы резания

	Ср	х	у	п
тангенциальной P_z	247	1,0	1,0	0
радиальной P_y	173	0,73	0,67	0

Величина коэффициента K_p для тангенциальной составляющей силы резания P_z :

$$K_p = K_{mp} K_{\varphi p} K_{\gamma p} K_{\lambda p} K_{rp} = 1,3 \cdot 1,08 \cdot 1,1 \cdot 1 \cdot 0,67 = 1,03.$$

Величина коэффициента K_p для радиальной составляющей силы резания P_y :

$$K_p = K_{mp} K_{\varphi p} K_{\gamma p} K_{\lambda p} K_{rp} = 1,3 \cdot 0,44 \cdot 1,4 \cdot 1 \cdot 0,52 = 0,41.$$

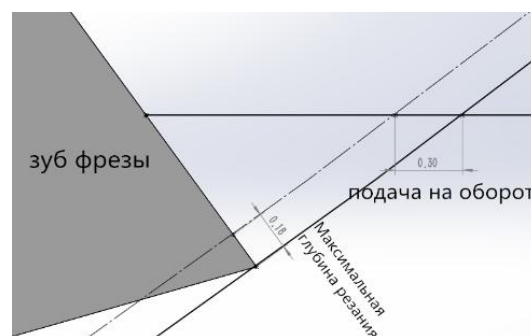
Табл. 6.7. Подачи, мм/об, при прорезании пазов и отрезании

Диаметр обработки, мм	Ширина резца, мм	Обрабатываемый материал	
		Сталь конструкционная углеродистая и легированная, стальное литье	Чугун, медные и алюминиевые сплавы
токарные и токарно-револьверные станки			
До 20	3	0,06-0,08	0,11-0,14
20...40	3 - 4	0,1-0,12	0,16-0,19
40...60	4 - 5	0,13-0,16	0,20-0,24
60...100	5 - 8	0,16-0,23	0,24-0,32
100...150	6 - 10	0,18-0,26	0,3-0,4
150	10 - 15	0,28-0,36	0,4-0,55

При диаметре фрезы $D = 150\text{мм}$, подача на зуб $s_z = 0,03\text{мм/зуб}$ (40, стр. 284, табл. 35), при максимально допустимой глубине фрезерования $t = 15\text{мм}$,

$$s_{об} = s_z \cdot Z = 0,03 \times 10 = 0,3\text{мм/об};$$

Из геометрических построений для встречного фрезерования (рис. 6.3.) определяем максимальную толщину среза a (мм), которую будем



использовать в расчётах силы резания как подачу s (мм/об): $s = a = 0,18$ (мм/об)

Длина контакта стружки с передней поверхностью зуба фрезы:

$$c = 5s = 5 \times 0,18 = 0,9 \approx 1\text{мм}$$

Таблица 6.8. Данные для расчёта составляющих силы резани

длина лезвия резца, t	10 мм
максимальная толщина среза a , или подача s	0,18 мм/об
K_p , тангенциальной P_z	1,03

K_p , радиальной P_y	0,41
--------------------------	------

Рассчитываем силы резания, которые действуют на передней поверхности.

Тангенциальная составляющая:

$$P_z = 10C_p t^x s^y v^n K_p = 10 \times 247 \times 10^1 \times 0,18^1 \times 6^0 \times 1,03 = 4580 \text{ Н}$$

Радиальная составляющая:

$$P_y = 10C_p t^x s^y v^n K_p = 10 \times 173 \times 10^{0,73} \times 0,18^{0,67} \times 6^0 \times 0,41 = 1208 \text{ Н}$$

При незначительном износе по задней поверхности будут действовать незначительные дополнительные силы. На фаске задней поверхности $h_z=0.1$ мм: нормальная сила $N_h = 916$ Н, касательная сила $F_h = 242$ Н.

6.2. Расчёт НДС зуба фрезы и места крепления вставки

Исходная схема расчёта напряжённо-деформированного состояния режущего клина дисковой фрезы:

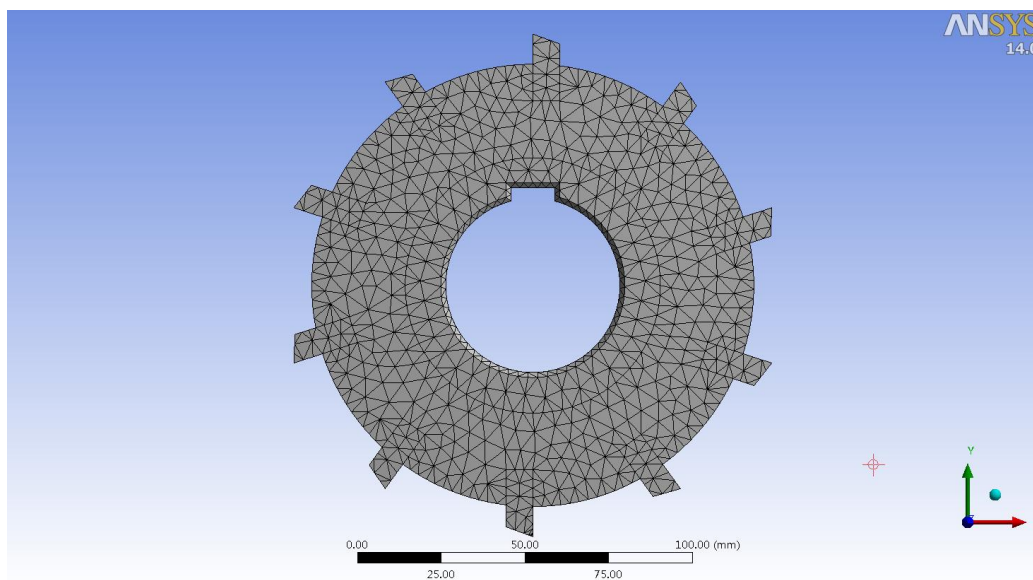


Рис.6.4. Исходная схема расчёта напряжённо-деформированного состояния цельной дисковой фрезы

При слишком большом числе элементов возрастает трудоёмкость описания исходных данных, время счета и вероятность сбоя компьютера. В то

же время размеры элементов должны быть достаточно малы для увеличения точности расчёта и увеличения разрешающей способности. Поэтому было решено ограничиться расчётом небольшой области режущего клина вблизи режущей кромки (рис. 6.5), а не рассчитывать всё тело фрезы.

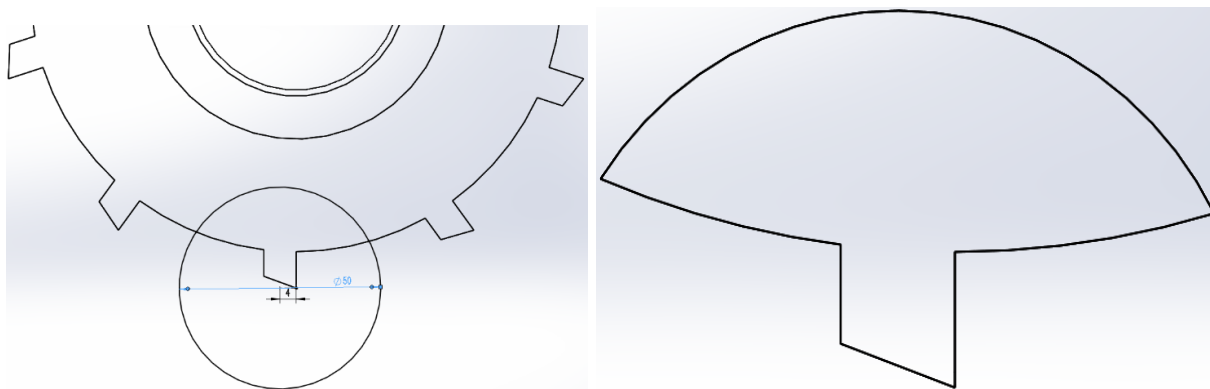


Рис. 6.5. Расчётная область режущего клина

Выделенный сектор с зубом фрезы разбивается на конечные элементы (рис. 6.6.):

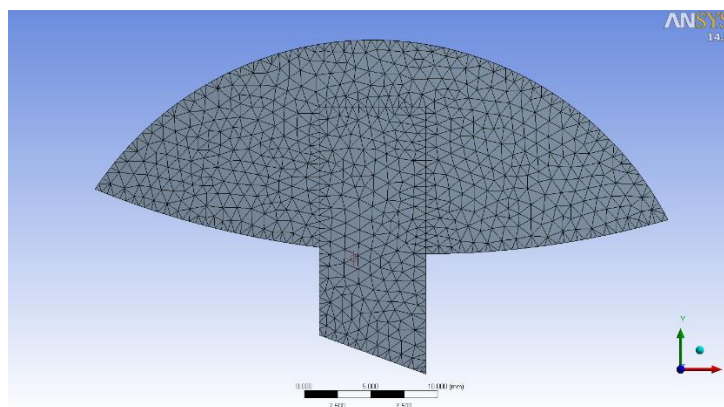


Рис. 6.6. Исходная схема расчёта напряжённо-деформированного состояния сектора дисковой фрезы

В результате расчёта МКЭ с использованием программы ANSYS, мы получили распределение деформации режущего клина и распределение эквивалентных напряжений при фрезеровании стали 35ХГСА дисковой фрезой с ножами из быстрорежущей стали (рис. 6.7 и 6.8).

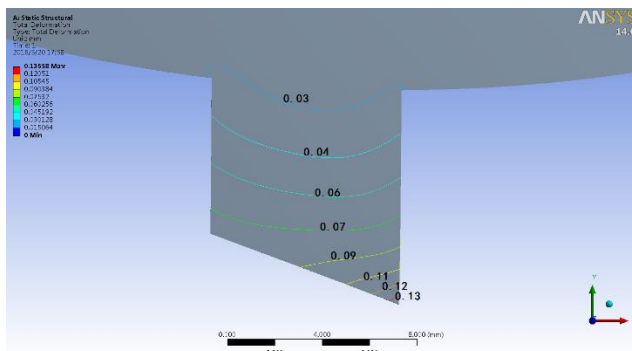


Рис. 6.7. Деформация в остром зубе фрезы.
Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

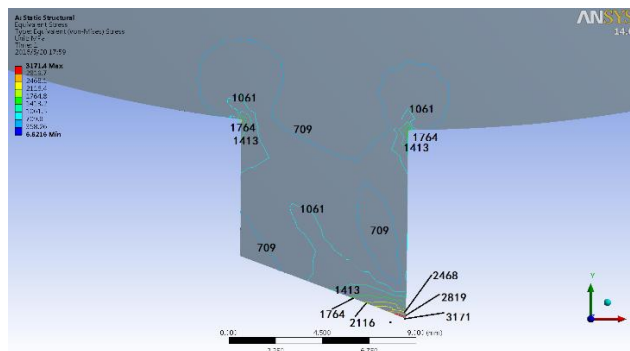
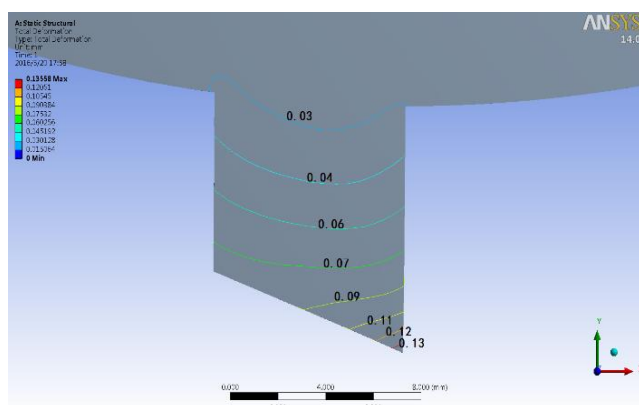
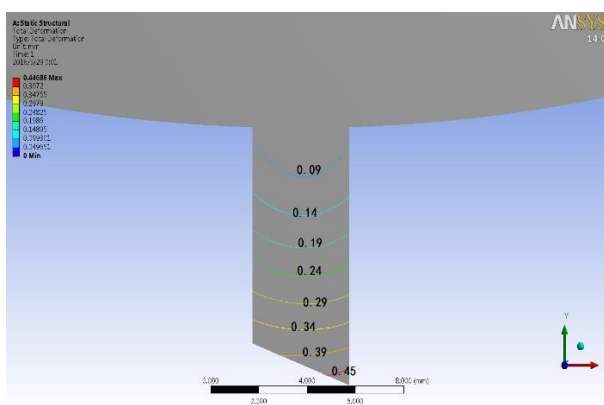


Рис. 6.8. Распределение эквивалентных напряжений в остром зубе фрезы. Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

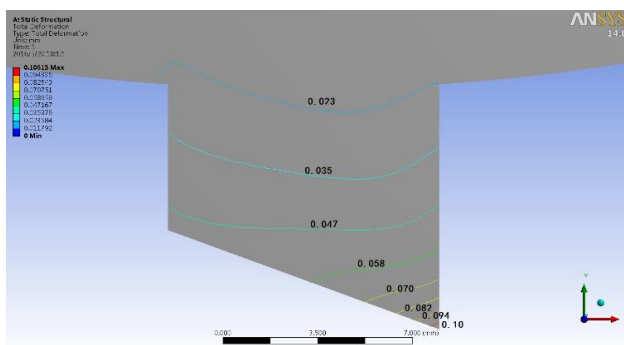
Из рис. 6.7. и рис 6.8. видно что, у режущей кромки острого зуба возникает большая деформация и большое напряжение, приближающееся к пределу прочности материала на сжатие. Вдали от режущей кромки имеются напряжения, приближающиеся к пределу прочности на растяжение, что объясняет разрушение режущей пластины в области, удалённой от места приложения нагрузки. В области впадины зуба фрезы возникает повышенное местное напряжение. Значит под действием одинаковой силы, в этой области скорее возникают нарушения, чем остальной области инструмента.

6.3. Исследование НДС зуба фрезы при разной толщине режущей пластины

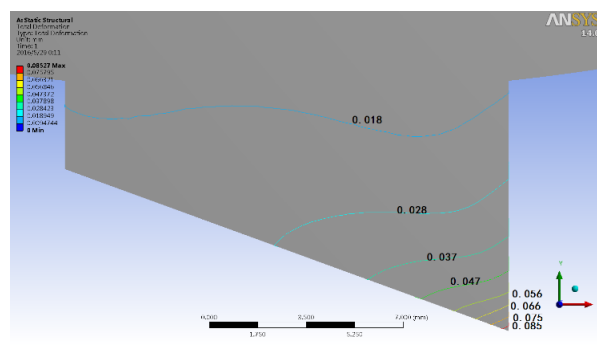
При разной толщине режущей пластины эквивалентные напряжения изменяются[27, 29, 30, 33, 34, 35].



а. Деформация при толщине $h=4$ мм



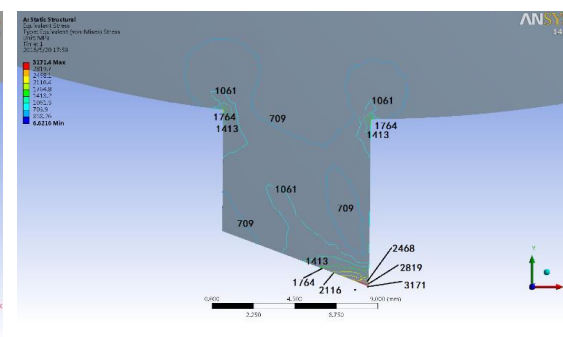
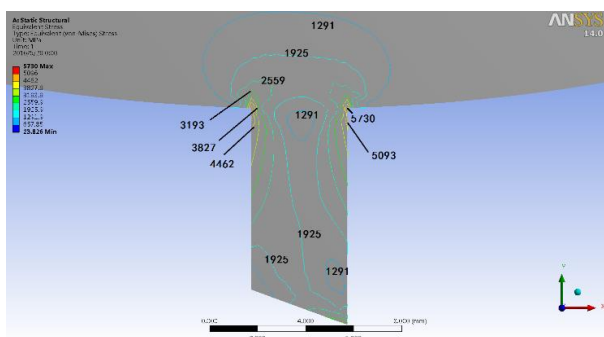
б. Деформация при толщине $h=8$ мм



с. Деформация при толщине $h=10$ мм

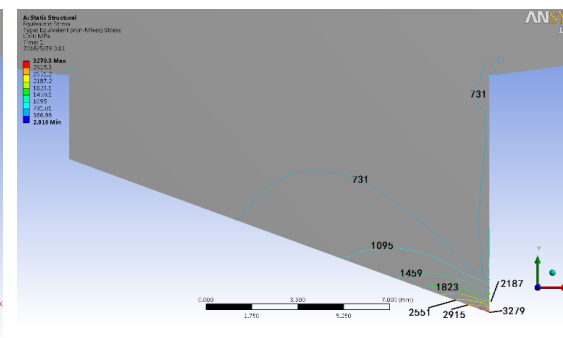
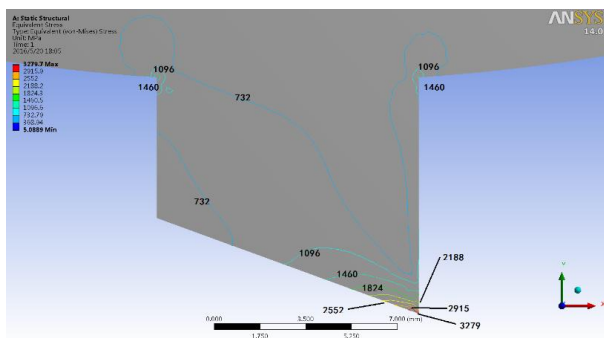
д. Деформация при толщине $h=16$ мм

Рис. 6.9. Деформация в режущем клине при разной толщине h режущей пластины. Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин



а. Напряжения при толщине $h=4$ мм

б. Напряжения при толщине $h=8$ мм



с. Напряжения при толщине $h=10$ мм

д. Напряжения при толщине $h=16$ мм

Рис. 6.10. Распределение эквивалентных напряжений при разной толщине режущей пластины. Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

Из рис. 6.9. и рис 6.10. видно что, при обработке режущей пластиной с толщиной менее 5 мм возникают большие напряжения, превышающие предел прочности быстрорежущей стали, что приводит к выкрашиванию главной режущей кромки.

В наибольшей степени толщина режущей пластины h влияет на величину наибольшего сжимающего напряжения в режущем клине при $h \leq 5$ мм. При дальнейшем увеличении толщины пластины это влияние существенно уменьшается, а при $h > 10$ мм изменение толщины пластины практически не влияет на величину наибольшего эквивалентного напряжения у режущей кромки.

6.4. Исследование НДС инструмента при разном характере распределения контактных нагрузок

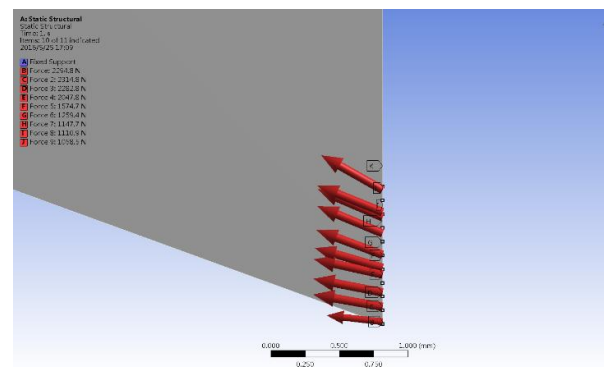
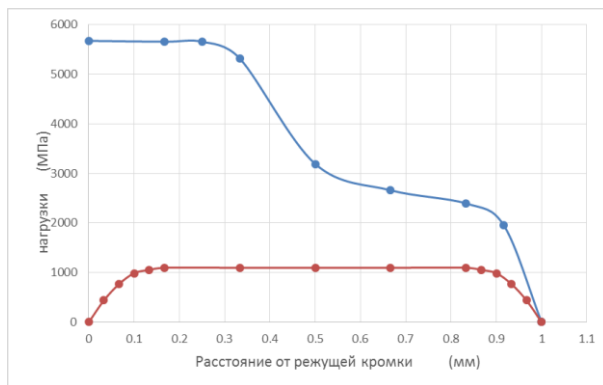
Суммарные силы, действующие на длине контакта стружки с передней поверхностью:

$$P_z = P_{z1} + P_{z2} = 4580 + 10432 = 15012 \text{ Н}$$

$$P_y = P_{y1} + P_{y2} = 1208 + 2752 = 3960 \text{ Н}$$

Таблица 6.11. Силы, действующие в узлах сетки

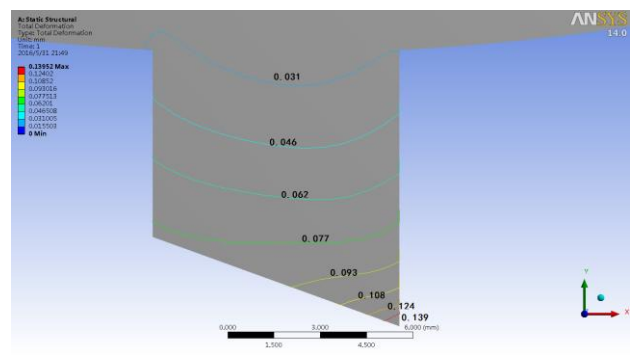
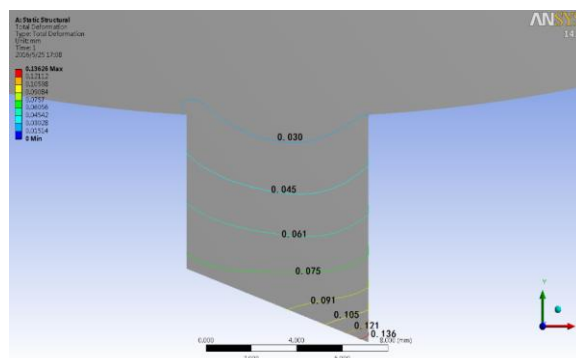
№ узла	Нормальная сила, Н	Касательная сила, Н
1	2280	260
2	2280	400
3	2240	440
4	2000	440
5	1512	440
6	1180	440
7	1060	440
8	1020	440
9	980	400
10	460	260
Общая сила на пластине:	15012	3960



а. Распределение контактных напряжений на передней поверхности

б. Задание внешней нагрузки на передней поверхности

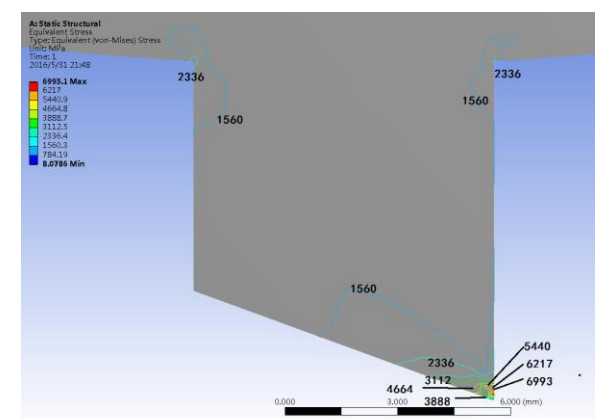
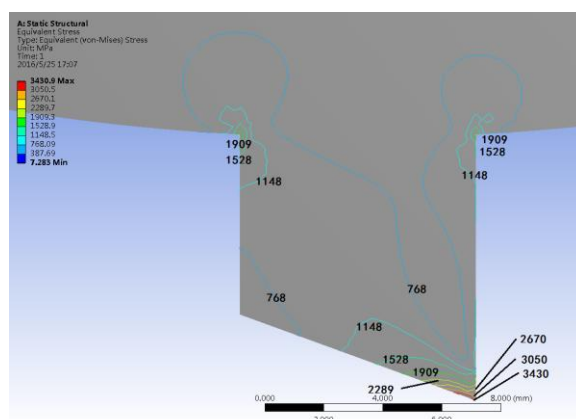
Рис. 6.11. Распределение внешних нагрузок на передней поверхности. Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин



а. При действии реального распределения

б. При действии сосредоточенной нагрузки

Рис. 6.12. Деформации в пластине при разном характере распределения внешних нагрузок. Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин



а. При действии реального распределения

б. При действии сосредоточенной нагрузки

Рис. 6.13. Распределение эквивалентных напряжений при разном распределении внешних нагрузок. Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

Из рис. 6.12 и 6.13 видно, что распределение эквивалентного напряжения и деформации, полученные под действием реального распределения нагрузки, не сильно отличаются от распределений, полученных под действием равномерной нагрузки (рис. 6.8).

Распределение эквивалентного напряжения, полученные при действии сосредоточенной нагрузки, у режущей кромки существенно больше, чем при действии реального распределения, что не совпадает с действительностью.

Вывод: при моделировании можно применять равномерную нагрузку вместо реальной нагрузки, чтобы уменьшать трудоёмкость получения исходных данных и в то же время обеспечить достаточно высокую точность.

6.5. Влияние формы зуба фрезы на НДС режущего клина

Форма зубьев должна обеспечивать прочность зуба и достаточное пространство для размещения стружки, её отвод из зоны резания, а также максимальное количество переточек.

Зуб фрезы может быть треугольным или дугообразным (рис. 6.14.).

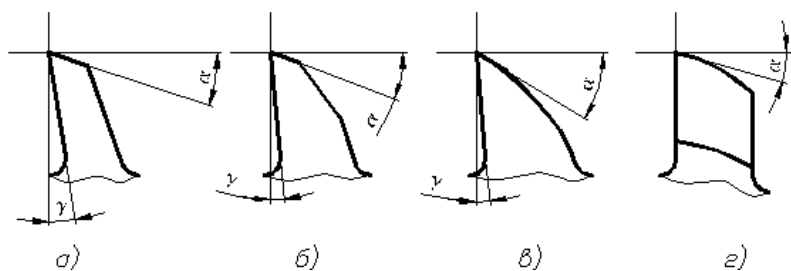


Рис. 6.14. Формы зубьев фрезы: а, б – треугольная; в, г – дугообразная

Острозаточенные зубья фрез перетачиваются по задней поверхности. Спинка зуба может быть выполнена по прямой (рис. 6.14, а), ломаной (рис. 6.14, б) или параболе (рис. 6.14, в).

Зуб первой формы имеет криволинейную спинку, зуб второй формы имеет двойную прямолинейную спинку, с рабочим задним углом α .

Зубья у нашего модели были треугольные. Строим модель зуба фрезы с дугообразной задней поверхностью (рис. 6.15), чтобы сравнить её прочность под действием одинаковых внешних нагрузок.

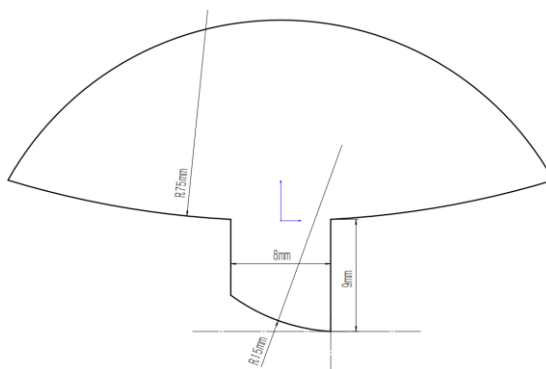
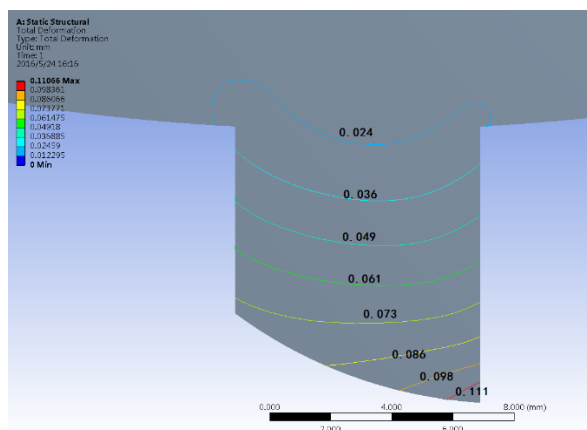
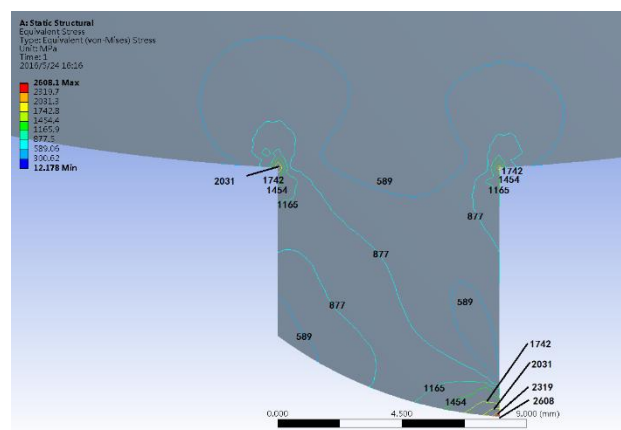


Рис. 6.15. Построение модели зуба фрезы с дугообразной задней поверхностью



а. Деформации в зубе фрезы при дугообразной задней поверхностью



а. Эквивалентные напряжения в зубе фрезы при дугообразной задней поверхностью

Рис. 6.16. НДС режущей пластины из Р6М5 при дугообразной задней поверхности.

Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

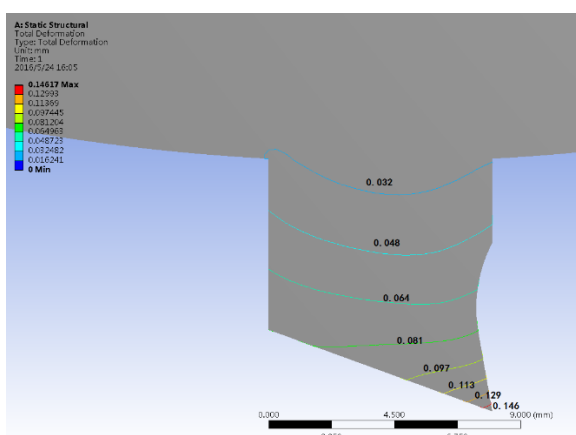
Из Рис. 6.16. видно что деформация и внутренние напряжения в дугообразном зубе меньше чем в треугольном зубе.

Дугообразный зуб помогает снизить концентрации напряжений, но в то время увеличивает трудности и затраты обработки. Поскольку эта разница не велика, мы принимаем треугольный зуб.

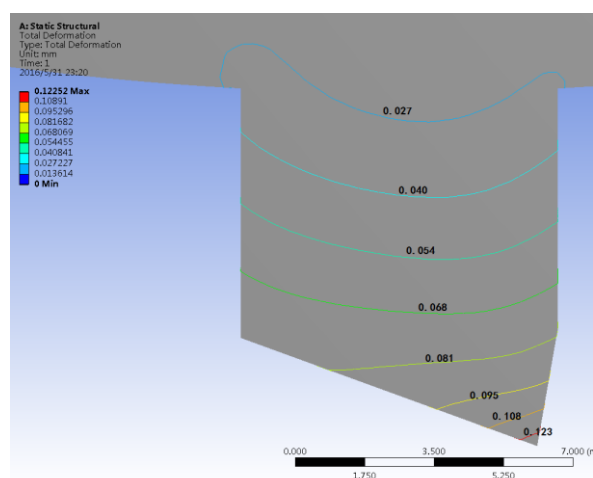
6.6. Влияние переднего и заднего угла фрезы на НДС режущего клина

Углы режущей части выбираются в зависимости от типа фрезы, свойства обрабатываемого материала и режимов резания.

Передние углы у дисковых фрез при обработке стали изменяются в пределах $+20^\circ \dots -15^\circ$ [5], причём чем больше передний угол γ , тем меньше сопротивление резанию, но меньше прочность режущего клина.



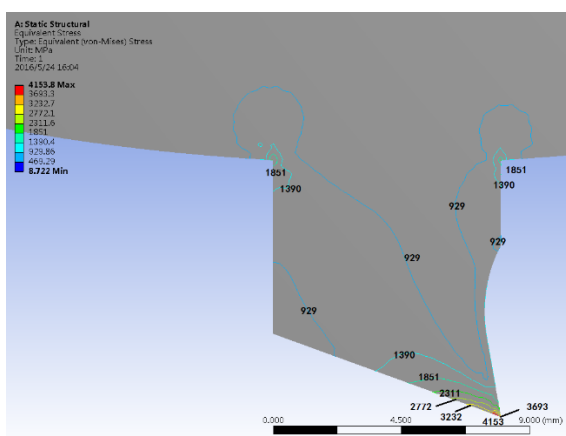
а. $\gamma=10^\circ$



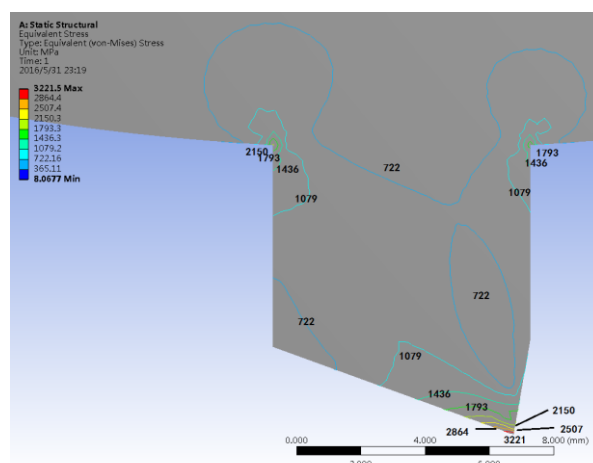
б. $\gamma=-10^\circ$

Рис. 6.17. Деформация режущего клина при разном переднем угле.

Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v=6$ м/мин



а. $\gamma=10^\circ$



б. $\gamma=-10^\circ$

Рис. 6.18. Распределение эквивалентных напряжений при разном переднем угле.

Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v=6$ м/мин

Из рис. 6.18. видно, что эквивалентные напряжения уменьшаются с уменьшением переднего угла от $\gamma = 10^\circ$ до $\gamma = -10^\circ$.

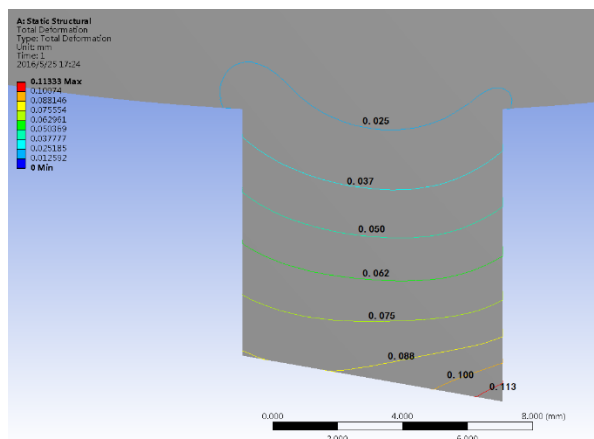
С увеличением переднего угла уменьшается прочность зуба фрезы, но уменьшаются и силы резания. С увеличением переднего угла уменьшается тепловыделение при резании, но ухудшается отвод тепла из-за уменьшения объёма тела режущего клина.

Обычно при черновой обработке подача и глубина резания выбираются максимально возможными, но при этом температура в зоне резания увеличивается, что приводит к увеличению интенсивности износа режущего инструмента.

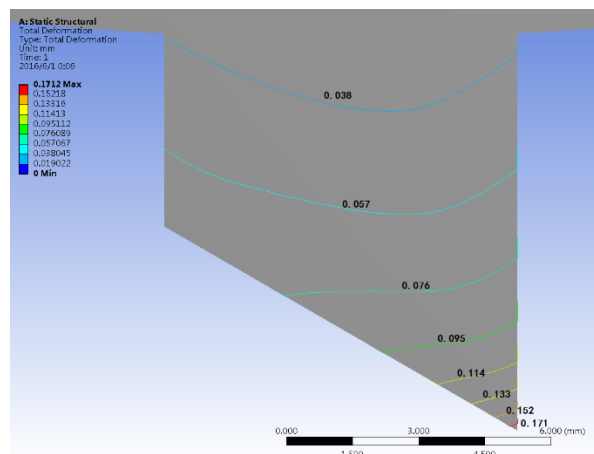
Поэтому при нашем режиме резания выбираем передний угол $\gamma = 0^\circ$.

Главный задний угол α — это угол между главной задней поверхностью лезвия инструмента и плоскостью резания.

Задние углы у дисковых фрез при обработке стали применяются в пределах $+5^\circ \dots +30^\circ$. Чем больше задний угол, тем меньше сила трения инструмента с поверхностью резания, но меньше прочность режущего клина.



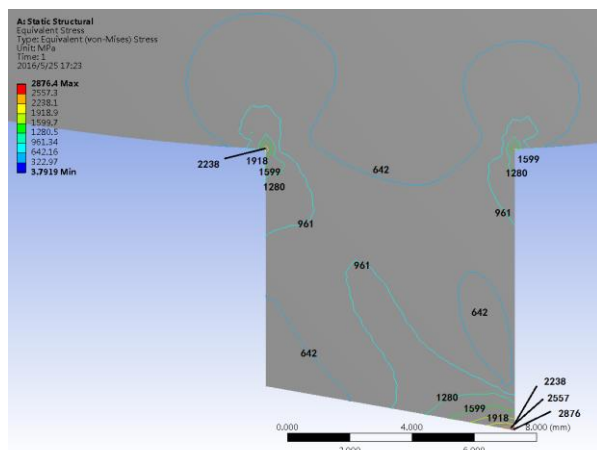
а. $\alpha=10^\circ$



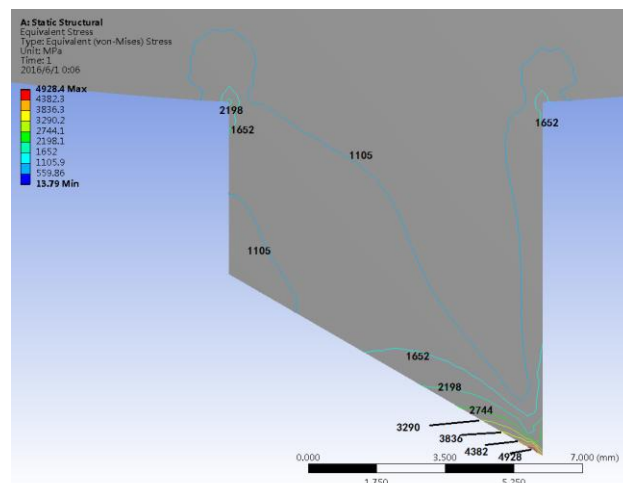
б. $\alpha=30^\circ$

Рис. 6.18. Деформация режущего клина при разном заднем угле α .

Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин



а. $\alpha=10^\circ$



б. $\alpha=30^\circ$

Рис. 6.19. Распределение эквивалентных напряжений при разном заднем угле α .

Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

Из картин видно, что с увеличением заднего угла уменьшается прочность режущего клина.

6.7. Влияние подачи, глубины и скорости резания на НДС режущего клина

С увеличением скорости резания уменьшает стойкость режущего инструмента из-за увеличения температуры режущего клина. Увеличение скорости резания с $v = 50$ до 500 м/мин приводит к существенному уменьшению силы резания. При дальнейшем увеличении скорости резания её влияние на уменьшение силы резания незначительно. Уменьшение силы резания с увеличением скорости резания связано с увеличением скорости деформации в зоне первичной пластической деформации, что вызывает уменьшение этой зоны.

Увеличение глубины резания и подачи приводит к увеличению усилий и снижению прочности резца. Но глубина резания влияет на силу резания больше, чем подача.

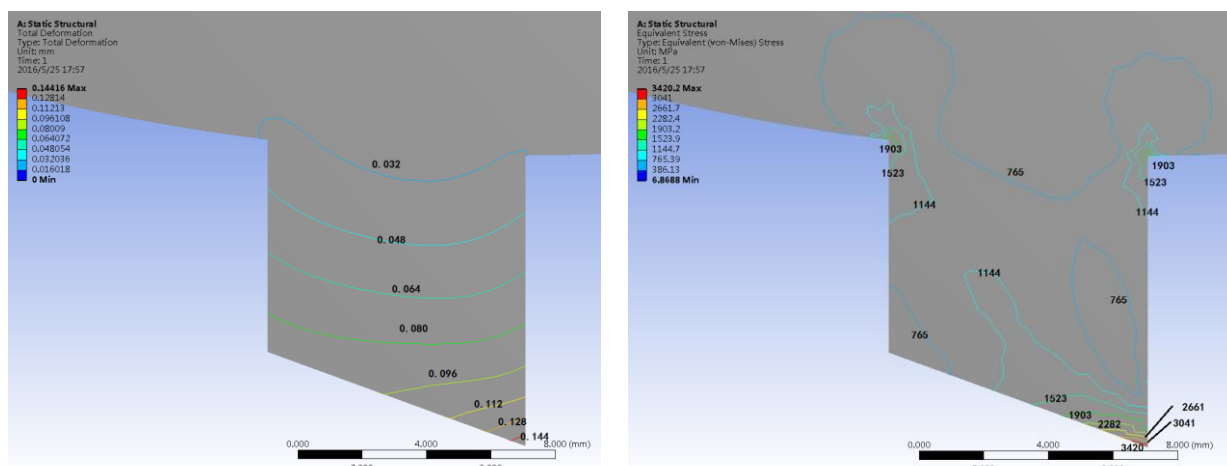


Рис. 6.20. Распределение деформации и эквивалентных напряжений режущего клина,

Сталь 35ХГСА – Р6М5, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

При черновой обработке обычно принимают большую глубину резания и подачу, чтобы снимать большой припуск за один проход, оставляя в случае необходимости, лишь припуск на получистовую и чистовую обработки. При черновой обработке или плохой обрабатываемости материала, должны использовать небольшую скорость резания. При чистовой обработке принимают большую скорость резания, малую подачу и глубину резания.

6.8. Влияние инструментального материала на НДС режущего клина

Инструментальный материал режущей части инструмента должен соответствовать следующим требованиям: высокая твёрдость, высокая прочность, высокая красностойкость, высокая износостойкость, достаточно высокая теплопроводность и технологичность, малая стоимость.

Влияние материала режущей части резца на силы резания не столь существенно. Для твердосплавных[10] резцов силы резания несколько меньше, чем для резцов из быстрорежущей стали.

Таблица 6.12. Коэффициенты, влияющие на силу резания, при применении твёрдого сплава

Составляющие силы резания	K_{Mp}	$K_{\varphi p}$	$K_{\gamma p}$	$K_{\lambda p}$	$K_{\tau p}$
тангенциальная P_z	1	0,89	1,1	1	0,87
радиальная P_y	1	0,5	1,4	1	0,66

Величина коэффициента K_p для тангенциальной составляющей силы резания P_z

$$K_p = K_{Mp} K_{\varphi p} K_{\gamma p} K_{\lambda p} K_{rp} = 1 \times 0,89 \times 1,1 \times 1 \times 0,87 = 0,85$$

Величина коэффициента K_p для радиальной составляющей P_y

$$K_p = K_{Mp} K_{\varphi p} K_{\gamma p} K_{\lambda p} K_{rp} = 1 \times 0,5 \times 1,4 \times 1 \times 0,66 = 0,46$$

Таблица 6.13. Исходные данные для расчёта силы резания, действующей на зуб фрезы, при применении твёрдого сплава

t - длина лезвия резца	10 мм
B - ширина фрезы	10 мм
a_{max} - максимальная толщина среза ($s = a_{max}$)	0,18мм
K_p тангенциальной составляющей P_z	0,85
K_p радиальной составляющей P_y	0,46

Таблица 6.14. Коэффициент и показатели степени в формулах для расчёта силы резания, действующей на зуб фрезы, при применении твёрдого сплава

	C_p	x	y	n
Для тангенциальной P_z	408	0,72	0,8	0
Для радиальной P_y	173	0,73	0,67	0

Силы действующие на передней поверхности:

$$P_z = 10C_p t^x s^y v^n K_p = 10 \times 408 \times 10^{0,72} \times 0,18^{0,8} \times v^0 \times 0,85 = 4616 \text{ Н}$$

$$P_y = 10C_p t^x s^y v^n K_p = 10 \times 173 \times 10^{0,73} \times 0,18^{0,67} \times v^0 \times 0,46 = 1355 \text{ Н}$$

Силы, действующие на длине контакта стружки с передней поверхностью

$$P_z = \frac{0,82}{2 \times 0,18} \times P_z = 10514 \text{ Н}$$

$$P_y = \frac{0,82}{2 \times 0,18} \times P_y = 3086\text{Н}$$

Быстрорежущая сталь благодаря введению в её состав вольфрама, а также и других легирующих элементов, выдерживает в процессе резания нагрев до температуры 600...650 °С (до появления жёлтого или синего цвета стружки при обработке стали), и работает при скоростях резания в 5...10 раз больше по сравнению с инструментальными углеродистыми сталями (до 35...50 м/мин при резании незакалённой углеродистой конструкционной стали), поэтому и получили своё название «быстрорежущие» после их появления в начале XX столетия. Эта группа сталей имела также название «самокал» в связи со способностью закаливаться на воздухе, хотя и не на максимально возможную для себя твёрдость. Быстрорежущая сталь имеет твёрдость после термической обработки до HRC 62...65 при прочности на изгиб в 1,5 раза большей, чем углеродистые инструментальные стали. Благодаря своей высокой красностойкости и прочности быстрорежущие стали получили очень широкое применение.

Твёрдые сплавы группы ВК, как менее хрупкие, применяются при обработке чугунов и других хрупких материалов, труднообрабатываемых материалов, жаропрочных и титановых сплавов, цветных металлов (меньше прилипает их стружка к передней поверхности инструмента), при прерывистом резании.

У твёрдых сплавов большая твёрдость, высокая красностойкость и теплостойкость, т.е. они не теряют твёрдость и прочность при высоких температурах, примерно до 800 – 900 °С.

Скорости резания, применяемые при твёрдосплавном инструменте выше чем применяемые при быстрорежущей стали, в 4-7 раз.

Но её недостатки в сравнении с быстрорежущими сталями в том, что имеется повышенная хрупкость, которая уменьшается с увеличением

содержания кобальта. У твёрдых сплавов низкая ударная вязкость. Это приводит к выкрашиванию режущей кромки пластин из твёрдого сплава.

При фрезеровании больше применяют быстрорежущие вольфрамовые и вольфрамомолибденовые стали нормальной стойкости или неперетачиваемые твёрдосплавные многогранные пластинки, осваивается изготовление твёрдосплавных пластинок с износостойким покрытием.

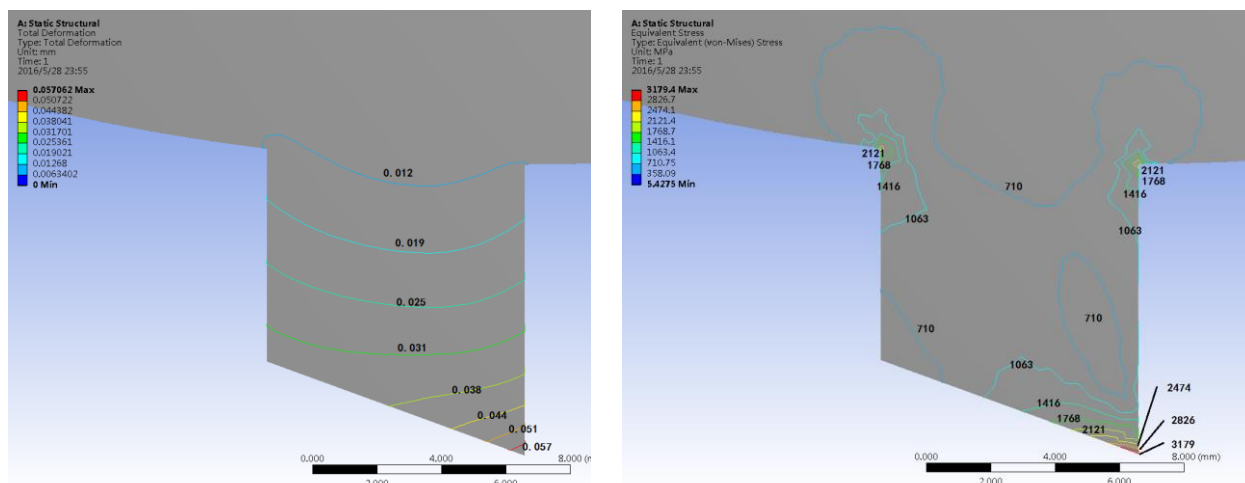


Рис. 6.21. Распределение деформации и эквивалентных напряжений режущего клина твёрдосплавных зубьев. Сталь 35ХГСА – ВК8, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

Из рис. 6.21 видно, что деформация фрезы из твёрдого сплав меньше, чем у фрезы из быстрорежущей стали, также больше её прочность.

С учётом стоимости инструмента обычно при черновой обработке принимают дисковую фрезу из быстрорежущей стали, а при чистовой обработке можно принимать дисковую фрезу из твёрдого сплава.

6.9. Влияние фаски износа по задней поверхности на НДС режущего клина

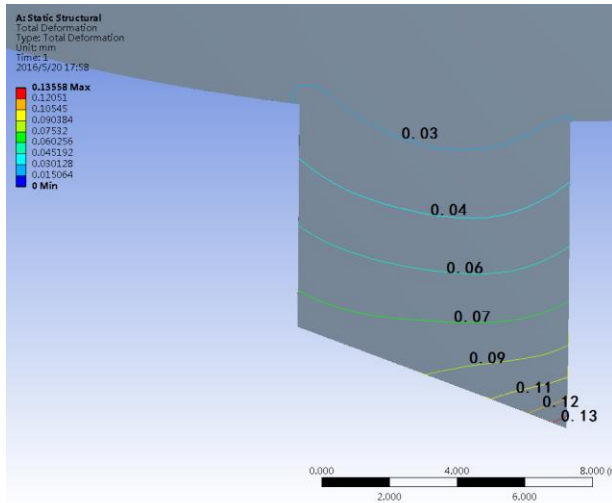
При износе $h_3 = 0,2$ мм, измеренные контактные нагрузки на задней поверхности:

$$\sigma_{h3} = 1000 \text{ Мпа} \quad \tau_{h3} = 200 \text{ Мпа}$$

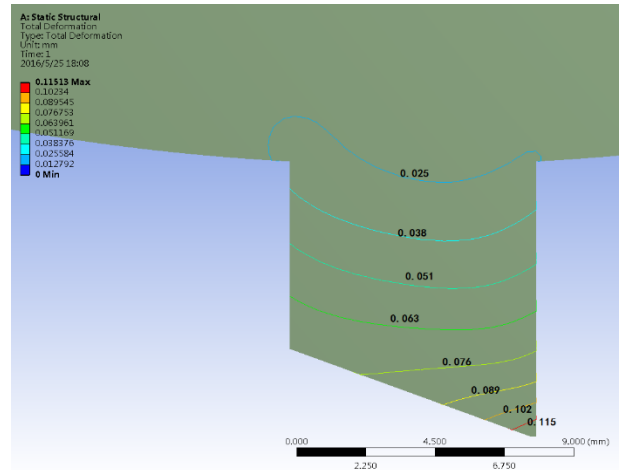
Нормальная и касательная сила, которые действуют на задней поверхности:

$$F_H = \sigma_{h_3} \cdot s = 1000 \times 0,2 \times 10 = 2000 \text{ Н}$$

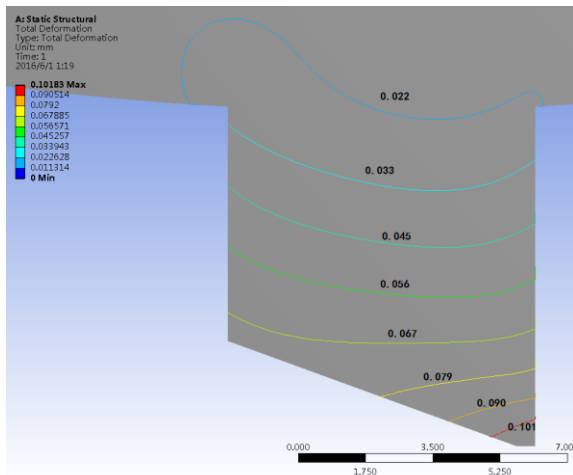
$$F_K = \tau_{h_3} \cdot s = 200 \times 0,2 \times 10 = 400 \text{ Н}$$



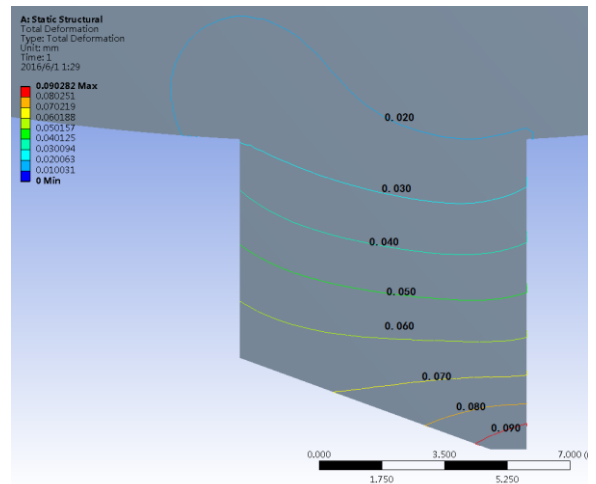
а. При $h_3=0$ мм



б. При $h_3=0,2$ мм



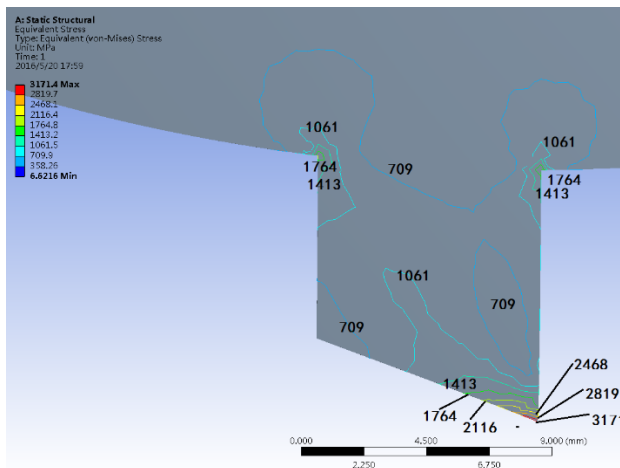
в. При $h_3=0,5$ мм



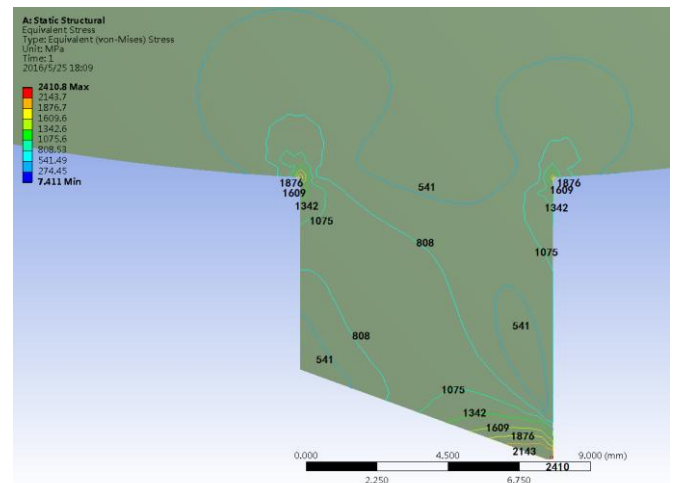
г. При $h_3=1$ мм

Рис. 6.22. Распределение деформации при разном износе по задней поверхности.

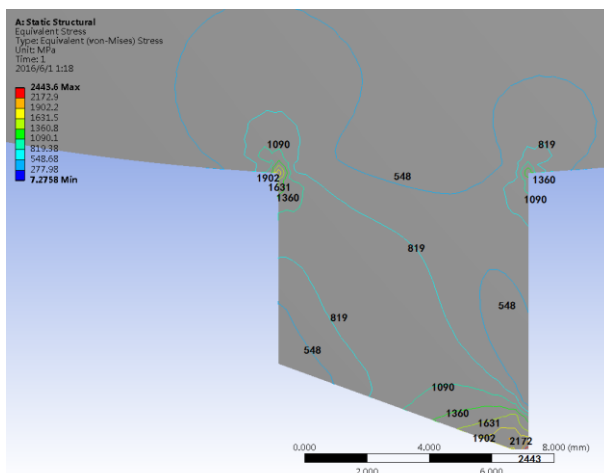
Сталь 35ХГСА – ВК8, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин



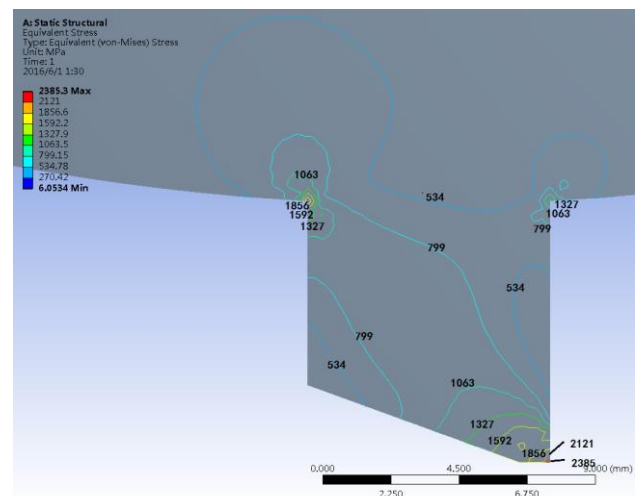
а. При $h_3=0$ мм



б. При $h_3=0,2$ мм



с. При $h_3=0,5$ мм



д. При $h_3=1$ мм

Рис. 6.23. Распределение эквивалентных напряжений при разном износе по задней поверхности. Сталь 35ХГСА – ВК8, $s_z=0,03$ мм/зуб, $t=15$ мм, $v = 6$ м/мин

Из рис. 6.22 и 6.23 видно, что наибольшее напряжение наблюдается около вершины зуба, но у изношенного инструмента оно намного меньше, чем у острозаточенного.

Потому вначале работы производим приработку инструмента, в результате чего быстро истираются шероховатости на режущей кромке и обезуглероженный в процессе закалки тонкий слой. Это называется приработочный износ. Он уменьшает концентрацию напряжений на режущей кромке.

Поэтому в процессе обработки сначала мы принимаем небольшую глубины резания и подачу. После приработочного износа принимаем заданный режим резания.

Тем не менее, если износ на задней поверхности увеличивается, то это приведёт к увеличению силы трения, тогда температуры резания тоже повышается. Таким образом, ускоряется износ режущей части инструмента, и приводит к снижению точности обработки, остаточному напряжению обработанная поверхность и другим дефектам.

При расчете не учитывалось появление микротрещин на фаске задней поверхности, т.е. геометрия клина моделировалась заточкой фаски без образования концентраторов напряжения, которые ещё больше увеличивают вероятность появления микротрещин и выкрашивания. Поэтому для уменьшения напряжений необходимо притуплять режущую кромку заточкой фаски по задней поверхности величиной 0,02...0,05 мм.

6.10. Выводы.

1. При обработке стали 35ХГСА острозаточенным инструментом с $\gamma=0^\circ$ в первый же момент происходит выкрашивание режущей кромки с образованием фаски на задней поверхности вследствие превышения сжимающих напряжений предельного значения. Максимальная деформация происходит на режущей кромке.

2. При большей толщине режущей пластины эквивалентные напряжения существенно меньше, но увеличение толщины более 8 мм существенных изменений не вызывает.

3. Наибольшее напряжение в тонких пластинах (менее 4 мм) превышает предел прочности на сжатие инструментального материала – быстрорежущей стали Р6М5 ($\sigma_{-в} = -5000$ МПа), что подтверждается на практике (тонкие пластины при обработке стали 35ХГСА ломаются).

4. Появление фаски на задней поверхности благоприятно сказывается на напряжённом состоянии рабочей части инструмента: растягивающие напряжения в режущем клине уменьшаются.

Но с ростом фаски износа увеличивается сила трения и температура резания, которые приводят к отпуску быстрорежущей стали и катастрофическому износу инструмента.

5. С увлечением заднего угла уменьшается сила трения между задней поверхностью и обработанной поверхностью, но существенно уменьшается и прочность инструмента.

6. С увлечением переднего угла уменьшается сила резания, но уменьшается прочность инструмента, к тому же ухудшается отвод тепла от режущей кромки из-за уменьшения объёма тела режущего клина. Уменьшение теплоотвода приводит к уменьшению стойкости инструмента.

7. При черновой обработке стали для увеличения снимаемого за один рабочий ход припуска необходимо использовать большую глубину резания, подачу и небольшую скорость резания. Поэтому прочность инструмента должна быть высокая, так что оптимальная геометрия инструмента для черновой обработки стали 35ХГСА: передний угол $\gamma = -10^\circ$, задний угол $\alpha = 20^\circ$, ширина заточенной фаски на задней поверхности 0,02 мм и режущий клин из быстрорежущей стали.

По теме работы опубликованы статьи и тезисы докладов на конференциях.

1. Хуан Ч., Цуй Ц., Чжан Ц., Козлов В.Н. Методика измерения контактных напряжений на поверхностях режущего инструмента / Наука и образование: Материалы XX Международной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых (18-22 апреля 2016 г.) – Томск: Издательство Томского государственного педагогического университета, 2016, с. 69-75.
2. Z. Huang, J. Zhang, V. Kozlov Strength of inserts in titanium alloy machining / Mechanical Engineering Processes and Metal Treatment (MEACS 2015) 2016 IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 124 012174, Vol. 124, Number 1, 2016, pp. 162-167.
3. Хуан Ч., Чжан Ц., Лещинер Е.Г., Козлов В.Н. Прочность режущих пластин при обработке титанового сплава / Профессиональное образование: проблемы и достижения: Материалы V Международной научно-практической конференции (15–17 декабря 2015 г.) – Томск: Издательство Томского государственного педагогического университета, 2015, с. 59-65.
4. Хуан Ч., Чжан Ц., Лещинер Е.Г., Козлов В.Н. Расчёт прочности режущих пластин при обработке титанового сплава / Актуальные проблемы в машиностроении: Материалы III Международной научно-практической конференции «Актуальные проблемы в машиностроении» (30 марта 2016 г.) – Новосибирск: Издательство НГТУ, 2016, с. 59-65.

6.11. Литература.

1. Кожевников Д.В., Кирсанов С.В. Резание материалов. –М.: Машиностроение, 2012. –304 с.
2. Кожевников Д.В., Гречишников В.А., Кирсанов С.В., Григорьев С.Н., Схиртладзе А.Г. Режущий инструмент: учебник для вузов / Под общ. ред. С.В. Кирсанова. М.: Машиностроение, 2014, 520 с.
3. Справочник конструктора-инструментальщика. / под ред. В.А. Гречишникова, С.В. Кирсанова. М.: Машиностроение, 2006, 542 с.
4. Армарего И.Дж., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. М.: Машиностроение, 1977. 326 с.
5. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. М.: Машгиз, 1962. 152 с.
6. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344с.
7. Васильев А.С., Дальский А.М., Золотаревский Ю.Н., Кондаков А.И. Направленное формирование свойств изделий машиностроения / Подред. А.И. Кондакова. М.: Машиностроение, 2005. 352 с.
8. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.
9. Верещака Д.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
10. Виноградов А.А. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых материалов твердосплавными сверлами. Киев: Наукова думка, 1985. 263 с.
11. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. М.: Высшая школа, 1985. 304 с.
12. Kozlov V. N., Li X. Influence of chip formation characteristics on flank contact load distribution in titanium alloy cutting / V. N. Kozlov, X. Li. // Applied Mechanics and Materials: Scientific Journal. – 2015. – Vol. 756: Mechanical

- Engineering, Automation and Control Systems (MEACS2014). – pp. 126-131. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956. 367 с.
13. Кожевников Д.В. Некоторые вопросы механики процесса косоугольного резания стали. // Известия вузов. Машиностроение. 1960, № 6, С.139...148.
 14. Narutaki N et al 1983 CIRP Annals - Manufacturing Technology 32(1) 65–69
 15. Wang B et al 2013 International journal of Machine Tools & Manufacture 73 1–8
 16. Hu J and Chou Y 2007 Wear 263(7-12) 1454–1458
 17. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.:Машиностроение, 1982. 320 с.
 18. Афонасов А. И. Обрабатываемость заготовок из титанового сплава ВТ22, прошедших горячую обработку с защитными покрытиями / А. И. Афонасов // Справочник. Инженерный журнал. – 2014. – № 8. – С. 18-21.
 19. Верещака А. С., Аникеев А. И., Дачева А. В. Повышение эффективности резания труднообрабатываемых материалов / А. С. Верещака, А. И. Аникеев, А. В. Дачева // Технология машиностроения. – 2010. – № 3. – С.17-22.
 20. Che-Haron C. H. Tool life and surface integrity in turning titanium alloy / C. H. Che-Haron // Journal of Materials Processing Technology. – 2001. – № 3 – pp. 231-237.
 21. Narutaki N., Murakoshi A., Motonishi S., Takeyama H. Study on machining of titanium alloys. CIRP Annals / N. Narutaki, A. Murakoshi, S. Motonishi, H. Takeyama // Manufacturing Technology. – 1983. – № 1 – pp. 65-69.
 22. Mohammadpour M., Razfar M. R., Jalili Saffar R. Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting / M. Mohammadpour, M. R. Razfar, R. Jalili Saffar // Simulation modelling practice and theory. – 2010 – № 18 – pp. 378–389.
 23. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. –М.: Машиностроение, 1969. -150 с.
 24. Развитие науки о резании металлов / В.Ф. Бобров, Г.И. Грановский, Н.Н. Зорев и др. М.: Машиностроение, 1967. 416с.

25. Режимы резания металлов: Справочник Ю.В. Барановский, Л.А. Брахман, А.И. Гдалевич и др. М.: НИИТавтопром, 1995. 456 с.
26. Резание и инструмент / Под ред. А.М. Розенберга. М.: Машиностроение, 1964. 228 с.
27. Титов В. Б., Ревин Н. Н., Зубарев Ю. М. Моделирование напряженно-деформированного состояния и оценка хрупкой прочности режущего инструмента / В. Б. Титов, Н. Н. Ревин, Ю. М. Зубарев // Инструм. и технол. – 2004. – № 17-18. – С. 227-233. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. 288 с.
28. Розенберг А.М. Динамика фрезерования. М.: Советская наука. 1945. 360 с.
29. Shi B., Attia H. Modeling the thermal and tribological processes at the tool-chip interface in machining / B. Shi, H. Attia // Mach. Sci. and Technol. – 2009. – V. 13; № 2. – pp. 210-226.
30. Новиков Г. В., Снисаренко И. Н. Повышение прочности и износостойкости режущего инструмента / Г. В. Новиков, И. Н. Снисаренко // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации. Ч. 1: Материалы 6 Международной научно-технической конференции, Курск, 18-20 дек., 2008. – Курск, 2008. – с. 218-224. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: Справочник / Под общ.ред. С.Г. Энтелиса, Э.М. Берлинера. М.: Машиностроение, 1995. 496 с.
31. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ.ред. И.А. Ординарцева. Л. : Машиностроение, 1987. 846 с.
32. Справочник конструктора-инструментальщика / Под общ.ред. В.А.Гречишникова и С.В. Кирсанова. М.: Машиностроение, 2006. 720 с.
33. Аршинов С. В., Горелов В. А., Кушнер В. С., Бургонова О. Ю. Сопротивление титановых сплавов резанию / С. В. Аршинов, В. А. Горелов, В. С. Кушнер, О. Ю. Бургонова // Вестник машиностроения. – 2015. – № 10. – С. 75-80.

34. Vichev S., Kirov V., Hristov D. Strength calculation of cutting tools / S. Vichev, V. Kirov, D. Hristov. // International Journal of Machine Tools and Manufacture. Volume 34, Issue 1, January 1994. pp. 13-18.
35. Oraby S. E., Hayburst D. R. Tool life determination based on the measurement of wear and tool force ratio variation / S. E. Oraby, D. R. Hayburst // International Journal of Machine Tools and Manufacture, 44, (2004), pp. 1261-1269. Ящерицын П.И., Фельдштейн Е.Э., Корниевич М.А. Теория резания. Минск: Новое знание, 2005. 512 с.
36. Хуан Ч., Цуй Ц., Чжан Ц., Козлов В.Н. Методика измерения контактных напряжений на поверхностях режущего инструмента / Наука и образование: Материалы XX Международной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых (18-22 апреля 2016 г.) – Томск: Издательство Томского государственного педагогического университета, 2016, с. 69-75.
37. Z. Huang, J. Zhang, V. Kozlov Strength of inserts in titanium alloy machining / Mechanical Engineering Processes and Metal Treatment (MEACS 2015) 2016 IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 124 012174, Vol. 124, Number 1, 2016, pp. 162-167.
38. Хуан Ч., Чжан Ц., Лещинер Е.Г., Козлов В.Н. Прочность режущих пластин при обработке титанового сплава / Профессиональное образование: проблемы и достижения: Материалы V Международной научно-практической конференции (15–17 декабря 2015 г.) – Томск: Издательство Томского государственного педагогического университета, 2015, с. 59-65.
39. Хуан Ч., Чжан Ц., Лещинер Е.Г., Козлов В.Н. Расчёт прочности режущих пластин при обработке титанового сплава / Актуальные проблемы в машиностроении: Материалы III Международной научно-практической конференции «Актуальные проблемы в машиностроении» (30 марта 2016 г.) – Новосибирск: Издательство НГТУ, 2016, с. 59-65.
40. Справочник технолога – машиностроителя. В 2 – х Т. 2/ Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мешерякова. – 4-е изд., перераб. И доп.- М.: Машиностроение, 1985. 496 с., ил.