

61:05-5/2478

Рыбинская государственная авиационная
технологическая академия им. П. А. Соловьева

На правах рукописи



Лицов Алексей Евгеньевич

**РАЗРАБОТКА РАСЧЕТНОГО МЕТОДА ОПРЕДЕЛЕНИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ КОНЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ
МАЛОЖЕСТКИХ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ С УЧЕТОМ ИХ
ДЕФОРМАЦИЙ**

Специальность: 05.02.08 – Технология машиностроения

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель д-р техн. наук,
профессор Безъязычный В. Ф.

Рыбинск – 2005

Содержание

Введение.....	6
1 Состояние вопроса определения технологических условий обработки маложестких деталей сложной пространственной формы.....	10
1.1 Анализ возможных деформаций деталей, обусловленных технологией изготовления.....	10
1.1.1 Деформации детали от сил резания.....	11
1.1.2 Деформации от сил закрепления.....	12
1.1.3 Деформации детали вследствие релаксации остаточных напряжений.....	15
1.1.4 Вибрации детали во время обработки.....	16
1.2 Состояние вопроса по определению технологических условий обработки маложестких сложнопрофильных деталей при фрезеровании концевыми радиусными и тороидальными фрезами.....	16
1.2.1 Анализ исследований по определению параметров процесса фрезерования концевыми радиусными и тороидальными фрезами.....	16
1.2.1.1 Определение силы резания.....	16
1.2.1.2 Анализ исследований, по изучению вибраций системы СПИЗ при концевом фрезеровании.....	21
1.2.1.3 Определение износа инструмента.....	22
1.2.1.4 Определение остаточных напряжений.....	24
1.2.2 Анализ исследований по изучению влияния параметров резания на показатели точности сложнопрофильных маложестких деталей.....	25
1.2.2.1 Влияние условий обработки на погрешность от недостаточной жесткости технологической системы.....	25
1.2.2.2 Определение технологических остаточных деформаций сложнопрофильных деталей	27
1.2.2.3 Определение параметров шероховатости обработанной поверхности.....	30
1.3 Выводы по главе 1. Цель и задачи исследования.....	31

2	Определение зависимостей между режимами обработки и параметрами процесса фрезерования.....	33
2.1	Расчетное определение силы резания при обработке концевыми фрезами.....	33
2.1.1	Анализ геометрии сечения среза.....	34
2.1.2	Определение силы резания.....	39
2.1.3	Определение зависимости износа инструмента от режимов резания.....	47
2.1.4	Определение направления силы резания, действующей на деталь..	54
2.1.4.1	Определение составляющих силы резания для концевой радиусной фрезы.....	54
2.1.4.2	Определение составляющих силы резания для тороидальной фрезы.....	58
2.2	Определение шероховатости обработанной поверхности.....	60
2.3	Определение величины остаточных напряжений, создаваемых в поверхностном слое при обработке.....	65
2.3.1	Определение остаточных напряжений в поверхностном слое от действия силового фактора.....	65
2.3.1.1	Определение глубины залегания пластических деформаций в поверхностном слое детали от действия сил стружкообразования и трения по задней поверхности инструмента.....	66
2.3.1.2	Особенности, отличающие концевое фрезерования от других видов лезвийной обработки.....	70
2.3.1.3	Последовательность расчета остаточных напряжений в поверхностном слое детали при концевом фрезеровании от действия силового фактора.....	71
2.3.2	Определение остаточных напряжений в поверхностном слое детали от действия теплового фактора.....	73
2.3.3	Определение остаточных напряжений в поверхностном слое	

детали от совместного действия теплового и силового фактора.....	76
2.4 Оценка влияния СОТС на параметры процесса фрезерования.....	79
2.5 Выводы по главе 2.....	80
3 Определение технологических условий обработки исходя из возможных деформаций детали.....	82
3.1 Построение конечно-элементной модели детали.....	82
3.2 Задание граничных условий.....	84
3.3 Расчет деформаций детали от сил резания и закрепления.....	85
3.4 Расчет вибраций детали во время обработки.....	91
3.5 Определение технологических остаточных деформаций.....	96
3.6 Общая схема определения технологических условий обработки исходя из возможных деформаций детали.....	100
3.7 Определение режимов обработки при компенсировании деформаций детали за счет изменение траектории движения инструмента.....	101
3.8 Определение режимов обработки при компенсировании деформаций детали за счет изменения режимов резания.....	103
3.9 Алгоритм программы расчета технологических условий обработки...	104
3.10 Оценка увеличения производительности при использовании предлагаемой методики.....	106
3.11 Выводы по главе 3.....	109
4 Экспериментальная проверка теоретических решений.....	110
4.1 Методика проведения экспериментов.....	110
4.2 Определение силы резания.....	110
4.2.1 Титановые сплавы.....	111
4.2.2 Алюминиевые сплавы.....	112
4.3 Определение износа фрезы.....	113
4.4 Определение остаточных напряжений вносимых в поверхностный слой.....	114
4.5 Проверка адекватности предложенной методики по определению	

режимов резания.....	115
4.6 Выводы по главе 4.....	121
5 Автоматизация определения технологических условий обработки, обеспечивающих заданную стойкость инструмента и точность детали.....	122
5.1 Описание методики и алгоритма программы расчета по определению технологических условий обработки.....	122
5.2 Выводы по главе 5.....	137
Заключение.....	138
Список использованных источников.....	140
Приложение А Расчет частоты вращения шпинделя по заданной длине пути резания и режимам обработки.....	148
Приложение Б Расчет максимально допустимой силы резания для участка детали.....	150
Приложение В Расчет износа фрезы по задней поверхности на i -м участке детали.....	152
Приложение Г Расчет подачи на зуб фрезы исходя из заданного значения силы резания.....	153
Приложение Д Поиск минимума функции.....	155

ВВЕДЕНИЕ

Значительную часть элементов газотурбинного двигателя составляют детали, имеющие пространственные сложнофасонные поверхности, такие как лопатка, крыльчатка, блиск и др. В настоящее время обработка таких деталей вызывает ряд трудностей, и в частности, из-за необходимости получения точных заготовок большого объема в производственном цикле доводочных операций. Применительно к общему машиностроению небольшие объемы партий таких деталей обостряют эти трудности, так как стоимость непереналаживаемой оснастки полностью переходит в стоимость небольшой партии деталей.

Появление высокоточных пяти-координатных фрезерных станков позволяет устранить эти трудности, решить казалось бы неразрешимое противоречие – используя универсальную оснастку и неточную заготовку повысить точность обработки, снизить время на технологическую подготовку производства. Использование пяти-координатной обработки позволяет ориентировать инструмент и деталь в любом положении, что дает возможность осуществлять формообразующие движения практически любой геометрической сложности, позволяет осуществлять обработку детали за один установ. При данном методе обработки время на технологическую подготовку производства определяется временем на разработку управляющих программ и именно здесь находится «ахиллесова пята» данного метода обработки. Высокие требования к точности сложнофасонных поверхностей таких деталей обуславливают учет всех возможных факторов погрешности, характерных для обработки резанием при проектировании управляющих программ. Но на настоящий момент нет теоретических положений позволяющих учесть эти погрешности, к которым относятся отжимы детали, вибрации, а также технологические остаточные деформации, что не дает возможности априорно учесть все эти факторы при определении технологических условий обработки. Экспериментальная доводка управляющих программ увеличивает в несколько раз время на технологическую подготовку производства и не позволяет точно определить – являются ли

полученные опытным путем режимы обработки наиболее точными и производительными.

Множество факторов, влияющих на протекание процесса резания, в частности, такие как геометрия инструмента, ориентирование оси инструмента относительно детали, силы в технологической системе, жесткость детали, делают практически невозможным эффективный предварительный анализ влияния режимов резания на точность обработки без создания теоретической базы. В настоящее время появляются системы разработки управляющих программ для пяти-координатных фрезерных станков использующие принцип корректировки с помощью изменения траектории движения инструмента по результатам замера обработанных деталей. Такой подход нельзя назвать эффективным, так как при этом не учитывается ряд факторов влияющих на точность обработки: коробление детали, увеличение погрешности вследствие вибрации заготовки во время обработки.

Отсутствие методики назначения режимов резания, основанной даже на экспериментальном опыте, для фрезерной обработки сложнопрофильных деталей концевыми радиусными и тороидальными фрезами вызвано несколькими причинами. В настоящее время достаточно мощное развитие получили САПР управляющих программ, что позволило постоянно изменять ориентирование инструмента относительно детали и в итоге фреза в процессе обработки находится под углом к обрабатываемой детали. При движении фрезы могут изменяться значения как угла отклонения (угол наклона оси инструмента в направлении траектории фрезерования относительно к нормали поверхности), так и угла поворота (угол наклона оси инструмента в направлении, перпендикулярном траектории фрезерования). В настоящее время применяется несколько видов геометрии концевых фрез, которые могут быть радиусными и тороидальными. Режущая часть у радиусных фрез имеет форму сферы, что облегчает разработку управляющих программ, но имеют существенный недостаток – низкие скорости резания вблизи с осью фрезы. Тороидальные фрезы имеют режущую часть в форме тора, что позволяет обеспечивать более высокие

скорости резания по всему периметру режущих кромок, но при этом усложняется разработка управляющих программ, т. к. их применение возможно только при постоянном изменении ориентации оси инструмента относительно детали. Существует большое количество вариантов геометрии режущей части, сочетания различных значений величин переднего, заднего углов и угла наклона спирали зубьев фрезы, что затрудняет анализ влияния отдельных факторов на параметры процесса фрезерования. Для определения комплексного влияния этих факторов необходимо применить теорию резания к данному виду обработки. В работах [4, 5, 22, 29, 50, 52, 53, 54, 55 и др.] получены зависимости между режимами обработки, геометрией режущих кромок и силой резания, температурой, а также величиной вносимых напряжений. Таким образом, применив положения теории резания к данному виду обработки, можно получить аналитические зависимости отражающие влияние этих параметров на протекание процесса резания. Благодаря этому станет возможным подбор режимов обработки для обеспечения заданных параметров резания.

Другая причина заключается в сложности геометрии детали, которая не позволяет получить точное аналитическое выражение для определения ее жесткости. Например, получить зависимости для расчета деформации профиля пера лопатки под действием сил резания и закрепления, используя положения теории упругости, на практике практически невозможно. Поэтому, автор предлагает применить для решения данной задачи методы численного моделирования, которые в настоящее время широко представлены в программах инженерного анализа, таких как Ansys, Nastran, Cosmos и др. Широкие возможности данных систем позволяют решить данную задачу с заданной степенью точности.

Целью диссертационной работы является разработка теоретических положений и практических рекомендаций по определению технологических условий фрезерной обработки концевыми фрезами мало жестких сложно-профильных деталей с учетом их возможных деформаций. Решение поставленной задачи позволит существенно упростить разработку управляющих

программ для пяти-координатной фрезерной обработки, что в свою очередь скажется на сокращении сроков на технологическую подготовку производства. С зависимостями между режимами обработки и получаемой точностью станет возможным максимально использовать возможности оборудования за счет обработки на режимах максимальной производительности при заданных показателях качества детали.

1 СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ МАЛОЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ СЛОЖНОЙ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ФОРМЫ

1.1 Анализ возможных деформаций деталей, обусловленных технологией изготовления

Согласно классификации Б. С. Балакшина [3], все возникающие погрешности делятся на зависящие от процесса резания и независящие. В свою очередь, погрешности подразделяют на систематические и случайные. Систематические погрешности по величине больше случайных и определяют точность обрабатываемой детали. Основными причинами систематических погрешностей обработки являются: неточность станка (например, непрямолинейность направляющих станины и суппортов, непараллельность или неперпендикулярность направляющих оси шпинделя, неточность изготовления шпинделя и его опор и т. д.); деформация сборочных единиц (узлов) и деталей станка под действием сил резания и нагрева в процессе работы; неточность изготовления режущих инструментов, приспособлений и их износ; деформация инструментов и приспособлений под действием сил резания и нагрева в процессе обработки; погрешности установки и базирования заготовки на станке; деформация обрабатываемой заготовки под действием сил резания и зажима, а также благодаря нагреву в процессе обработки; погрешности, возникающие при установке инструментов и их настройке на размер; погрешности в процессе измерения, вызываемые неточностью измерительных инструментов и приборов, их износом и деформациями. К случайным относятся погрешности, возникающие вследствие случайных упругих деформаций заготовки, станка, приспособления и режущего инструмента (например, из-за неоднородности обрабатываемого материала).

Если рассмотреть с этих позиций процесс концевое фрезерование мало жестких деталей сложной пространственной формы, на примере

лопатки, то определяющее влияние на точность обработки оказывают деформации детали от сил резания и закрепления, которые могут превысить допуск на размер при сравнительно небольших значениях величин этих сил. Процесс фрезерования относится к методам, связанным с удалением металла резанием. Соответственно при этом формируется новый поверхностный слой с остаточными напряжениями, при этом нарушаются условия равновесия остаточных напряжений. Перо лопатки стремится принять новое равновесное состояние, в результате происходят упругая деформация и перераспределение остаточных напряжений [43].

Систематические погрешности, обусловленные неточностью и деформациями узлов станка и приспособления, могут быть учтены настройкой станка и соответствующей коррекцией управляющей программы.

Рассмотрим влияние деформаций детали зависящих от процесса резания на точность обработки.

1.1.1 Деформации детали от сил резания

Во время движения фрезы по траектории, которая копирует профиль сечения обрабатываемой поверхности, под действием сил резания лопатка деформируется и соответственно эта деформация переносится на размеры получаемой детали (рисунок 1). При этом, из-за геометрии лопатки в каждый момент времени величина отжима будет изменяться. Соответственно величина фактически снимаемого припуска $t_{\text{факт}}$ будет отличаться от заданного.

Если рассмотреть сечение пера лопатки, то наибольшая жесткость будет вблизи размера c_{max} , а наименьшая около входной и выходной кромок (размеры c_1, c_2). При этом по длине лопатки величина размеров c_{max}, c_1, c_2 , изменяется и достигает своего максимума на комлевом участке. Необходимо также учитывать величину изгибающего момента от сил резания, которая зависит от расстояния между точкой приложения и опорами приспособления (рисунок 2).

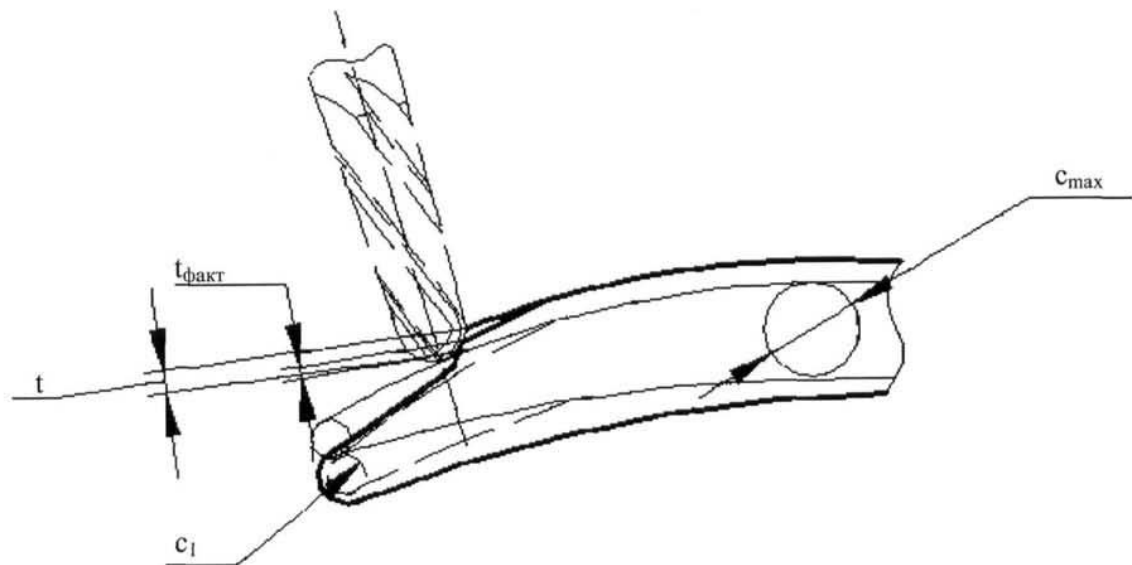


Рисунок 1 – Деформации пера лопатки от сил резания

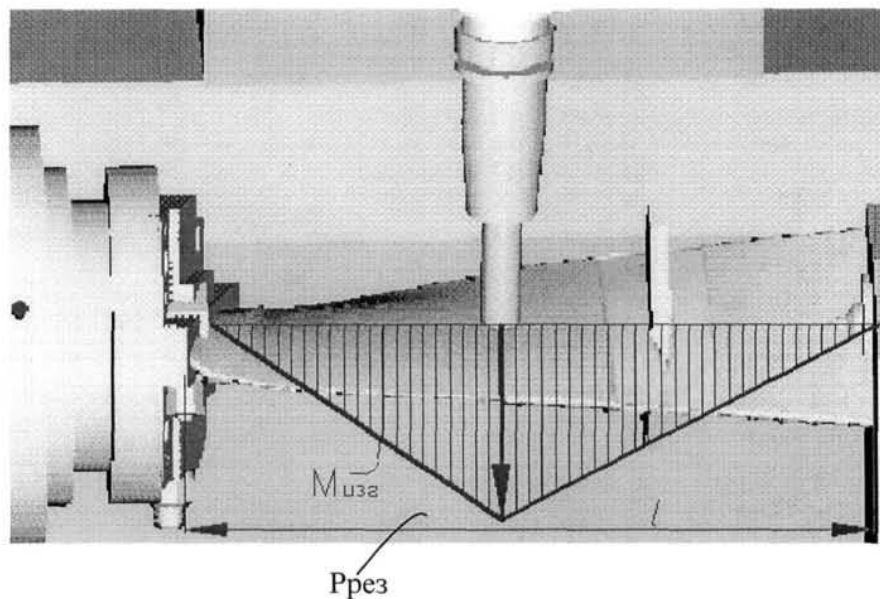


Рисунок 2 – Изгибающий момент от силы резания действующий на лопатку

1.1.2 Деформации от сил закрепления

Малая жесткость деталей делает обязательным учет деформаций от сил закрепления детали в приспособлении, так как деформации, возникающие при зажиме детали, переносятся на получаемые размеры. Например, при обработке профиля пера лопатки фрезерованием, когда традиционной схемой закрепления является поджим пера осевой силой с помощью центра, под

действием сжимающей силы лопатка деформируется на сторону спинки, (рисунок 3).

От одновременного действия силы резания $P_{рез}$ и силы зажима $F_{зж}$ лопатка испытывает продольно-поперечный изгиб. Характер деформаций, для случая показанного на рисунке 2, при равенстве значений сил резания и зажима, показан на рисунке 4.

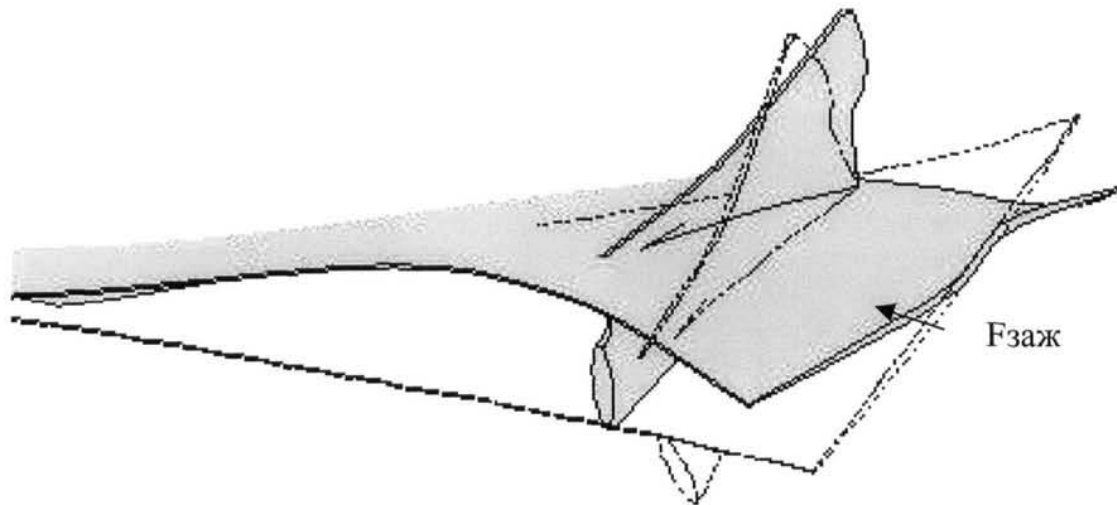


Рисунок 3 – Деформации пера лопатки от силы зажима

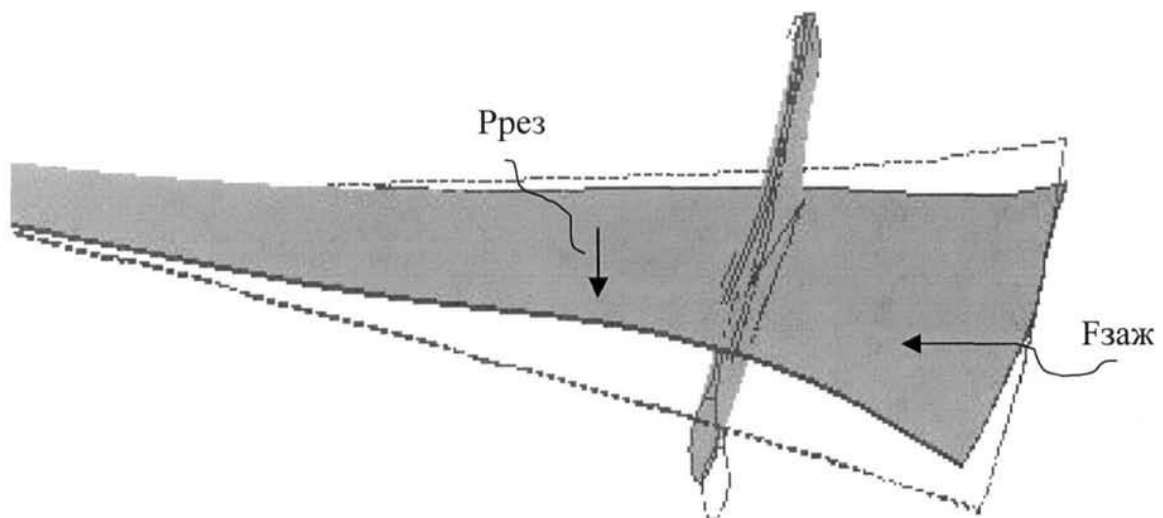


Рисунок 4 – Деформации пера лопатки ГТД от действия сил зажима и резания

В результате действия этих факторов получаемые после обработки размеры сечений профиля оказываются отличными от заданных. На рисунке 5 показаны графики отклонения размеров c_{max} , c_1 , c_2 после фрезерной обработки на постоянных режимах резания. Геометрические размеры

лопатки длина 280 мм, размер c_{\max} в самом нижнем сечении 5 мм, в самом верхнем 2 мм. Расположение сечений по длине пера лопатки показано на рисунке 6.

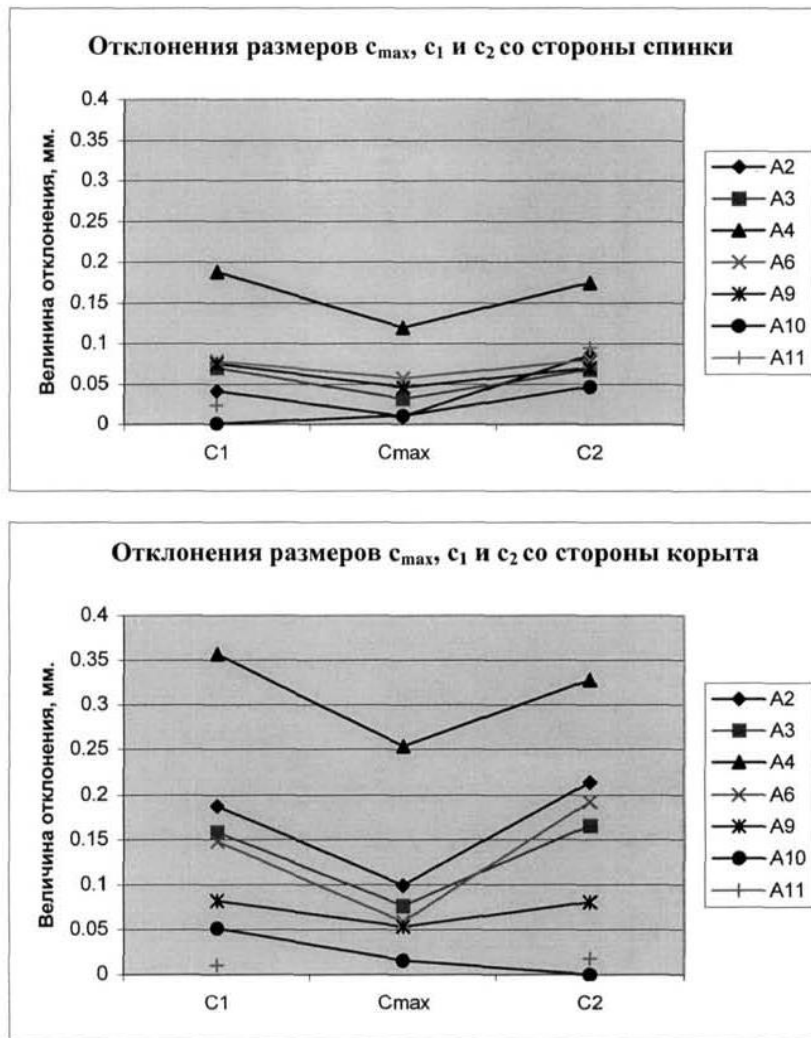


Рисунок 5 – Графики отклонения размеров c_{\max} , c_1 , c_2

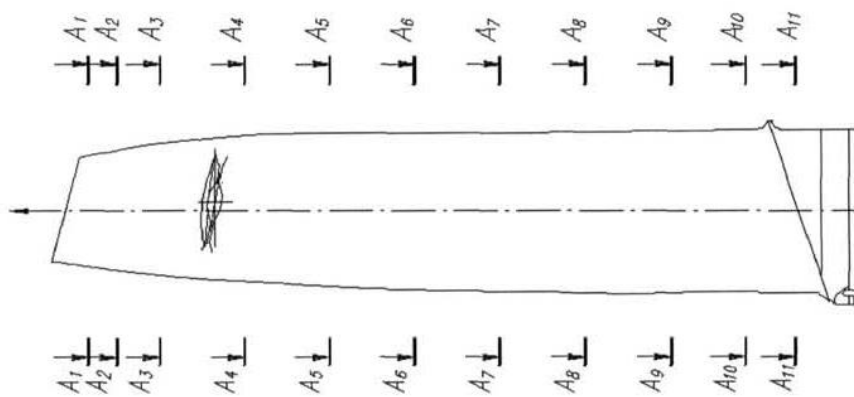


Рисунок 6 – Расположение секущих плоскостей по высоте пера лопатки

Как видно из графиков, обработка на постоянных режимах резания дает достаточно низкую точность на деталях с малой жесткостью.

1.1.3 Деформации детали вследствие релаксации остаточных напряжений

Под технологическими остаточными деформациями подразумевается изменение формы, размеров и взаимного расположения поверхностей детали, которые возникают в результате изменения ее напряженного состояния в ходе технологического процесса изготовления и полностью проявляются после освобождения детали от внешних связей и воздействий. Характерными представителями мало жестких деталей, обработка которых сопряжена с большими технологическими трудностями из-за остаточных деформаций, являются лопатки газотурбинного двигателя. Так после кругового фрезерования лопаток профиль пера деформируется в сторону спинки. Влияние отдельных участков пера на суммарные остаточные напряжения деформации торцевой части существенно зависит от формы, размеров поперечного сечения и его удаленности от торца [43].

Таким образом, в результате релаксации остаточных напряжений происходит смещение и разворот сечений друг относительно друга. Наибольшие отклонения относительно базовой плоскости лопатки наблюдаются в верхнем сечении.

Совместное влияние деформаций детали во время обработки и последующих технологических деформаций на точность обработки деталей типа лопатки происходит следующим образом: в результате отжимов детали погрешность в основном переносится на геометрические размеры сечений (размеры c_{\max} , c_1 , c_2), а в результате релаксации остаточных напряжений происходит изменение угла закрутки и отклонение оси лопатки по высоте.

1.1.4 Вибрации детали во время обработки

Также необходимо выделить в отдельную проблему возникновение вибраций во время обработки. Характерными особенностями процесса фрезерования концевыми фрезами являются: прерывистость процесса резания, переменное сечение среза по углу поворота зуба фрезы, и как следствие, переменные силовые нагрузки. Малая жесткость детали в сочетании с дискретностью приложения силы резания вызывает склонность к возникновению вибраций.

Вибрации детали, на первый взгляд, явным образом не сказываются на геометрической точности получаемых размеров, а влияют только на шероховатость обработанной поверхности. Но вибрации резко снижают стойкость инструмента, способствуют появлению сколов на режущей кромке а, как известно, при затуплении инструмента процесс резания проходит более напряженно: повышаются силы резания, температура и, как следствие, остаточные напряжения, вносимые в поверхностный слой, что в свою очередь сказывается на точности обработки.

1.2 Состояние вопроса по определению технологических условий обработки маложестких сложнопрофильных деталей при фрезеровании концевыми радиусными и тороидальными фрезами

1.2.1 Анализ исследований по определению параметров процесса фрезерования концевыми радиусными и тороидальными фрезами

1.2.1.1 Определение силы резания

Применительно к процессу резания лезвийным инструментом в настоящее время существуют теоретические зависимости, применение которых не требует проведения экспериментальных работ. Здесь необходимо отметить работы Л. М. Седокова [50], Т. Н. Лоладзе [29], Н. Н. Зорева [18], С. С. Силина [52–56] и др.

С. С. Силиным на основе теории подобия получена формула для определения силы резания при точении, которая учитывает совместное

влияние механических и тепловых явлений в зоне резания [53]

$$P = \tau_p a_1 b_1 \left(1 + \frac{1}{B} + 0.625EM \sqrt{\frac{B}{\sin \alpha}} \cos \alpha \right), \quad (1)$$

где τ_p – сопротивление обрабатываемого материала пластическому сдвигу, МПА;

a_1 – толщина сечения среза, мм;

b_1 – ширина сечения среза, мм;

$B = tg \beta_1$ – критерий характеризующий степень пластических деформаций снимаемого припуска;

$E = \frac{a_1}{\rho_1}$ – безразмерный комплекс;

$M = \frac{b}{b_1}$ – безразмерный комплекс;

ρ_1 – радиус округления режущей кромки, рад;

b – периметр рабочих участков режущих кромок, мм;

β_1 – угол наклона условной плоскости сдвига, рад;

α – задний угол инструмента, рад.

$$B = \frac{m \cdot Pe^n}{F^k D^p (1 - \sin \gamma)^q}, \quad (2)$$

где m, n, k, p, q – коэффициенты определяемые исходя из условий резания;

$Pe = \frac{Va_1}{a}$ – критерий Пекле, характеризующий степень влияния режимных условий Va_1 по сравнению с влиянием теплофизических свойств обрабатываемого материала;

$D = \frac{a_1}{b_1}$ – критерий, характеризующий геометрию сечения среза;

γ – передний угол инструмента, рад;

a – температуропроводность обрабатываемого материала, m^2/c ;

$F = \frac{\lambda_p}{\lambda} \beta \varepsilon$ – критерий, отражающий влияние геометрии инструмента и отношение теплопроводностей инструментального и обрабатываемого материалов;

λ_p, λ – коэффициенты теплопроводности инструментального и обрабатываемого материалов, $\frac{Вт}{м \cdot c \cdot K}$;

β и ε – угол заострения и угол при вершине инструмента, рад.

Далее В. Ф. Безъязычным и Т. Д. Кожинной данная формула была доработана с учетом пластической деформации материала округлением режущей кромки, а так же с учетом силы трения по задней грани инструмента, обусловленной износом инструмента, зависимость приняла следующий вид [4]

$$P = \tau_p a_1 b_1 \left\{ \left(1 - a_2 B^{-b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x}} E \right) \cdot \left[\frac{1 + \frac{1}{B} + \frac{B - \operatorname{tg} \gamma}{1 + B \operatorname{tg} \gamma}}{\right.} + \right. \\ \left. + 0,48 E M \cdot \left[\frac{\arccos(1 - a_2 B^{-b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x}}) + \frac{a_2 B^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x}}}{\sin \alpha (\cos \gamma + B \sin \gamma)} + \frac{h_3}{\rho_1}}{\right.} \right] \cos \alpha \right\}, \quad (3)$$

где a_2, b_2, x – коэффициенты зависящие от критерия V и определяемые по таблице В.4. с. 15, [4].

Данную зависимость можно применить и для других видов обработки. Например, в работе [57] данная формула была использована для определения силы резания при торцевом фрезеровании.

Определению сил резания применительно к процессу концевой фрезерования концевыми радиусными фрезами посвящена работа В. И. Гузеева [11]. В этой работе отмечается, что по длине зуба фрезы изменяются параметры резания. При аналитическом определении силы резания целесообразно определять элементарные ее составляющие, действующие на бесконечно малых участках режущих кромок. Значение

суммарной силы резания может быть получено после интегрирования выражений для определения элементарных составляющих силы резания. Предложено следующее выражение для определения радиальной составляющей силы резания, действующей на элементарном участке зуба фрезы [11]

$$dP_x = \frac{1,08 \cdot \sigma_i a_i db}{\sin \beta_1} \sin \xi + 0,16 \sigma_i db \left(\frac{\pi}{2} \rho_1 + h_3 \right), \quad (4)$$

где σ_i – интенсивность напряжений при резании, МПа;

a_i – толщина срезаемого слоя на i -том участке режущей кромки, мм;

db – длина элементарного участка, мм;

ξ – угол действия, рад;

β_1 – угол наклона условной плоскости сдвига, рад;

ρ_1 – радиус округления режущей кромки, мм;

h_3 – величина фаски износа по задней поверхности инструмента, мм.

Суммарная сила резания, действующая на радиусном участке фрезы, определяется:

$$P_x = \frac{1,08 \cdot r \cdot S_z}{\cos \omega} \sum_{i=1}^m \int_{\arctg\left(\frac{\ctg \alpha}{\sin Q_i}\right)}^{0,5\pi} \frac{\sigma_i \sqrt{1 - (\pm \sin \Phi_i \sin Q_i \sin |\omega_{\Pi}| + \cos \Phi_i \cos |\omega_{\Pi}|)^2 - \sin^2 \Phi_i \cos^2 Q_i}}{\sin \beta_1} \times$$

$$\times \frac{\sin \xi \cos \Phi_i d\Phi_i}{1} + \frac{0,16 \cdot r}{\cos \omega} \sum_{i=1}^m \int_{\arctg\left(\frac{\ctg \alpha}{\sin Q_i}\right)}^{0,5\pi} \sigma_i (0,5\pi \rho_1 + h_3) \cos \Phi_i d\Phi, \quad (5)$$

где ω – угол наклона зуба фрезы, рад;

m – количество зубьев;

Q_i – текущий угол контакта, рад;

ω_{Π} – угол наклона обрабатываемой поверхности, рад;

Φ_i – угловая высота текущего элементарного участка режущей кромки, рад.

В данной формуле не учитывается деформация обрабатываемого материала округленной частью режущей кромки и не участвует передний угол инструмента.

Зарубежные ученые также внесли большой вклад в изучение механики процесса резания. При определении силы резания используются две основных математических модели. В первой вклад в силу резания силы трения и силы стружкообразования определяется одним коэффициентом. Эта модель используется многими исследователями [68, 69, 72]. Вторая модель оценивает вклад силы трения и силы стружкообразования отдельными коэффициентами [63, 65, 70, 71]. Данные коэффициенты могут быть получены на основе теории резания или экспериментально. Значения коэффициентов определяется такими величинами, как напряжения в условной плоскости сдвига, угол условной плоскости сдвига и коэффициент трения. Данные значения определяются серией экспериментов применительно к ортогональному резанию. В дальнейшем эти данные можно использовать для априорного определения коэффициентов силы резания при точении, сверлении и фрезеровании [65].

В работе [67] на основе второй модели были предложены коэффициенты удельной силы резания применительно к концевому фрезерованию. Элементарные составляющие силы резания предлагается определять по следующим выражениям, схема для расчета приведена на рисунке 7

$$\begin{aligned}
 dF_{t,j}(\phi_j, z) &= K_{ie} dS(z) + K_{ic} s_z \sin \phi_j dz \\
 dF_{r,j}(\phi_j, z) &= K_{re} dS(z) + K_{rc} s_z \sin \phi_j dz \\
 dF_{a,j}(\phi_j, z) &= K_{ae} dS(z) + K_{ac} s_z \sin \phi_j dz \\
 dS(z) &= dz \sqrt{(r(z)\psi'(z))^2 + (r'(z))^2 + 1}
 \end{aligned} \tag{6}$$

где dF_t , dF_r , dF_a – тангенциальная, радиальная и осевая составляющие элементарной силы резания возникающей на j -й кромке, Н;

ϕ_j – радиальный угол контакта j -й кромки, рад;

K_{ie}, K_{ic} – удельные коэффициенты силы резания и силы трения определяемые экспериментально;

$r(z)$ – радиус текущего сечения фрезы, мм;
 $\psi'(z)$ – угол отставания, рад.

Главным недостатком данной модели фрезерования является ее зависимость от опытных данных. Так же не отражена зависимость силы резания от скорости резания и износа инструмента.

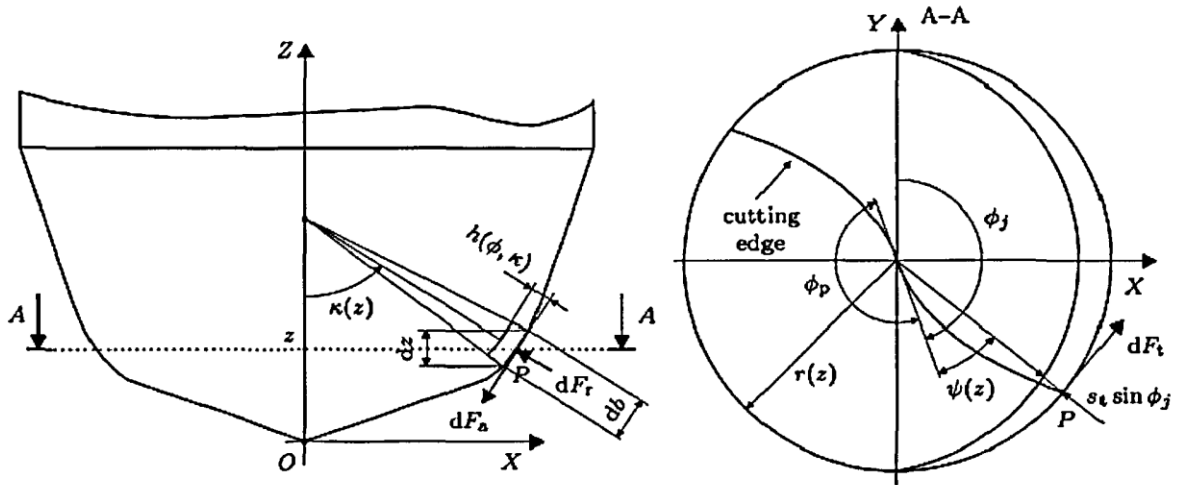


Рисунок 7 – Элементарные составляющие силы резания

Для того, чтобы при определении силы резания при фрезеровании концевой радиусной и тороидальной фрезой, учитывалась деформация материала детали радиусом округления режущей кромки, изменение переднего угла, износ зубьев фрезы автор предлагает брать за основу зависимость для силы резания, полученную в работе [4]. Используя эту формулу, можно получить зависимость для силы резания, возникающей на элементарном участке зуба фрезы. И уже на основе этой зависимости далее получить формулы для определения составляющих силы резания, зависящих от углов поворота и отклонения фрезы, поворота и угла наклона зуба фрезы.

1.2.1.2 Анализ исследований по изучению колебаний системы СПИЗ при концевом фрезеровании

Анализ литературы показал, что отсутствуют работы по определению параметров колебаний сложнопрофильной детали во время обработки фрезерованием. Существующие исследования направлены на изучение

колебаний инструмента.

Характер вибраций концевой фрезы подробно рассмотрен в работе С. В. Городничева [8]. Так в этой работе было определено, что спектр динамической составляющей силы резания содержит гармоники на частоте вращения фрезы, частоте прохождения зубьев через зону резания, первой и второй собственных частотах изгибных колебаний фрезы. Низкочастотная компонента спектра силы резания, соответствующая частоте вращения фрезы, является доминирующей при фрезеровании концевой радиусной фрезой [8]. На основе экспериментальных исследований установлено, что изменение динамической составляющей силы резания подчинено косинусоидальному закону, причем на размах колебаний динамической составляющей силы резания оказывает подача на зуб, глубина резания, а скорость резания практически не оказывает влияние. Наличие стружкоразделительных канавок уменьшает размах колебаний в 1,7 раза, а силу резания в 1,25 – 2 раза.

В работе Д. А. Малышкина [33] получена математическая модель продольных колебаний фрезы, позволяющая рассчитать амплитудно-частотную характеристику продольных колебаний фрезы.

В работе [66] R. P. H. Faassen предложил математическую модель продольно-поперечных колебаний фрезы как функцию от частоты вращения шпинделя и глубины резания, которая позволяет обеспечивать режимами обработки стабильное резание.

Тем не менее, при определении технологических условий обработки мало жестких деталей, определяющее значение имеют колебания детали, а не инструмента, т. к. жесткость детали на несколько порядков меньше чем жесткость фрезы.

1.2.1.3 Определение износа инструмента

Стойкость инструмента играет решающую роль при назначении режимов обработки, т. к. преждевременное затупление инструмента может привести к браку детали, а резание на щадящих режимах экономически

невыгодно. В качестве критерия затупления инструмента в основном используется фаска износа по задней поверхности инструмента.

Проблемой прогнозирования износа занимались многие отечественные и зарубежные ученые. Большой вклад в изучение процессов износа лезвийного инструмента внесли отечественные ученые Н. И. Резников [47], Н. Н. Зорев [18], А. М. Даниелян, В. А. Кривоухов [27], А. Д. Макаров [31,32], С. С. Силин [52 – 56], Н. В. Талантов [59], Л. Ш. Шустер [31] и другие.

А. П. Передбоговым была получена формула позволяющая прогнозировать износ инструмента при периферийном фрезеровании цилиндрическими фрезами [45]

$$h_3 = h_{ол} \cdot n \cdot Sz \cdot Tz, \quad (7)$$

где h_3 – величина износа по задней грани инструмента, мм;

$h_{ол}$ – относительный линейный износ зуба фрезы, мм;

n – частота вращения фрезы, об/мин;

Sz – подача на зуб фрезы, мм/зуб;

Tz – время работы фрезы, мин.

Относительный линейный износ определяется по формуле [17]

$$h_{ол} = 0,0027 \left(\frac{F^{2,46} (1 - \sin \gamma)^{0,452 - 0,235 \ln F + 0,217 \ln \pi - 0,145 \ln(\sin \alpha)} \cdot (\sin \alpha)^{0,154} Pe^m}{226 \cdot \Pi^{3,84 + 1,84 \ln F + 0,113 \ln \pi - 0,128 \ln F - 79}} \right) \times \quad (8)$$

$$\times F^{2,2} \left(\frac{t}{D} \right)^{0,84} \left(\frac{Sz}{D} \right)^{-0,82} E^{0,6} \Pi^{3,5},$$

где D – диаметр фрезы, мм;

Π – безразмерный комплекс.

Применить данные зависимости к процессу концевое фрезерования достаточно сложно, т. к. для этого необходимо вводить поправочные коэффициенты учитывающие особенность концевое фрезерования.

Известна также интегральная интенсивность износа для токарной обработки в критериальной форме [4, 40]

$$h_{ол} = \frac{h_r}{l_1} = c_1 \left(\frac{\sigma_v}{\sigma_u} \right)^{x_1} (P_e B)^{y_1} E^{z_1}, \quad (9)$$

где c_1, x_1, y_1, z_1 – коэффициенты определяемые экспериментально;

σ_v, σ_u – прочность обрабатываемого и инструментального материалов при температуре резания, Па.

В данную зависимость не входят какие-либо параметры отражающие специфику того или иного процесса лезвийной обработки, поэтому она справедлива для всех видов чистовой лезвийной обработки. В работе [57] данная зависимость применена для торцевого фрезерования. Учитывая схожесть процессов торцевого и концевое фрезерования можно предположить, что с помощью данной формулы можно рассчитать износ концевых фрез, предварительно экспериментально определив степенные коэффициенты.

В свою очередь между радиальным износом и износом по задней поверхности инструмента существует следующая зависимость [2]

$$h_r = \frac{h_r \cdot \text{tg} \alpha \cdot h_3}{(1 - \text{tg} \gamma \cdot \text{tg} \alpha)}, \quad (10)$$

где α – задний угол инструмента, град;

γ – передний угол инструмента, град;

h_3 – величина износа по задней грани инструмента, мм.

1.2.1.4 Определение остаточных напряжений

Проблемой определения взаимосвязи остаточных напряжений и технологическими условиями обработки посвящено достаточно много работ. Здесь необходимо отметить работы В. В. Абрамова [1], Б. С. Коротина [23], И. В. Семеченко [51], Б. А. Кравченко [25], А. В. Подзея и др. В этих работах авторы исходили из первостепенного влияния одного из факторов на образование остаточных напряжений и действие другого фактора не принимали во внимание.

В работе [44] экспериментально показано, что при концевом высокоскоростном фрезеровании остаточные напряжения формируются в результате действия двух конкурирующих между собой факторов. Под действием силы резания формируются сжимающие остаточные напряжения, но при этом повышенная температура в зоне резания способствует релаксации остаточных напряжений сжатия и образованию растягивающих остаточных напряжений. Отмечено, что независимо от режимов обработки в основном образуются сжимающие остаточные напряжения, т. к. перераспределение тепла в зоне резания при высокоскоростном фрезеровании способствует тому, что основная масса тепла концентрируется в стружке и не успевает переходить в заготовку.

Таким образом, при расчете остаточных напряжений необходимо учитывать действие силового и теплового фактора, так как необходимо учитывать релаксацию остаточных напряжений обусловленную температурой в зоне резания.

В. Ф. Безъязычным предложен метод расчетного определения технологических условий обработки обеспечивающих заданное значение остаточных напряжений при точении жаропрочных и жаростойких сплавов с учетом как силового так и теплового факторов [5]. Данный метод справедлив и для других видов лезвийной обработки. В работе А. В. Константинова [22] с помощью данного метода были рассчитаны остаточные напряжения вносимые в поверхностный слой при цилиндрическом фрезеровании.

1.2.2 Анализ исследований, по изучению влияния параметров резания на показатели точности сложнопрофильных мало жестких деталей

1.2.2.1 Влияние условий обработки на погрешность от недостаточной жесткости технологической системы

Технологическая система представляет собой упругую систему, деформация которой в процессе обработки обуславливает погрешности размеров и геометрической формы деталей.

Исследования влияния жесткости технологической системы на образование погрешностей при прерывистом резании широко представлены в работах Б. С. Балакшина [3], В. С. Корсакова [24], К. С. Колева [20,21], Л. М. Горчакова [9], Д. Д. Медведева [35], Н. А. Годиной [7], Ач. Миклоша [36], О. А. Новикова [41], В. Ф. Безъязычного [5], Т. А. Скитевой [57] и ряда других.

В основе этих работ стоит зависимость между величиной упругих деформаций технологической системы от силы резания и состояния технологической системы, полученная А. П. Соколовским [58]

$$\Delta_h = \frac{P_h}{j_{сист}}, \quad (11)$$

где Δ_h – погрешность, обусловленная недостаточной жесткостью технологической системы, м;

P_h – радиальная составляющая силы резания, Н;

$j_{сист}$ – статическая жесткость системы, Н/м.

Статическая жесткость системы СПИЗ определяется:

$$\frac{1}{j_{сист}} = \frac{1}{j_{ст}} + \frac{1}{j_{дет}} + \frac{1}{j_{пр}} + \frac{1}{j_u}, \quad (12)$$

где $j_{ст}$, $j_{дет}$, $j_{пр}$, j_u – статическая жесткость станка, детали, приспособления и инструмента, Н/м.

В случае концевой фрезерования маложестких деталей определяющее значение имеет жесткость детали, т. к. ее значение на порядок меньше остальных составляющих жесткости системы СПИЗ. Деформации детали во время обработки зачастую больше допуска на размер. Для полноценного прогнозирования деформаций детали во время обработки и при определении технологических условий обработки необходимо учитывать все многообразие сил в системе, а не только силы направленные по нормали к обрабатываемой поверхности. При этом необходимо учитывать изменение жесткости как в продольном, так и поперечном направлениях движения

инструмента.

Проблеме прогнозирования точности обработки деталей ГТД с учетом сил в технологических системах посвящена работа Ю. Н. Вивденко и А. В. Карасева [6]. В данной работе предложено методом конечных элементов производить расчет прогибов обрабатываемых элементов таких деталей как лопатка и крыльчатка ГТД под действием всего многообразия сил составляющих силы резания, закрепления и реакций опорных элементов приспособления. Прогнозирование прогибов от действия всех сил позволяет повысить производительность обработки на 8 – 20 %. Но в данной работе не рассматривается влияние именно режимов обработки на прогибы детали, что не позволяет рассчитать оптимальные режимы резания для каждого обрабатываемого участка и это оставляет задел для дальнейшего повышения точности и производительности обработки таких деталей.

1.2.2.2 Определение технологических остаточных деформаций сложнопрофильных деталей

Проблемой определения технологических остаточных деформаций занимались В. Н. Шахурин, Л. С. Лосева, О. Ю. Корцюбинский, Б. А. Кравченко, А. А. Маталин, А. И. Промтов, С. А. Букатый и другие отечественные и зарубежные ученые.

Проблеме возникновения технологических остаточных деформаций при обработке маложестких сложнофасонных деталей ГТД посвящены работы Н. А. Овсеенко [42, 43], в которых разработана принципиальная математическая модель механизма образования остаточных деформаций и напряжений как единого процесса, которая устанавливает их неразрывную связь с технологическими начальными напряжениями для деталей типа лопатки. Под «начальными напряжениями» понимаются напряжения, возникающие в детали после обработки, но до ее деформации. Для исключения остаточных деформаций при двухсторонней обработке деталей

типа стержней, балок или пластин необходимо, чтобы в каждом сечении детали соблюдалось равенство [43]

$$\begin{aligned} & \int_{v_1^0}^{v_2^a} \int \sigma'_{01}(\zeta) \cdot u \sqrt{1+(u')^2} \, dvd\zeta + \int_{v_1^0}^{v_2^a} \int \sigma'_{01}(\zeta) \cdot u_1 \sqrt{1+(u_1')^2} \, dvd\zeta = \\ & = \int_{v_3^0}^{v_4^a} \int \sigma'_{02}(\zeta) \cdot u_2 \sqrt{1+(u_2')^2} \, dvd\zeta + \int_{v_3^0}^{v_4^a} \int \sigma'_{02}(\zeta) \cdot u_3 \sqrt{1+(u_3')^2} \, dvd\zeta, \end{aligned} \quad (13)$$

где a, a' – величина припуска на обработку с остаточными напряжениями $\sigma'_{01}(\zeta)$ и $\sigma'_{02}(\zeta)$ с одной и другой стороны детали соответственно;

a_1, a'_1 – толщина слоя, в который вносятся обработкой дополнительные начальные напряжения $\sigma'_{01}(\zeta)$ и $\sigma'_{02}(\zeta)$;

u_i – функции, аппроксимирующие профиль детали с одной и другой стороны до (u, u_2) и после (u_1, u_3) удаления припуска на обработку.

А. Н. Овсенко также были получены формулы для определения остаточных деформаций лопаток переменного сечения. Лопатка схематизируется ступенчатым естественно-закрученным брусом, каждый из n участков которого имеет постоянную жесткость J_{vi} , J_{ui} , постоянные изгибающие моменты M_{vi} , M_{ui} . Зависимости для определения остаточных деформаций изгиба торцевого сечения лопатки в направлении осей X_1 , Y_1 , расположенных по главным центральным осям корневого сечения [43]

$$\begin{aligned} X_1 &= \frac{l^2}{2En^2} \left[\sum_{i=1}^{i=n} (2i-1) \left(\frac{M_{vi}}{J_{vi}} \cos \varphi_i + \frac{M_{ui}}{J_{ui}} \sin \varphi_i \right) \right]; \\ Y_1 &= \frac{l^2}{2En^2} \left[\sum_{i=1}^{i=n} (2i-1) \left(\frac{M_{vi}}{J_{vi}} \sin \varphi_i + \frac{M_{ui}}{J_{ui}} \cos \varphi_i \right) \right], \end{aligned} \quad (14)$$

где φ_i – угол поворота i -го сечения относительно корневого;

J_{vi}, J_{ui} – момент инерции i -го сечения относительно главных осей u и v ;

M_{vi}, M_{ui} – изгибающие моменты в i -м сечении относительно главных осей u и v ;

l – длина лопатки.

Применительно к фрезерованию титановых лопаток А. Н. Овсеенко установлены следующие закономерности:

- при попутном фрезеровании вносимые неуравновешенные напряжения в два раза больше чем при встречном;
- лезвийная обработка титановых сплавов создает в поверхностном слое начальные напряжения сжатия, которые вызывают отрицательно направленные остаточные деформации;
- наибольшее влияние на начальные напряжения и остаточные деформации мало жестких деталей при фрезеровании оказывают скорость резания, подача, износ фрезы, вид фрезерования, а также физико-механические свойства обрабатываемого материала;
- установлено существенное влияние материала режущей части на начальные напряжения и деформации при обработке титановых сплавов. Так, применение твердого сплава ВК8 приводит к уменьшению глубины и уровня начальных напряжений сжатия по сравнению с обработкой инструментами из P18, P14M7K25; остаточные деформации деталей снижаются в 1,5 – 2,0 раза;

Предложенная Н. А. Овсеенко методика предназначена для расчета технологических остаточных деформаций после абразивной обработки, а также обработки поверхностно-пластическим деформированием, когда величина неуравновешенных напряжений по сечению и по длине лопатки мало изменяется. При лезвийной обработке мало жестких деталей значение сил резания изменяется на каждом обрабатываемом участке, соответственно величина напряжений вносимых в поверхностный слой на разных участках может сильно изменяться.

1.2.2.3 Определение параметров шероховатости обработанной поверхности

Одним из важнейших показателей качества поверхностного слоя является высота микронеровностей, образующихся во время обработки на поверхности детали. Шероховатость поверхности оказывает влияние на усталостную и коррозионную прочность, контактную жесткость и на многие другие эксплуатационные свойства изделий и характеризуется высотой микронеровностей обработанной поверхности.

В общем случае шероховатость обработанной поверхности образуется в результате действия большого количества факторов: неровности, образующееся в результате копирования режущей части инструмента профиля детали, за счет восстановления упруго-подминаемого слоя. Высота неровностей также зависит от комплекса температурно-силовых явлений возникающих в зоне резания, которые изменяют механические свойства обрабатываемого материала в зоне резания и соответственно характер деформирования, а следовательно, обуславливает форму и высоту микронеровностей [5]. На шероховатость большое значение также оказывают вибрации системы СПИЗ.

Проблемой определения показателей шероховатости занимались многие ученые. Наиболее значительный вклад внесли В. П. Чебышев, А. И. Исаев [19], А. Д. Макаров [32], П. Е. Дьяченко [14], А. Г. Суслов и др.

Впервые формулу для определения высоты шероховатости с учетом всех вышеописанных факторов предложил В. Ф. Безъязычный применительно к токарной обработке [5].

Для концевой фрезерования И. А. Дружинским [33] предложена методика для определения составляющей высоты микронеровностей, возникающая в результате копирования режущей части концевой радиусной фрезы профиля детали, имеющей определенный радиус кривизны, причем рассматривается два варианта реализации подачи инструмента: поворотом оси фрезы и поступательное перемещение. В работе Д. А. Малышкина [33] разработана математическая модель, позволяющая произвести расчет

составляющей высоты микронеровностей, возникающей в результате продольных колебаний фрезы. Как уже было отмечено ранее, при фрезеровании сложнопрофильных деталей малой жесткости, определяющее влияние на показатели качества детали, в частности на показатели шероховатости обработанной поверхности, оказывают колебания детали, так как колебательные процессы детали на несколько порядков интенсивней колебаний инструмента.

При определении высоты микронеровностей также необходимо учитывать величину упругого восстановления подминаемого слоя детали, так как при определенных условиях обработки приращение высоты неровностей, обусловленное данным фактором, может быть значительным.

1.3 Выводы по главе 1. Цель и задачи исследования

1. В настоящее время нет методики определения технологических условий обработки деталей сложной пространственной формы, которая учитывала бы как возможные отжимы детали, так и технологические остаточные деформации.

2. Отсутствуют работы, посвященные комплексным теоретическим исследованиям параметров концевой фрезерования концевыми радиусными и тороидальными фрезами.

Исходя из вышеизложенного поставлена следующая цель исследования: разработка расчетного метода определения технологических условий обработки мало жестких деталей сложной пространственной формы с учетом возможных деформаций детали.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи.

1. Получить аналитические зависимости для расчета сил резания, высоты неровностей поверхности, износа инструмента, величин остаточных напряжений, вносимых в поверхностный слой.

2. Провести расчеты деформаций детали от сил резания и перераспределения остаточных напряжений.

3. Разработать методику расчета режимов резания с учетом заданной точности, шероховатости поверхности, жесткости детали, физико-механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов.

4. На основе полученной методики разработать подсистему САПР для расчета технологических условий обработки.

2 ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТЕЙ МЕЖДУ РЕЖИМАМИ ОБРАБОТКИ И ПАРАМЕТРАМИ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ

2.1 Расчетное определение силы резания при обработке концевыми фрезами

Процесс фрезерования носит циклический характер, толщина среза за один цикл резания меняется и принимает значения от нуля до максимума, вследствие чего сила и температура резания также меняются в течении одного цикла. При фрезеровании главное движение резания – вращение фрезы, а – вспомогательное линейное движение детали. При пятикоординатной обработке добавляется еще вспомогательное вращательное движение детали. В зависимости от сочетания направлений главного и вспомогательного движений выделяют два способа фрезерования: попутное и встречное. При цилиндрическом фрезеровании показатели качества поверхностного слоя могут сильно отличаться в зависимости от способа фрезерования, разница может достигать более 50 %. При торцевом и концевом фрезеровании такой разницы не наблюдается, так как от схемы резания не изменяется расстояние между поверхностным слоем детали и максимальным значением сечения среза. Выбор схемы обработки в данном случае происходит с точки зрения направления вектора силы резания при ее максимальном значении с позиций уменьшения деформаций наименее жестких элементов системы СПИЗ.

Сложность профиля пера лопаток обуславливает применение фрез небольшого диаметра со сферической режущей частью. Недостатком таких фрез является малая скорость резания вблизи с осью фрезы, что устраняется наклоном фрезы под определенным углом к обрабатываемой детали. В последнее время, на чистовых операциях, стали широко применяться, так называемые, «тороидальные» фрезы. Режущая часть таких фрез имеет форму тора, что обеспечивает постоянную высокую скорость резания по всей поверхности зуба.

2.1.1 Анализ геометрии сечения среза

Как уже отмечалось выше, для концевой пяти-координатного фрезерования используются два типа фрез. Рассмотрим геометрию сечения среза фрезой со сферической режущей частью. Чертеж фрезы представлен на рисунке 8.

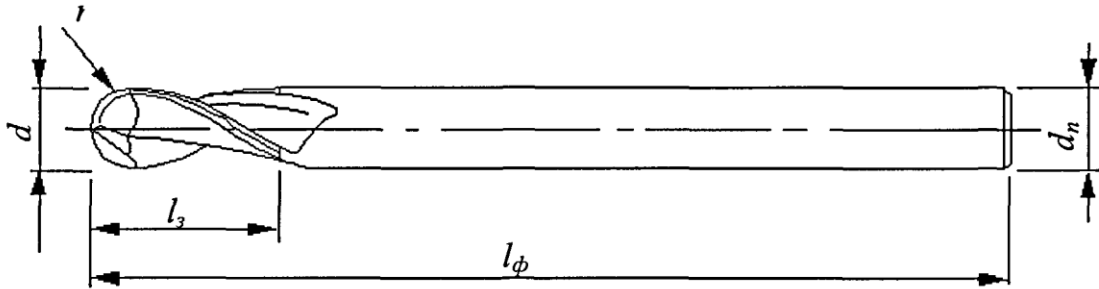


Рисунок 8 – Концевая радиусная фреза

Режущая часть представляет собой сферу. В процессе вращения фрезы площадь сечения среза изменяется от нуля до максимума. Для определения площади сечения среза рассмотрим объем металла снимаемый за один оборот фрезы. С помощью современных средств твердотельного моделирования эта проблема не представляет трудностей. Автором в системе Autocad получен объем материала снимаемый одним зубом за оборот фрезы, который на рисунке 9 показан в изометрии.

Точки 1,2,3 показывают начало, максимальный уровень и окончание работы зуба. Рассекая полученный объем плоскостями, проходящими через ось вращения фрезы, можно получить сечение среза в любой момент времени. На рисунке 9 показано максимальное значение сечения среза, полученное с помощью секущей плоскости А – А, соответствующее повороту зуба на угол ψ_1 . Как видно по длине зуба толщина сечения среза является переменной величиной.

На рисунке 10 показано изменение толщины сечения среза по длине зуба и углу поворота зуба фрезы.

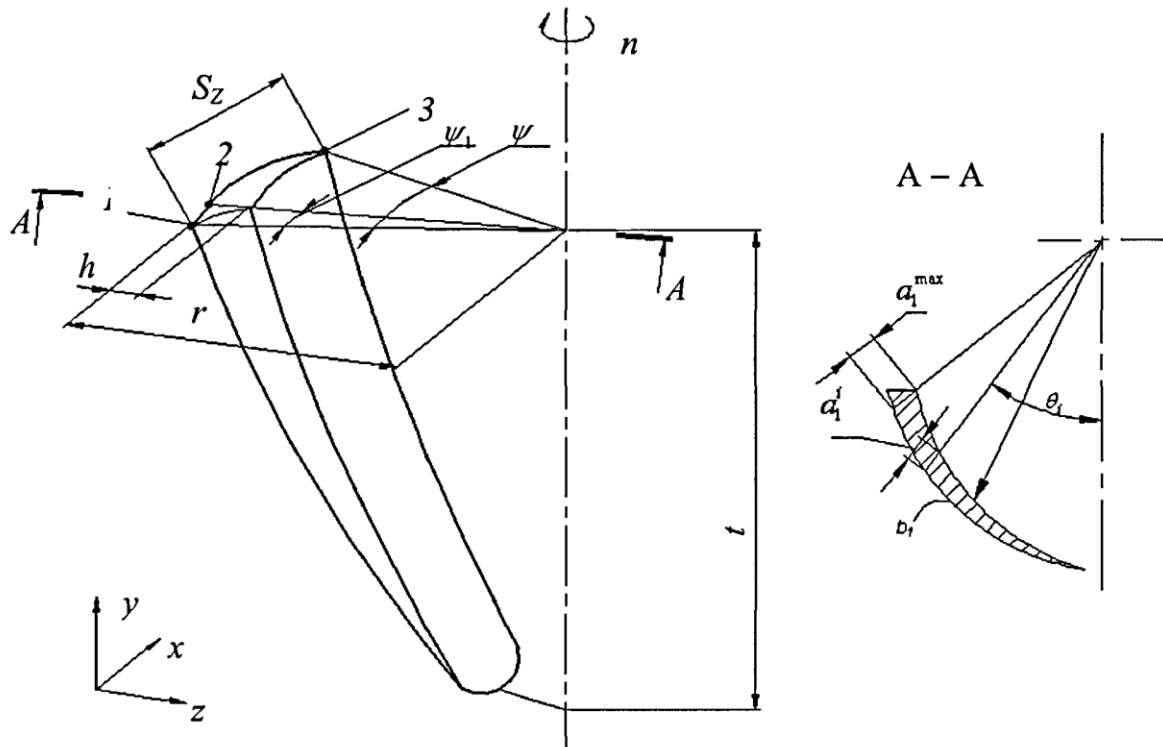


Рисунок 9 – Объем материала снимаемый одним зубом за оборот концевой радиусной фрезы

Значение толщины сечения среза по высоте зуба фрезы определяется формулой

$$\alpha_i = S_z \sin \psi \sin \theta_i, \quad (15)$$

где ψ – угол поворота зуба фрезы, рад;

θ_i – угловое положение по высоте участка зуба фрезы, для которого рассчитывается толщина сечения среза, рад;

Значение углов находится в диапазоне

$$\psi = \left[0; 2 \arcsin \sqrt{\frac{h}{2r} \left(1 - \frac{h}{2r} \right)} \right];$$

$$\theta_i = \left[0; 2 \arcsin \sqrt{\frac{t}{2r} \left(1 - \frac{t}{2r} \right)} \right], \quad (16)$$

где h – величина поперечной подачи, мм;

t – величина снимаемого припуска, мм.

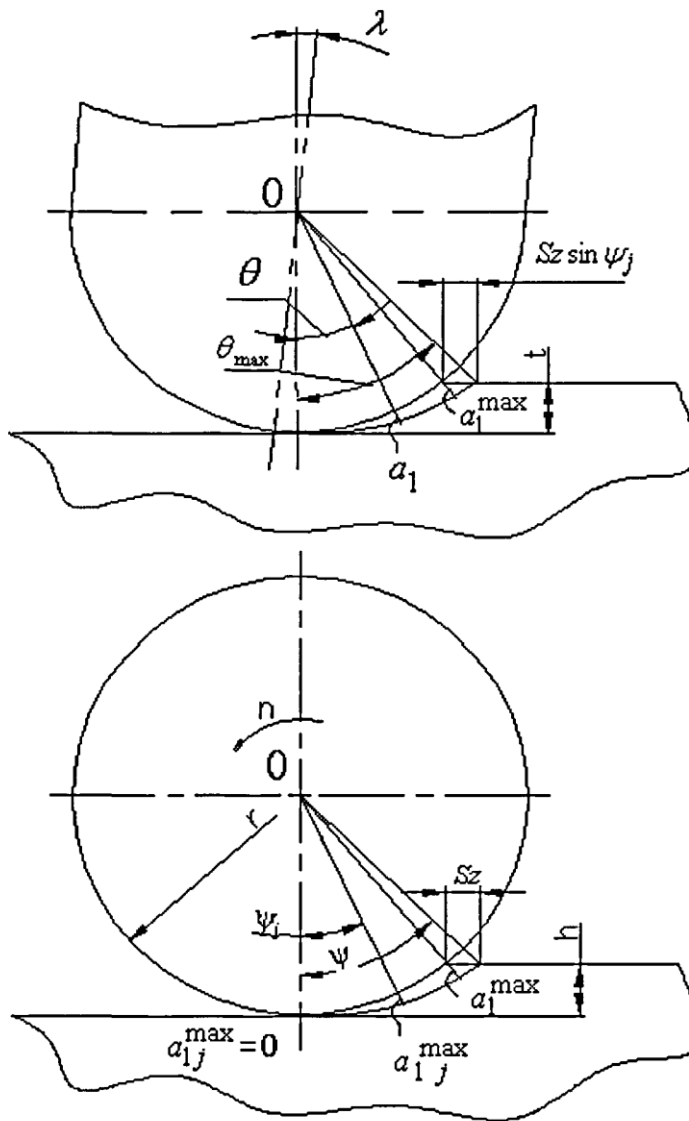


Рисунок 10 – Схема к определению толщины среза

Значение ширины сечения среза является постоянным по углу поворота фрезы. Схема к определению ширины сечения среза, при фрезеровании концевой радиусной фрезой, показана на рисунке 11, согласно

которому длина сегмента l определяется $l = \int_{\alpha}^{\beta} r d\varphi$. Тогда с учетом того,

что $\alpha = \arctg \frac{r-t}{\sqrt{2rt-t^2}}$ и $\beta = \frac{\pi}{2} + \arctg \frac{h}{2\sqrt{r^2 - \left(\frac{h}{4}\right)^2}}$ выражение для определения

ширины среза примет вид (формула 17).

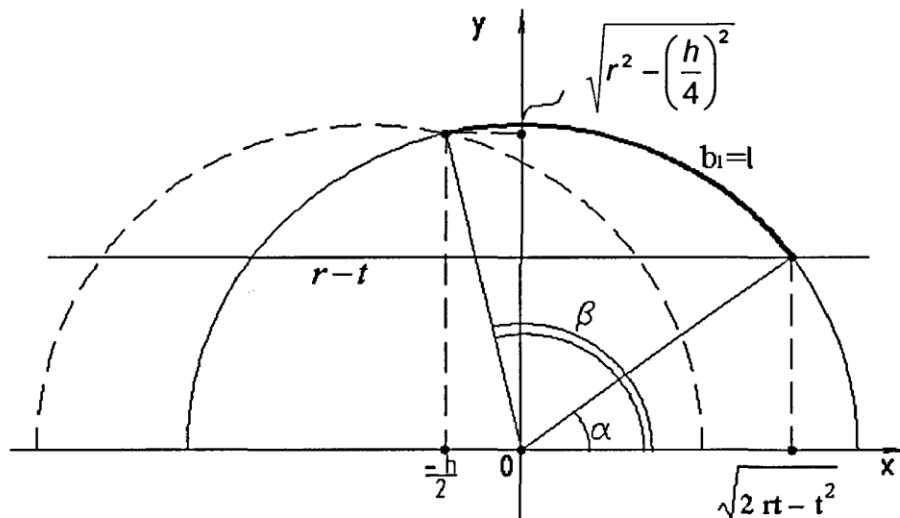


Рисунок 11 – Схема к определению ширины сечения среза

$$b_1 = l = \int_{\arctg \frac{r-t}{\sqrt{2rt-t^2}}}^{\frac{\pi}{2} + \arctg \frac{h}{2r\sqrt{1-\left(\frac{h}{2}\right)^2}}} r d\varphi = r \left(\frac{\pi}{2} + \arctg \frac{h}{2\sqrt{r^2 - \left(\frac{h}{4}\right)^2}} - \arctg \frac{r-t}{\sqrt{2rt-t^2}} \right). \quad (17)$$

Определим параметры сечения среза при фрезеровании “тороидальной” фрезой.

Вид “тороидальной” фрезы показан на рисунке 12.

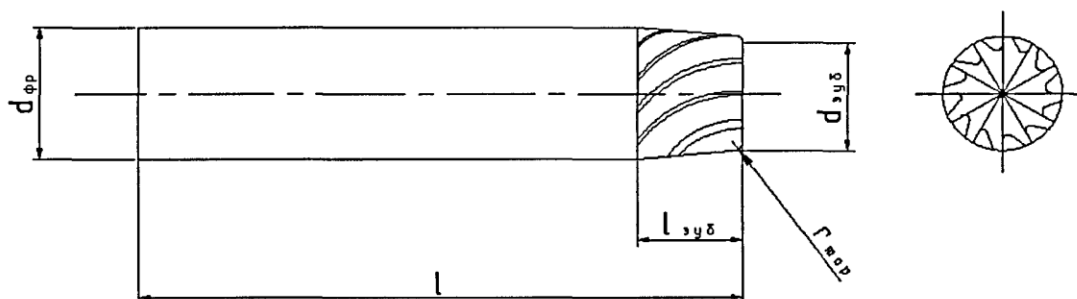


Рисунок 12 – Тороидальная фреза

Этот тип фрез используется для чистовой обработки. Радиус $r_{тор}$ больше припуска на обработку. Фреза во время обработки находится под углом к детали и в результате резание происходит по радиусу $r_{тор}$. Схема резания

показана на рисунке 13. Объем материала детали, снимаемый одним зубом за оборот тороидальной фрезы, полученный аналогично, как и для радиусной фрезы, показан на рисунке 14.

Максимальное значение сечения среза, соответствующее повороту фрезы на угол ψ_1 , показано с помощью секущей плоскости А – А. Как видно, сечение среза имеет аналогичный вид как и при фрезеровании радиусной фрезой.

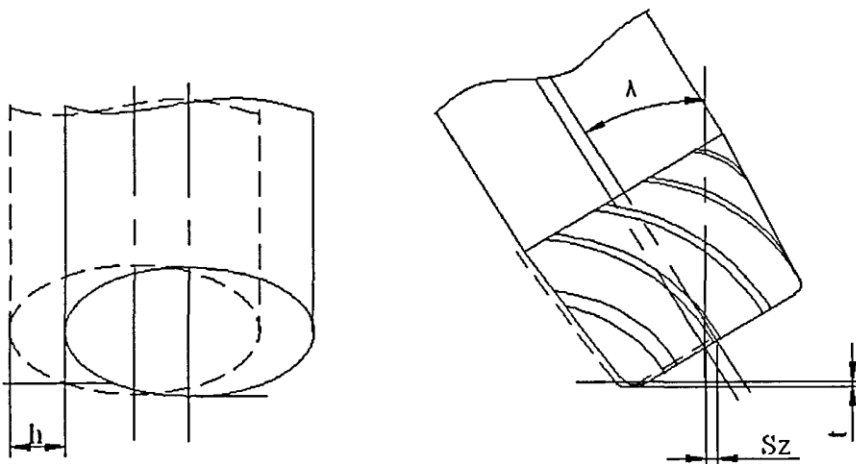


Рисунок 13 – Схема резания тороидальной фрезой

Таким образом, при расчете параметров сечения среза для “тороидальной” фрезы, можно пользоваться зависимостями, полученными для радиусной фрезы с заменой r на $r_{\text{тор}}$.

Тогда зависимости для определения толщины и ширины сечения среза принимают вид

$$a_1 = S_z \sin \psi \sin \theta . \quad (18)$$

$$\psi = \left[0; 2 \arcsin \sqrt{\frac{h}{2r} \left(1 - \frac{h}{2r} \right)} \right]. \quad (19)$$

$$\theta = \left[0; 2 \arcsin \sqrt{\frac{t}{2r_{\text{тор}}} \left(1 - \frac{t}{2r_{\text{тор}}} \right)} \right]. \quad (20)$$

$$b_1 = r_{\text{тор}} \left(\frac{\pi}{2} + \arctg \left(\frac{h}{2 \sqrt{r_{\text{тор}}^2 - \left(\frac{h}{4} \right)^2}} \right) - \arctg \left(\frac{r_{\text{тор}} - t}{\sqrt{2r_{\text{тор}} t - t^2}} \right) \right). \quad (21)$$

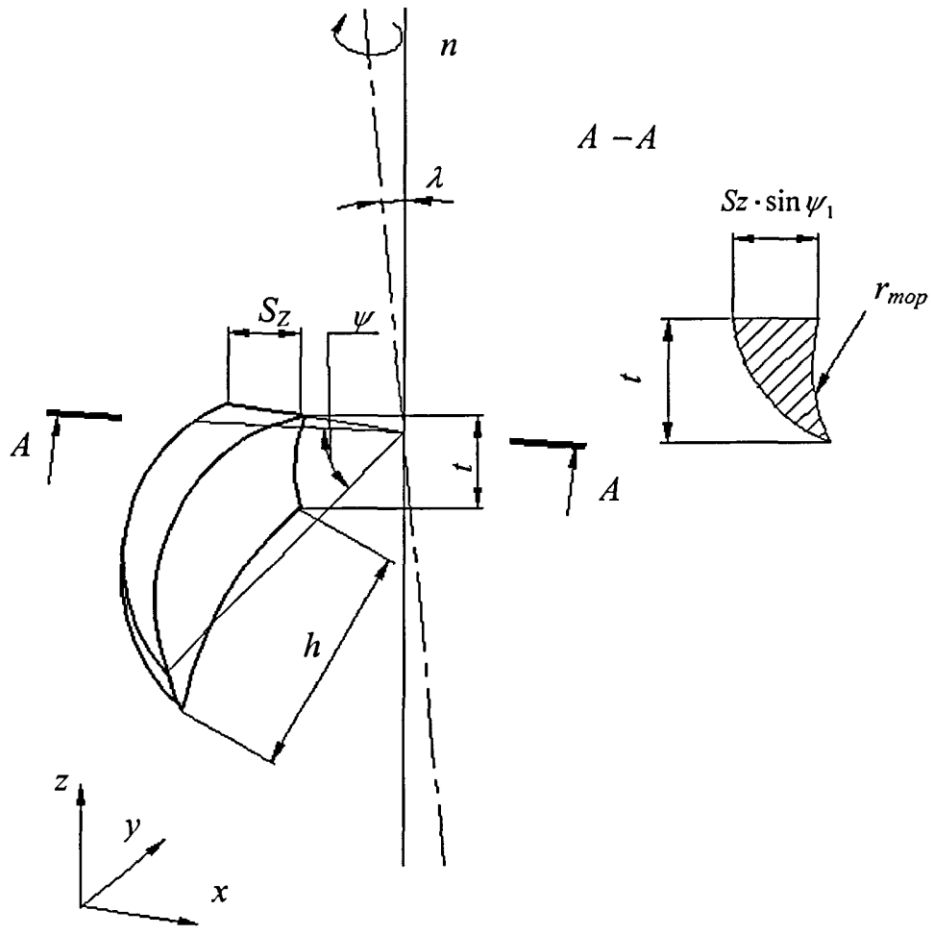


Рисунок 14 – Объем материала снимаемый одним зубом за оборот тороидальной фрезы

Влияние режимов обработки на площадь сечения среза показано на графиках представленных на рисунке 15. Как видно из графиков увеличение значений подач фрезы и глубины резания увеличивают площадь сечения среза. Увеличение радиуса фрезы, при прочих равных условиях, уменьшает площадь сечения среза.

2.1.2 Определение силы резания

Как известно процесс прерывистого резания, к которому относится фрезерование, состоит из четырех этапов: врезание, установившееся резание, выход инструмента, холостой ход. В процессе врезания и выхода

инструмента, когда значение толщины сечения среза меньше некоторой критической величины подминаемого слоя материала детали, процесса резания нет, а происходит процесс подминания материала детали режущим клином инструмента радиусом округления режущей кромки [5, 30].

А. П. Передбоговым применительно к периферийному фрезерованию получены зависимости для определения силы резания для каждого этапа резания. Из этих зависимостей видно, что наибольшая сила возникает во время установившегося резания. Поэтому при расчете технологических условий обработки необходимо учитывать величину силы резания именно на этом этапе.

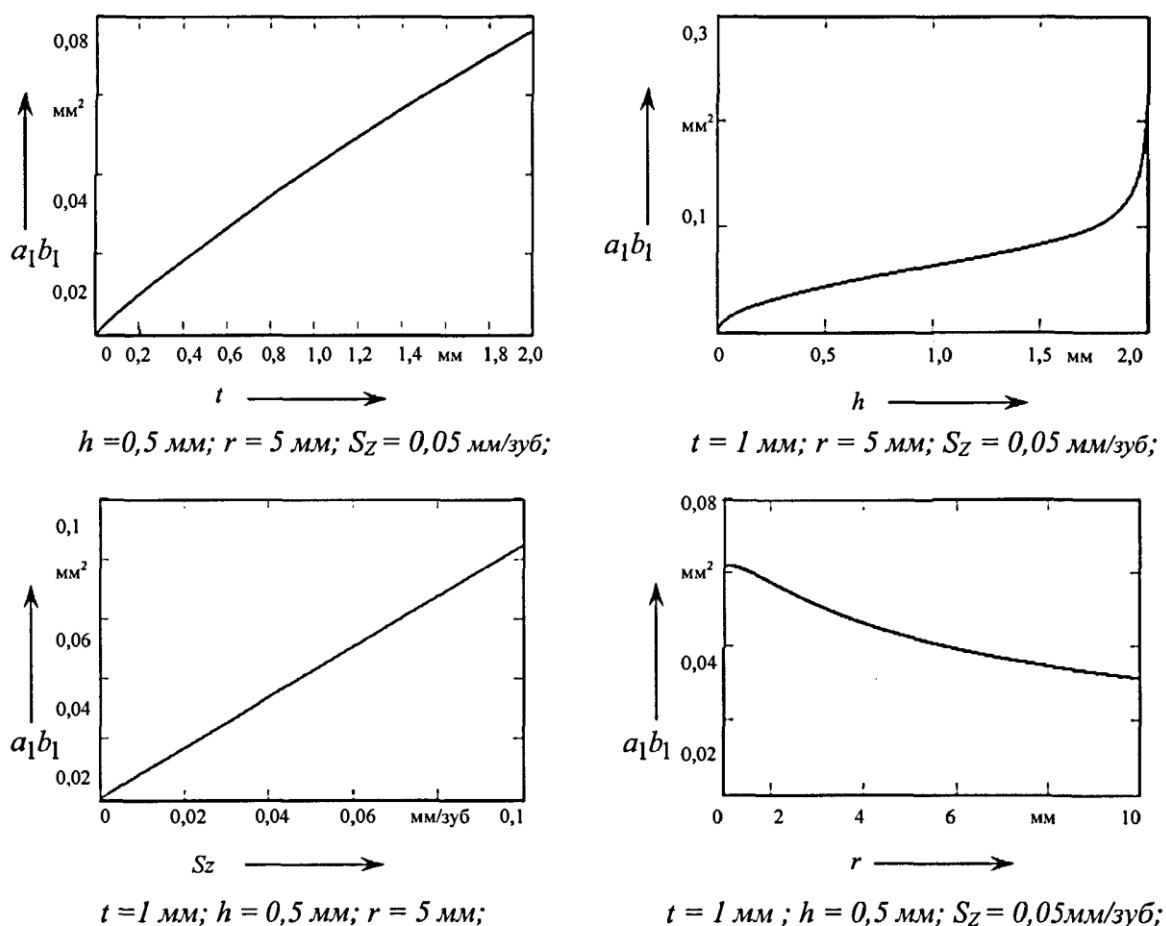


Рисунок 15 – Графики влияния режимов обработки на величину сечения среза

Силовое воздействие фрезы на обрабатываемую деталь осуществляется через переднюю поверхность зуба фрезы. Вектор силы резания совпадает с вектором линейной скорости вращения зуба. Для расчета силы резания при концевом фрезеровании радиусной фрезой можно за исходную использовать формулу, полученную в работе [4] применительно к токарной обработке

$$P = \tau_p a_1 b_1 \left\{ \left(1 - a_2 B^{-b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x}} E \right) \left[1 + \frac{1}{B} + \frac{B - \operatorname{tg} \gamma}{1 + B \operatorname{tg} \gamma} \right] + 0,48 E M \left[\arccos(1 - a_2 B^{-b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x}}) + \frac{a_2 B^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma)^{-x}}}{\sin \alpha (\cos \gamma + B \sin \gamma)} + h_3 \right] \cos \alpha \right\}. \quad (22)$$

Схема для расчета силы резания представлена на рисунке 16.

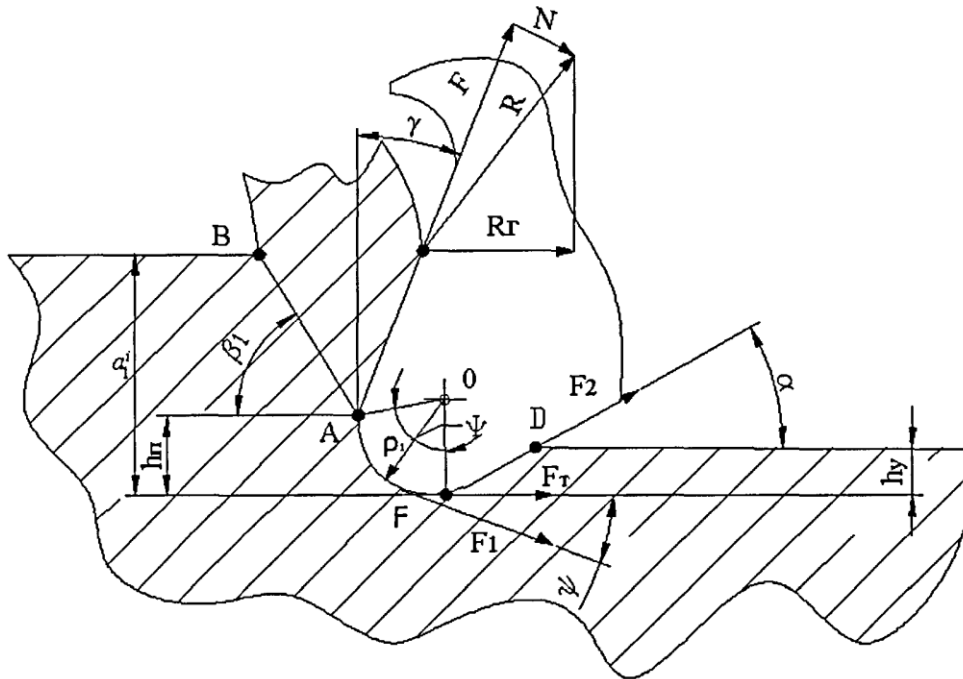


Рисунок 16 – Схема к расчету силы резания

Так как по высоте зуба фрезы изменяются параметры резания (скорость резания, толщина сечения среза, угол наклона условной плоскости сдвига), то целесообразно определить силу резания возникающую на

элементарном участке зуба и в этом случае формула (22) принимает следующий вид

$$dP = \tau_p a_1^i db_1 \left\{ \begin{array}{l} \left(1 - a_2 B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}} E_i \right) \left[1 + \frac{1}{B_i} + \frac{B_i - \operatorname{tg} \gamma_i}{1 + B_i \operatorname{tg} \gamma_i} \right] + \\ + 0,48 E_i \left[\arccos(1 - a_2 B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}) + \frac{a_2 B_i^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}}{\sin \alpha (\cos \gamma_i + B \sin \gamma_i)} + \right. \\ \left. + h_3^i \right] \cos \alpha \end{array} \right\}. \quad (23)$$

По высоте зуба изменяются значения переднего угла, скорости резания, толщины сечения среза и, как следствие, переменными являются значение критериев подобия B, E , коэффициентов a_2, b_2, x .

Изменение толщины сечения среза по высоте зуба можно получить через зависимость (15), изменяя значения угла θ . Тогда зависимость для определения толщины сечения среза, при повороте зуба на угол ψ , принимает вид

$$a_1^i = S_z \sin \psi \sin \theta_i. \quad (24)$$

Схема для определения скорости резания представлена на рисунке 17.

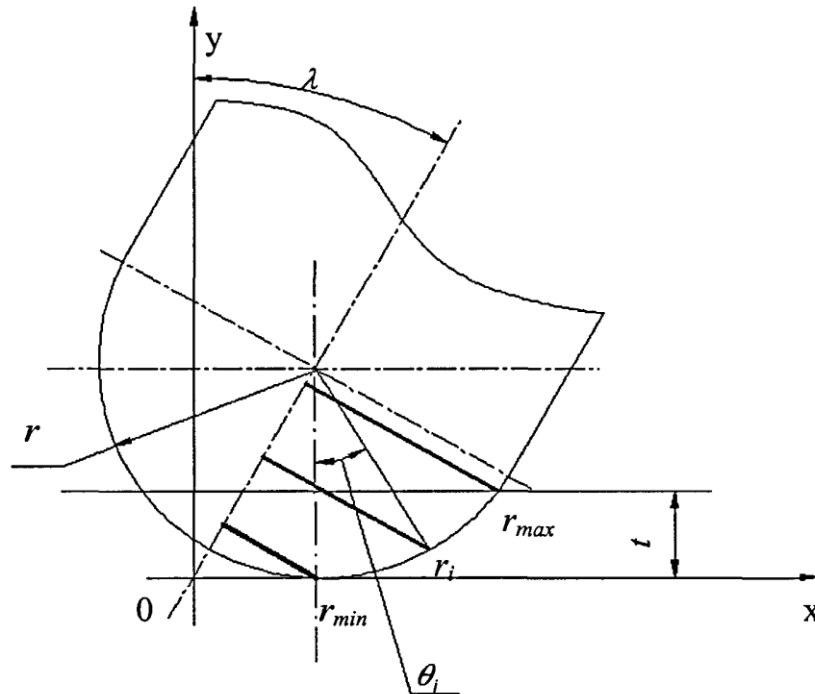


Рисунок 17 – Схема для определения скорости резания при фрезеровании радиусной фрезой

Определить значения скорости резания можно через радиусы сечений фрезы проходящих через эти точки и направленные перпендикулярно оси фрезы. Как видно из схемы, радиусы определяются выражениями (25).

$$\begin{aligned} r_{\min} &= r \cdot \operatorname{tg} \lambda ; \\ r_{\max} &= r \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{r-t}{r}\right)^2}; \\ r_i &= r \cdot \sin(\lambda + \theta_i) , \end{aligned} \quad (25)$$

где r – радиус фрезы, мм;

λ – угол наклона оси фрезы, рад;

t – величина снимаемого припуска, мм.

Тогда значения скорости резания в каждой точке зуба радиусной фрезы определяется по формуле

$$v_i = \frac{\pi \cdot 2 \cdot r \cdot \sin(\lambda + \theta_i) \cdot n}{60000} , \quad (26)$$

где v_i – скорость резания в i -й точке зуба, м/с;

n – частота вращения шпинделя, об/мин.

При значениях толщины сечения среза меньших, чем радиус округления режущей кромки зуба фрезы, резание происходит с отрицательным передним углом, как это показано на рисунке 18. В этом случае фреза имеет положительный передний угол $\gamma_{\text{черт}}$, но ввиду небольшого текущего значения толщины среза a_1^i резание происходит с передним углом γ_i , имеющим отрицательное значение.

Значение переднего угла при $a_1^i < \rho_1$ можно определить следующим выражением, полученным автором

$$\gamma_i = -\operatorname{arctg} \left(\frac{\rho_1 - a_1^i}{\sqrt{2a_1^i \rho_1 - (a_1^i)^2}} \right) . \quad (27)$$

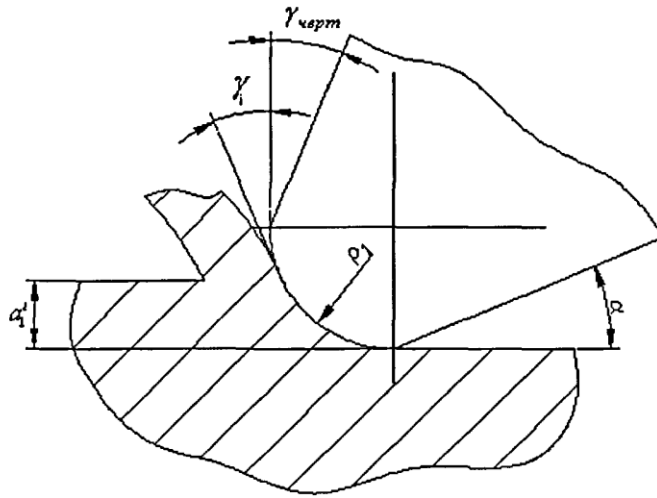


Рисунок 18 – Схема для определения действительного переднего угла

Для определения силы резания необходимо проинтегрировать уравнение (23).

$$P = \int_0^{2 \arcsin \sqrt{\frac{t}{2r} \left(1 - \frac{t}{2r}\right)}} \tau_p a_1^i r \left\{ \left(1 - a_{2i} B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}} E_i \right) \left[1 + \frac{1}{B_i} + \frac{B_i - \operatorname{tg} \gamma_i}{1 + B_i \operatorname{tg} \gamma_i} \right] + \right. \\ \left. + 0,48 E_i \left[\arccos(1 - a_{2i} B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}) + \frac{a_{2i} B_i^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}}{\sin \alpha (\cos \gamma_i + B \sin \gamma_i)} + h_3^i \right] \cos \alpha \right\} db_1 \quad (28)$$

Решить данный интеграл аналитически невозможно, ввиду сложности подынтегральной функции. Для определения величины силы резания представим интеграл в виде суммы

$$P = \sum_{i=1}^j \tau_p a_1^i \Delta b_1 \left\{ \left(1 - a_{2i} B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}} E_i \right) \left[1 + \frac{1}{B_i} + \frac{B_i - \operatorname{tg} \gamma_i}{1 + B_i \operatorname{tg} \gamma_i} \right] + \right. \\ \left. + 0,48 E_i \left[\arccos(1 - a_{2i} B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}) + \frac{a_{2i} B_i^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}}{\sin \alpha (\cos \gamma_i + B \sin \gamma_i)} + h_3^i \right] \cos \alpha \right\}, \quad (29)$$

где j – количество шагов разбиения, т.е. на сколько расчетных участков разбивается высота зуба фрезы, при расчете силы резания;

i – текущий шаг расчета;

$a_1^i = Sz \sin \psi \sin(\theta_i)$ – значение толщины сечения среза на i -м участке зуба фрезы, мм ;

$\Delta b_1 = \frac{b_1}{j}$ – ширина среза на каждом рассматриваемом участке зуба

фрезы, мм;

a_2, b_2, x – коэффициенты зависящие от критерия В и определяемые по таблице В.4. с. 15, [4];

x, y, z – коэффициенты зависящие от $E_i, D_i, \Gamma_i, B_i, \gamma_i$, определяются по таблице В.2. с. 12, [4];

$B_i = \frac{cB_i^x D_i^z}{\Gamma_i^y (1 - \sin \gamma_i)^{0,73}}$ – тангенс угла наклона условной плоскости

сдвига;

$\gamma_i = \begin{cases} \gamma, \text{ при } \frac{a_1^i}{\rho_1} > 1 \\ -\arctg \left(\frac{\rho_1 - a_1^i}{\sqrt{2a_1^i \rho_1 - (a_1^i)^2}} \right), \text{ при } \frac{a_1^i}{\rho_1} \leq 1 \end{cases}$ – значение переднего угла, рад;

$E_i = \frac{a_1^i}{\rho_1}, D_i = \frac{a_1^i}{\Delta b_1}, \Gamma_i = \left(\frac{\lambda_P}{\lambda} \right) \left(\frac{\pi}{2} - (\alpha + \gamma_i) \right), B_i = \frac{v_i \cdot a_1^i}{a}$ – безразмерные

комплексы;

$\theta_i = \frac{2 \arcsin \sqrt{\frac{t}{2r} \left(1 - \frac{t}{2r} \right)} \cdot i}{j}$ – угловое положение i -го участка зуба

фрезы, рад;

$v_i = \frac{\pi \cdot 2 \cdot r \cdot \sin(\lambda + \theta_i) \cdot n}{60000}$ – скорость резания на рассматриваемом участке

зуба, м/с.

Как видно, для каждого значения углов θ и ψ происходит расчет всех параметров резания, что позволяет учитывать их изменение по углу поворота и высоте зуба фрезы, при определении силы резания.

При выборе количества шагов j , необходимо учитывать, что при небольших значениях угла θ_i , значения критериев подобия оказываются за диапазоном значений, принятых при выводе формулы силы резания (22). Расчеты показывают, что минимальное значение угла θ_i должно быть не

менее 0,05 рад, при котором критерии подобия оказываются в допустимой области значений.

Для определения силы резания при фрезеровании тороидальной фрезой можно пользоваться формулой (29). Единственным отличием фрезерования тороидальной фрезой от концевой радиусной является скорость резания на каждом участке зуба фрезы. Схема для определения скорости резания при фрезеровании тороидальной фрезой представлена на рисунке 19.

Тогда формула (26) в случае фрезерования тороидальной фрезой примет вид

$$v_i = \frac{\pi \cdot 2 \cdot (r_{\text{тор}} \cdot \sin(\lambda + \theta_i) + (r_{\text{фр}} - r_{\text{тор}})) \cdot n}{60000}, \quad (30)$$

где $r_{\text{фр}}$ – радиус цилиндрической части тороидальной фрезы, мм;

$r_{\text{тор}}$ – радиус «трубы» тора, мм;

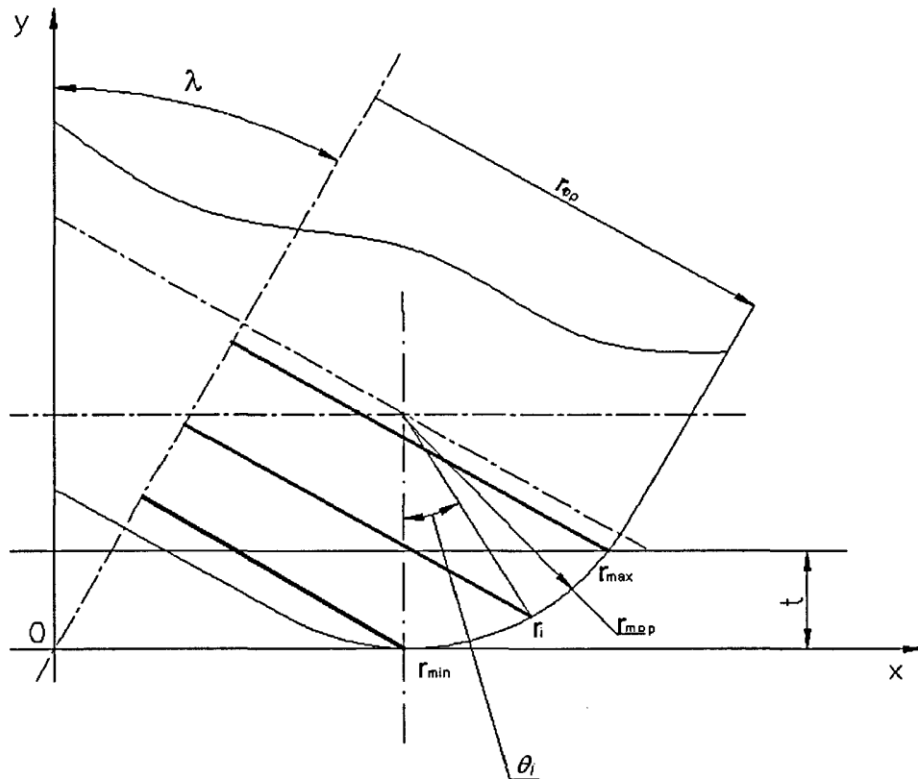


Рисунок 19 – Схема к определению скорости резания при фрезеровании тороидальной фрезой

Таким образом определить силу резания при фрезеровании тороидальной фрезой можно с помощью формулы (29), используя для

определения параметров сечения среза формулы (19 – 21), а для определения скорости резания формулу (30).

2.1.3 Определение зависимости износа инструмента от режимов резания

Износ инструмента сложный процесс, вызывающий изменение технологических условий обработки, качество поверхностного слоя, эксплуатационных свойств обрабатываемых деталей и их точности. Погрешность, вызванная размерным износом инструмента, закономерно изменяется во времени. Износ зубьев фрезы оказывает различное влияние на точность обработки, вызывая изменение статической настройки технологической системы за счет уменьшения фактического размера инструмента, и динамической настройки, за счет изменения сил резания и величин упругих деформаций [40].

Основными причинами износа инструмента являются:

- абразивное действие, оказываемое обрабатываемым материалом (абразивный износ);
- адгезионное взаимодействие между обрабатываемым и инструментальными материалами (адгезионный износ);
- диффузионное растворение инструментального материала в обрабатываемом (диффузионный износ);
- окислительные процессы, происходящие на передней и задней поверхностях инструмента (окислительный износ) [40].

Определить отдельно величины абразивного, диффузионного или адгезионно-усталостного износа практически невозможно. В работе [4] предложено критериальное уравнение для определения относительного линейного износа, формула (31)

$$h_{ол} = c_1 \left(\frac{\sigma_{\sigma}}{\sigma_u} \right)^{x_1} (BV)^{y_1} E^{z_1}, \quad (31)$$

где $h_{ол}$ – относительный линейный износ инструмента, м;

c_1, x_1, y_1, z_1 – коэффициенты определяемые экспериментально в зависимости от свойств инструментального и обрабатываемого материалов;

σ_v, σ_u – прочность обрабатываемого и инструментального материалов при температуре резания, Па;

B, V, E – критерии подобия процесса резания.

$$h_{ол} = \frac{h_r}{l_1}, \quad (32)$$

где h_r – размерный износ инструмента, м;

l_1 – длина пути резания, м.

В работе [57] данная зависимость была использована для определения износа инструмента при торцевом фрезеровании. Определив коэффициенты c_1, x_1, y_1, z_1 , данное уравнение можно использовать при определении износа концевых радиусных и тороидальных фрез. Учитывая разницу в процессе резания между концевыми радиусными и тороидальными фрезами – изменение скорости резания по высоте зуба фрезы, необходимо определять коэффициенты c_1, x_1, y_1, z_1 для каждого типа фрез.

Для концевого фрезерования схема для расчета пути резания одним зубом фрезы выглядит следующим образом (рисунок 20).

Величина l_s , которая соответствует длине пути резания одного зуба при

смещении оси фрезы на величину подачи на зуб, определяется $l_s = \int_0^{\varphi_1} r d\varphi$.

Значение угла φ_2 можно определить как $\varphi_2 = \arcsin \left(\frac{r + S_z}{\sqrt{(r - h)^2 + (r + S_z)^2}} \right)$.

Тогда формула для определения l_s принимает вид, формула (33)

$$l_s = r \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_z}{\sqrt{(r - h)^2 + (r + S_z)^2}} \right). \quad (33)$$

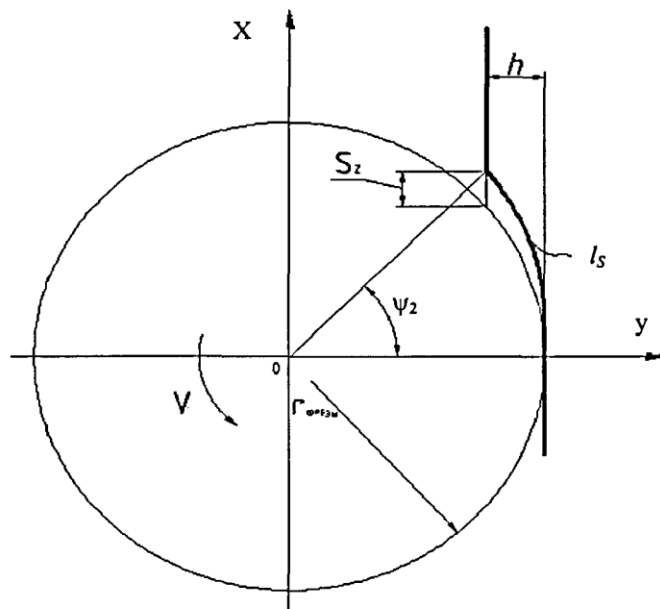


Рисунок 20 – Схема для расчета пути резания

В общем случае величина общего пути резания определяется

$$l_1 = \frac{L}{S_z} \cdot l_s, \quad (34)$$

где L – длина обрабатываемой поверхности, м;

С учетом (33) получаем

$$l_1 = \frac{L}{S_z} \cdot r \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_z}{\sqrt{(r-h)^2 + (r+S_z)^2}} \right). \quad (35)$$

Так как фрезы имеют несколько зубьев z , то длина пути резания l_1 сокращается в z раз. С учетом этого формула (35) принимает вид

$$l_1 = \frac{L}{S_z \cdot z} \cdot r \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_z}{\sqrt{(r-h)^2 + (r+S_z)^2}} \right). \quad (36)$$

В формуле (29) участвует не размерный износ инструмента, а величина износа по задней поверхности инструмента. Между размерным износом и износом по задней поверхности инструмента существует следующая зависимость (формула (37) [2])

$$h_3 = \frac{h_r (1 - \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (37)$$

Тогда с учетом (36) и (37) формула для определения h_3 имеет вид

$$h_3 = \frac{\left(c_1 \left(\frac{\sigma_B}{\sigma_H} \right)^{X_1} (BB)^{Y_1} E^{Z_1} \right) \left(\frac{L}{S_z \cdot z} \cdot r \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_z}{\sqrt{(r-h)^2 + (r+S_z)^2}} \right) \right) (1 - \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (38)$$

При расчете значения критериев B , B , E используются средние значения скорости резания и толщины сечения среза, определяемые при значении угла

$$\theta = \frac{1}{2} \theta_{\max} = \arcsin \sqrt{\frac{t}{2r} \left(1 - \frac{t}{2r} \right)}. \quad (38)$$

Увеличение числа зубьев фрезы повышает частоту резания каждого зуба, т. е. увеличивает частоту контакта зуба фрезы с обрабатываемым материалом. По этой причине сокращается время работы зуба фрезы до достижения определенной величины износа. Изменение стойкости фрезы от числа зубьев достаточно точно описывается уравнением, предложенным в работе [12]

$$T(z) = T \frac{1}{z^{0.04}}, \quad (39)$$

где T – стойкость фрезы с одним зубом, мин;

z – число зубьев фрезы.

Подставим уравнение (39) в формулу (38). Для этого выразим уравнение (36) через длину обработанной поверхности

$$\frac{L(z)}{S_z \cdot n \cdot z} = \left(\frac{L}{S_z \cdot n \cdot z} \right)^{\frac{1}{z^{0.04}}}. \quad (40)$$

Выразим из (40) формулу для определения длины обработанной поверхности при фрезеровании многозубой фрезой

$$L(z) = S_z \cdot n \cdot z \left(\frac{L}{S_z \cdot n \cdot z} \right)^{\frac{1}{z^{0.04}}}. \quad (41)$$

Подставив уравнение (41) в (38) получим формулу для определения износа фрезы с учетом изменения стойкости от увеличения числа зубьев фрезы (формула 42).

$$h_3 = \frac{\left(c_1 \left(\frac{\sigma_B}{\sigma_H} \right)^{x_1} (EB)^{y_1} E^{z_1} \right) \left(\left(\frac{L}{S_Z \cdot n \cdot z} \right)^{\frac{1}{z^{0.04}}} \cdot r \cdot n \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_Z}{\sqrt{(r-h)^2 + (r+S_Z)^2}} \right) \right) (1 - \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (42)$$

Данная формула позволяет рассчитать затупление зубьев концевой фрезы по задней поверхности с учетом геометрии инструмента, режимов резания, физико-механических свойств обрабатываемого и инструментального материалов. Как видно, все величины известны до опыта, что позволяет теоретически прогнозировать затупление инструмента, рассчитывать его стойкость и изменение динамической настройки системы СПИЗ обусловленное износом инструмента.

Коэффициенты c_1 , x_1 , y_1 , z_1 определены для условий резания при пониженной жесткости детали. При проведении экспериментов в качестве образцов использовались детали типа лопатки ГТД. Жесткость системы СПИЗ при этом составляла 2 – 4 МН/м. Коэффициенты c_1 , x_1 , y_1 , z_1 для фрез из однокарбидных твердых сплавов (типа ВК8, ВК10ХОМ) приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Значение коэффициентов c_1 , x_1 , y_1 , z_1

Группа обрабатываемого материала	c_1	x_1	y_1	z_1
Концевая радиусная фреза				
Титановые сплавы	$0,64210^{-8}$	0,753	0,337	-0,21
Алюминиевые сплавы	$4,3410^{-9}$	0,503	0,1	-0,158
Тороидальная фреза				
Титановые сплавы	$4,60610^{-8}$	0,531	0,34	-0,401
Алюминиевые сплавы	$2,9410^{-8}$	0,396	0,022	-0,22

При определении износа инструмента необходимо учитывать увеличение стойкости инструмента в результате наличия износостойкого покрытия зуба фрезы. Увеличение стойкости инструмента, обусловленное наличием износостойкого покрытия, определяется экспериментально. И далее в расчетах используется эмпирический коэффициент (формула 43).

$$k_{\text{покр}} = \frac{h_3}{h_{3\text{покр}}}, \quad (43)$$

где $h_{3\text{покр}}$ – величина затупления по задней грани зубьев фрезы имеющих износостойкое покрытие.

Учет влияния СОТС на стойкость инструмента описан в разделе 2.3.

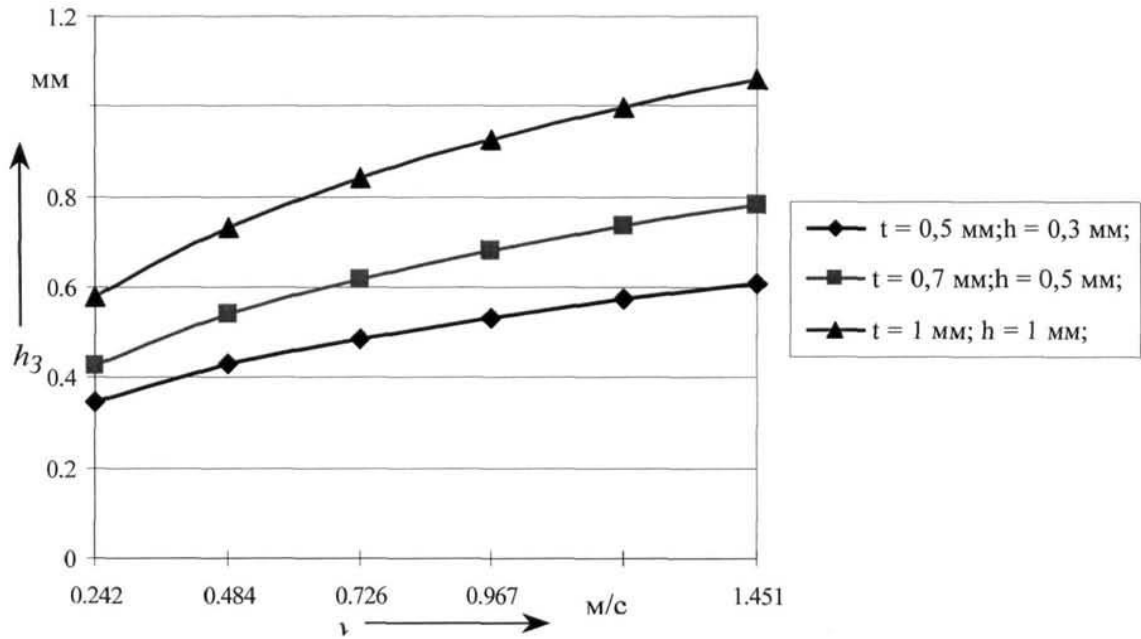
Расчет износа фрезы для каждого сочетания покрытия и вида СОТС происходит следующим образом. Первоначально производится расчет износа фрезы без покрытия при работе «всухую». Далее производится обработка «всухую» фрезой с покрытием и рассчитывается коэффициент $k_{\text{покр}}$. После этого производится обработка с СОТС и рассчитывается коэффициент k_{h_3} по формуле (78) приведенной в разделе 2.4.

При определении износа необходимо учитывать тип фрезерования – попутное или встречное. Коэффициенты в таблице 1 определялись при попутном фрезеровании. Экспериментальными исследованиями [12] установлено, что при прочих равных условиях износ при встречном фрезеровании на 20 % больше чем при попутном. Изменение износа от вида фрезерования можно учесть с помощью коэффициента, равного единице при попутном фрезеровании и $k_{\text{фр}} = 0,8$ при встречном.

Формула для расчета износа зуба фрезы по задней поверхности, с учетом действия СОТС, наличия износостойкого покрытия и вида фрезерования принимает следующий вид

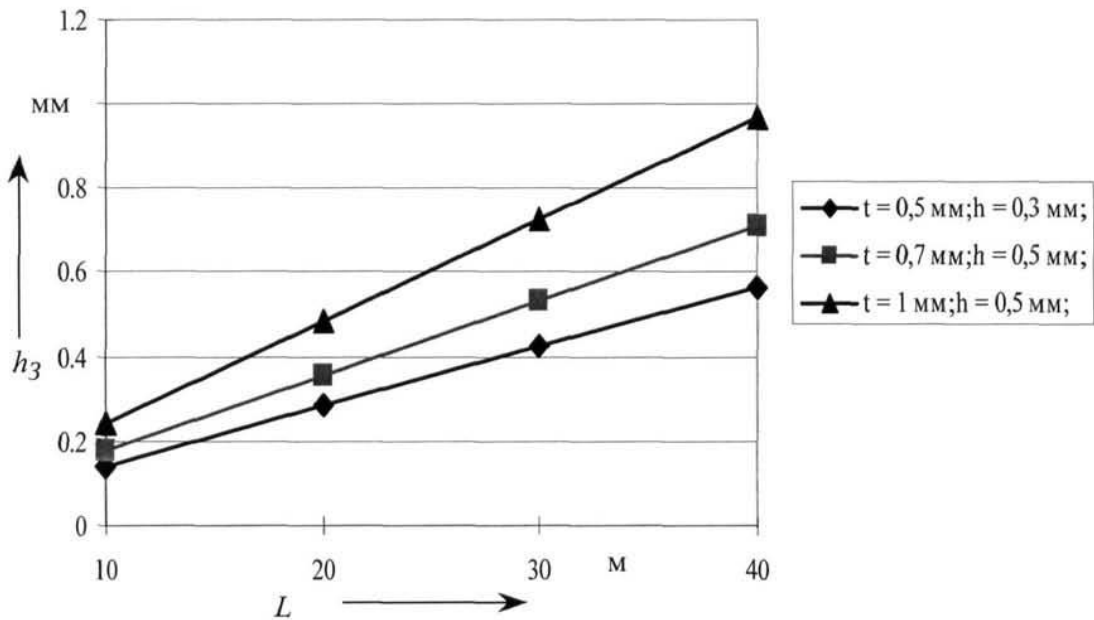
$$h_3 = \frac{\left(c_1 \left(\frac{\sigma_B}{\sigma_H} \right)^{x_1} (BB)^{y_1} E^{z_1} \right) \left(\left(\frac{L}{S_z \cdot n \cdot z} \right)^{\frac{1}{z^{0.04}}} \cdot r \cdot n \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_z}{\sqrt{(r-h)^2 + (r+S_z)^2}} \right) \right) (1 - \text{tg} \gamma \cdot \text{tg} \alpha)}{\text{tg} \alpha \cdot k_{\text{покр}} \cdot k_{h_3} \cdot k_{\text{фр}}}. \quad (44)$$

Влияние скорости резания, величины сечения среза, длины обработанной поверхности на износ фрезы представлено на рисунках (21 – 23). Как видно из графиков увеличение сечения среза и скорости резания повышает износ фрезы.



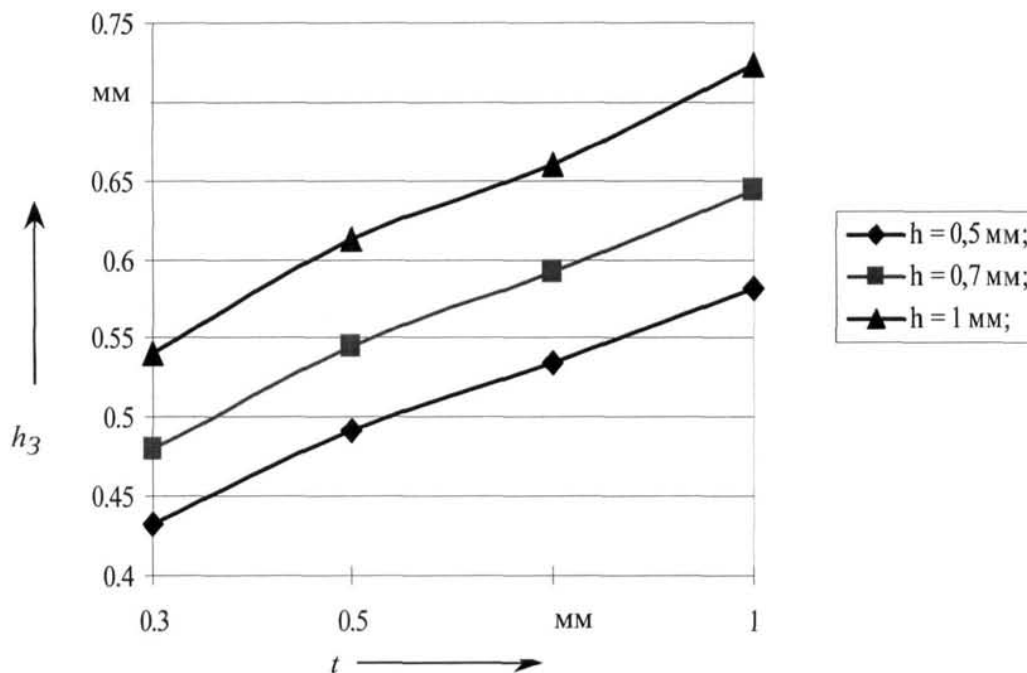
BT3 - 1 - BK10XOM, $r = 5$ мм, $S_z = 0,05$ мм/зуб, $L = 30$ м
 Геометрия зуба фрезы: $\alpha = 10^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, $\rho = 0,03$ мм

Рисунок 21 – Зависимость износа фрезы от скорости резания



BT3 - 1 - BK10XOM, $r = 5$ мм, $S_z = 0,05$ мм/зуб, $v = 1,1$ м/с
 Геометрия зуба фрезы: $\alpha = 10^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, $\rho = 0,03$ мм

Рисунок 22 – Зависимость износа фрезы от длины обработанной поверхности



ВТЗ – 1 – ВК10ХОМ, $r = 5$ мм, $S_z = 0,05$ мм/зуб, $v = 1,1$ м/с, $L = 40$ м
 Геометрия зуба фрезы: $\alpha = 10^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, $\rho = 0,03$ мм

Рисунок 23 – Зависимость износа фрезы от величины снимаемого припуска

2.1.4 Определение направления вектора силы резания, действующей на деталь

Для устранения точек с нулевой скоростью резания, а так же для избежания возможных зарезов профиля, ось инструмента находится под определенным углом отклонения λ (угол наклона оси инструмента в направлении траектории фрезерования относительно нормали к поверхности). При необходимости фреза может быть дополнительно наклонена под углом поворота Ω (угол наклона оси инструмента в направлении перпендикулярном траектории фрезерования).

2.1.4.1 Определение составляющих силы резания для концевой радиусной фрезы

Направление силы резания, возникающей в процессе фрезерования и определяемой по формуле (29), совпадает с направлением вектора линейной скорости вращения зуба и соответственно перпендикулярно оси фрезы.

Расположим систему координат следующим образом. Начало координат совпадает с точкой приложения силы резания, направление оси x совпадает с продольным движением фрезы, ось y направлена по нормали к траектории движения инструмента, а ось z совпадает с вектором поперечного перемещения фрезы по высоте. Система координат при встречном фрезеровании представлена на рисунке 24.

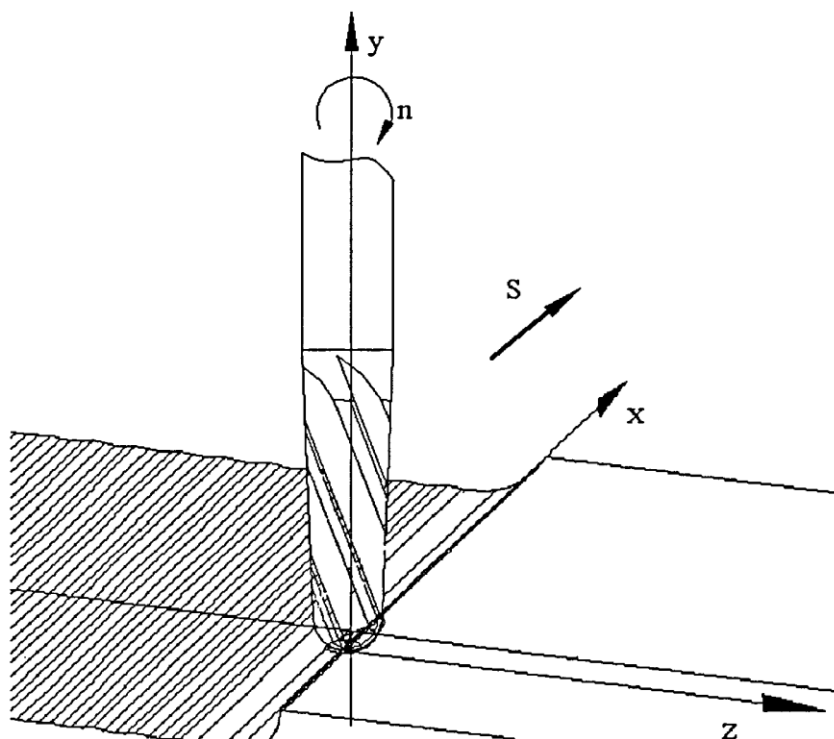


Рисунок 24 – Расположение координатных осей

Как видно из рисунка 10, во время движения зуба фрезы проекции силы резания на координатные оси будут изменяться. Это более подробно показано на рисунке 25. При попутном фрезеровании, увеличение угла поворота ψ вызывает увеличение составляющей силы резания P_z и уменьшение P_x . Как видно из рисунка 25 для проекций силы резания на оси X и Z можно записать

$$\begin{aligned} P_x &= P \cdot \cos \psi; \\ P_z &= -P \cdot \sin \psi. \end{aligned} \quad (45)$$

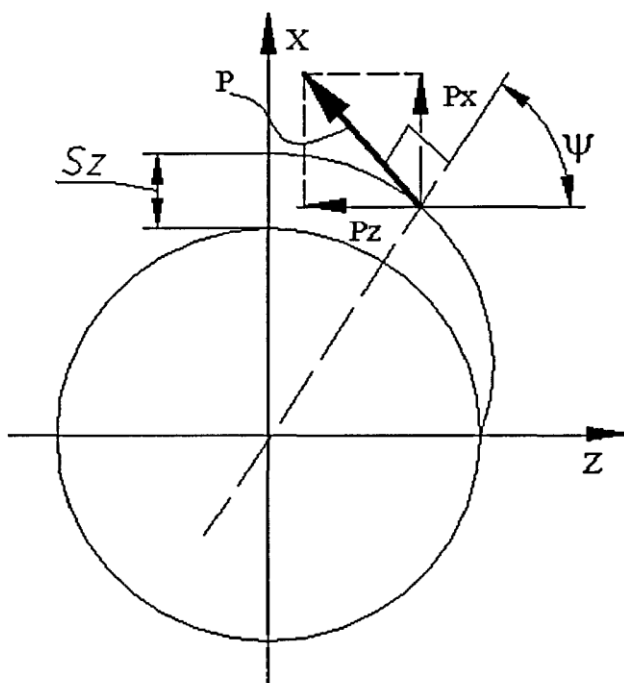


Рисунок 25 – Схема к расчету P_x и P_y

Так как режущая часть фрезы представляет собой сферу и при любых значениях углов отклонения и поворота оси инструмента процесс резания будет происходить по радиусу, можно допустить, что величины λ и Ω не влияют на направление вектора силы резания.

Для обеспечения более стабильного протекания процесса резания зубья фрезы могут быть наклонены под определенным углом ω по отношению к оси фрезы (рисунок 26). Такое расположение зубьев вызывает уменьшение радиальной составляющей силы резания P_z , но при этом возникает дополнительная осевая нагрузка P_y . На рисунке 26 показана концевая радиусная фреза с винтовым зубом, а так же геометрически представлена связь между величинами ω и P_y , P_z , причем значение угла ω положительно. Тогда для составляющих сил резания можно записать

$$\begin{aligned} P_x &= P \cdot \cos \omega; \\ P_z &= P \cdot \sin \omega. \end{aligned} \quad (46)$$

Схема, показывающая совместное влияние величин ψ и ω на составляющие силы резания P_x , P_y , P_z , представлена на рисунке 27, откуда видно, что для

P_x, P_y, P_z при попутном фрезеровании формулы принимают вид

$$\begin{aligned} P_x &= P \cdot \cos \omega \cos \psi ; \\ P_y &= P \cdot \sin \omega ; \\ P_z &= -P \cdot \sin \psi . \end{aligned} \quad (47)$$

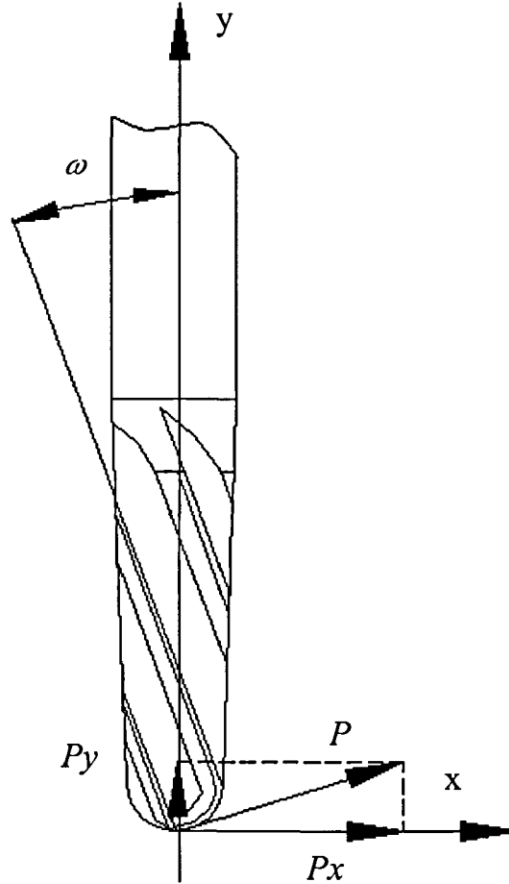


Рисунок 26 – Концевая радиусная фреза с винтовыми зубьями

При встречном фрезеровании направление вектора силы резания направлено в обратную сторону. Тогда для принятой системы координат выражения (47), в случае встречного фрезерования, примут вид

$$\begin{aligned} P_x &= -P \cdot \cos \omega \cos \psi ; \\ P_y &= P \cdot \sin \omega ; \\ P_z &= P \cdot \sin \psi . \end{aligned} \quad (48)$$

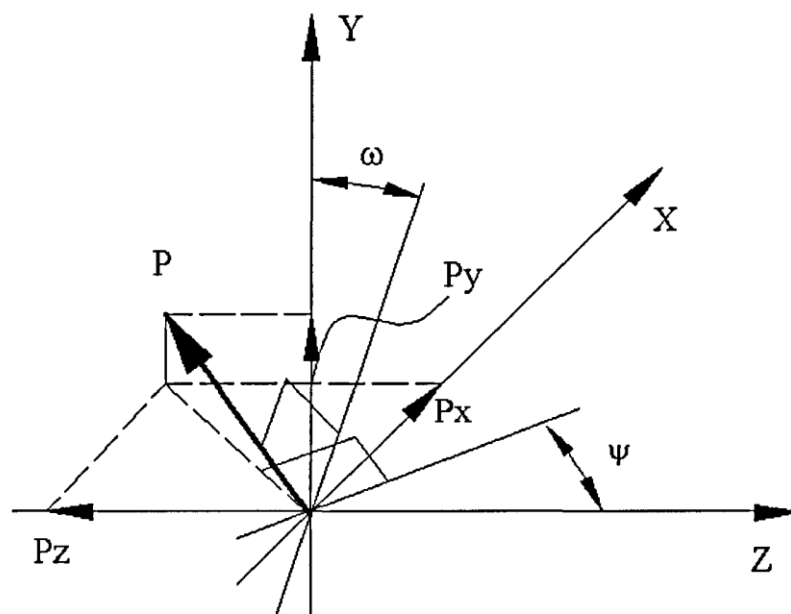


Рисунок 27 – Схема для расчета проекций силы резания

2.1.4.2 Определение составляющих силы резания для тороидальной фрезы

При фрезеровании тороидальной фрезой направление силы резания также изменяется в зависимости от угла поворота фрезы зуба. Анализируя схожесть траектории движения зуба (см. рисунки 9 и 14) видно, что для определения проекций силы резания P_x и P_z при фрезеровании тороидальной фрезой можно пользоваться формулами (45).

Геометрически влияние углового расположения зубьев на составляющие силы резания представлено на рисунке 28. Как видно из рисунка 28 для определения влияние ω на P_y и P_z можно использовать формулы (46).

Обработка тороидальными фрезами невозможна без одновременного наклона и поворота фрезы. Наклон оси фрезы на угол λ не изменяет направления силы резания так как лезвие имеет форму радиуса. Однако поворот оси фрезы на угол Ω , оказывает влияние на значение проекций P_x и P_z . Схема показывающая совместное влияние величин Ω и ω , при

положительном значении угла ω , на составляющие силы резания P_x , P_y и P_z при попутном фрезеровании, представлена на рисунке 29.

Как видно из рисунка 29 для P_x , P_y , P_z можно записать

$$\begin{aligned} P_x &= P \cdot \cos \omega \cos \psi \sin \Omega ; \\ P_y &= P \cdot \sin \omega ; \\ P_z &= -P \cdot \sin \psi \cos \Omega . \end{aligned} \quad (49)$$

Тогда для встречного фрезерования составляющие силы резания определяются

$$\begin{aligned} P_x &= -P \cdot \cos \omega \cos \psi \sin \Omega ; \\ P_y &= P \cdot \sin \omega ; \\ P_z &= P \cdot \sin \psi \cos \Omega . \end{aligned} \quad (50)$$

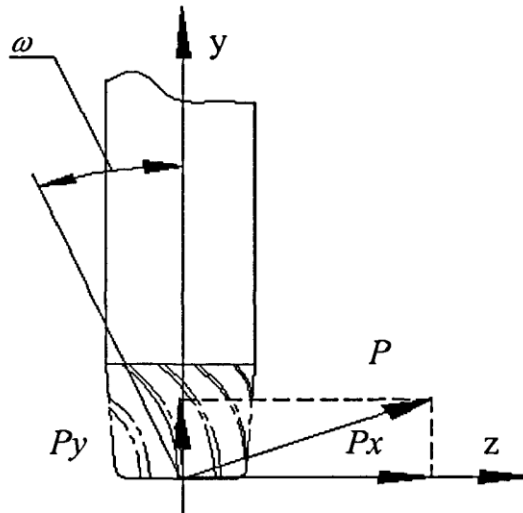


Рисунок 28 – Торoidalная фреза с винтовыми зубьями

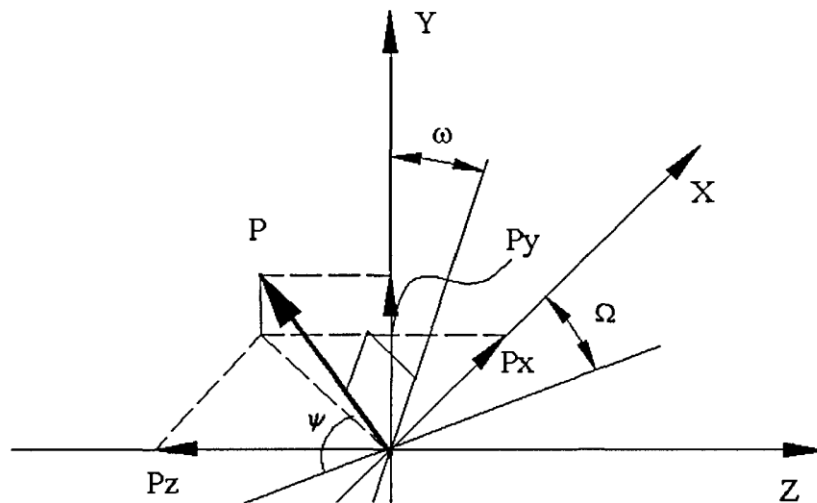


Рисунок 29 – Схема для расчета проекций силы резания

2.2 Определение шероховатости обработанной поверхности

При расчете технологических условий обработки необходимо производить коррекцию исходя из требований к показателям шероховатости поверхностного слоя. Для этого необходимо получить зависимость между режимами обработки и высотой неровности обработанной поверхности.

Во время фрезерования концевой радиусной фрезой шероховатость обработанной поверхности определяется радиусом фрезы, шириной строки (величина поперечной подачи на ход) и подачей на зуб фрезы. Ширина строки влияет на высоту неровностей обработанной поверхности в поперечном направлении к движению подачи фрезы, а подача на зуб в продольном.

В общем случае максимальная высота неровностей обработанной поверхности определяется по формуле 2.16, с. 110 [4]

$$R_z = R_{z \text{ рез}} + \Delta Rh + \Delta Rv, \quad (51)$$

где $R_{z \text{ рез}}$ – высота неровностей, обусловленная непосредственно процессом резания, мм;

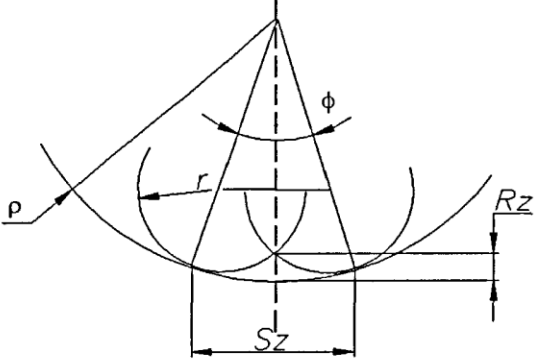
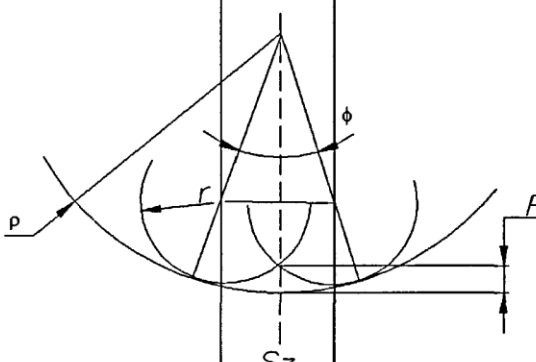
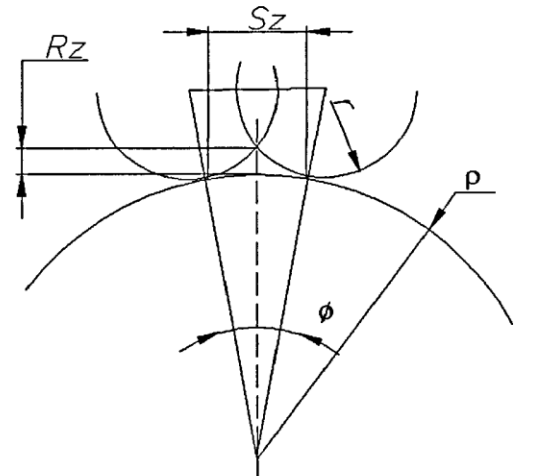
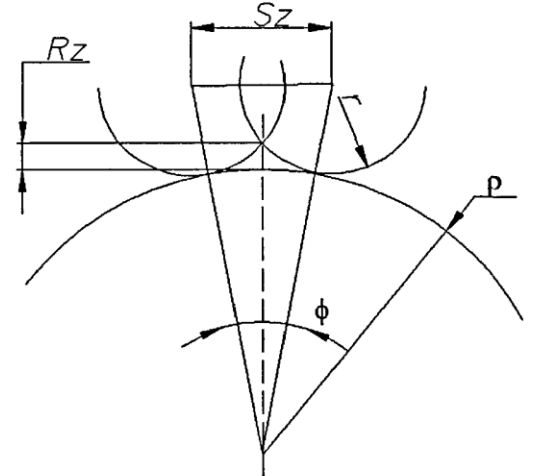
ΔRh – высота неровностей, обусловленная упругим восстановлением поверхностного слоя, мм;

ΔRv – высота неровностей, обусловленная вибрациями системы СПИЗ, мм.

В работе И. А. Дружинского предложены зависимости для определения величины R_z в продольном направлении, при фрезеровании концевой радиусной фрезой сложно-фасонной поверхности, имеющей определенный радиус кривизны. Данные зависимости приведены в таблице 2 [33].

Для определения величины ΔRh можно использовать уравнение предложенное в работе [5], определяющее увеличение высоты неровностей обработанной поверхности за счет упругого восстановления поверхности резания при точении радиусным резцом, которая в случае работы многолезвийным инструментом принимает следующий вид, формула (52).

Таблица 2 – Зависимости для расчета высоты микронеровностей образуемых в процессе копирования режущей части инструмента с учетом кинематических характеристик его движения

Подача реализуется поворотом оси фрезы	Подача реализуется поступательным движением фрезы
Вогнутая поверхность	
 $R_{z \text{ пез}} = \rho - (\rho - r) \cos \left(\arcsin \left(\frac{S_z}{2\rho} \right) \right) - \sqrt{r^2 - \left[(\rho - r) \left(\frac{S_z}{2\rho} \right) \right]^2}.$	 $R_{z \text{ пез}} = \rho - \sqrt{(\rho - r)^2 - \left(\frac{S_z}{2} \right)^2} - \sqrt{r^2 - \left(\frac{S_z}{2} \right)^2}.$
Выпуклая поверхность	
 $R_{z \text{ пез}} = (\rho + r) \cos \left(\arcsin \left(\frac{S_z}{2\rho} \right) \right) - \sqrt{r^2 - \left[(\rho - r) \left(\frac{S_z}{2\rho} \right) \right]^2} - \rho.$	 $R_{z \text{ пез}} = (\rho + r) \cos \left(\arcsin \left(\frac{S_z}{2(\rho + r)} \right) \right) - \sqrt{r^2 - \left(\frac{S_z}{2} \right)^2} - \rho.$

$$\Delta R_h = 0,5 \left[\sqrt{4r^2 - S_z^2} - \sqrt{4r \left(r - \frac{2a_2 \rho_1 B^{1-b_2(1-\sin\gamma)^{-x}}}{\cos\gamma + B \sin\gamma} \right) - S_z^2} \right] - \frac{a_2 \rho_1 B^{1-b_2(1-\sin\gamma)^{-x}}}{\cos\gamma + B \sin\gamma}. \quad (52)$$

Увеличение высоты неровностей, обусловленное колебаниями системы СПИЗ, определяется амплитудой колебания детали, так как ее величина значительно превосходит амплитуду колебания инструмента. Поэтому автором в рамках данной работы значение высоты неровностей обусловленное вибрациями системы СПИЗ определяется следующим образом

$$\Delta R_v = UY, \quad (53)$$

где UY – амплитуда колебаний детали в точке приложения силы резания, мм;

Порядок расчета величины UY подробно изложен в разделе 3.4.

Как уже отмечалось выше, при фрезеровании концевой радиусной фрезой, необходимо также рассчитывать величину поперечных микронеровностей, на величину которых определяющее значение имеет ширина строки. Так как фреза имеет радиусную форму, то шероховатость образующаяся в результате смещения инструмента на величину h , можно определить по формулам (51) – (53) с заменой величины S_z на h .

В случае фрезерования тороидальной фрезой неровности обработанной поверхности также определяются шириной строки и подачей на зуб фрезы. Высоту неровностей, образующихся в результате подачи на зуб фрезы, можно определить по формулам для концевой радиусной фрезы с заменой на r на $r_{тор}$, как это видно из рисунка 30, на котором показано образование этих неровностей, при фрезеровании тороидальной фрезой.

На образование неровностей, обусловленных поперечным смещением инструмента, влияет несколько факторов: радиус цилиндрической части фрезы r , угол поворота Ω и отклонения фрезы λ , что показано на рисунке 31.

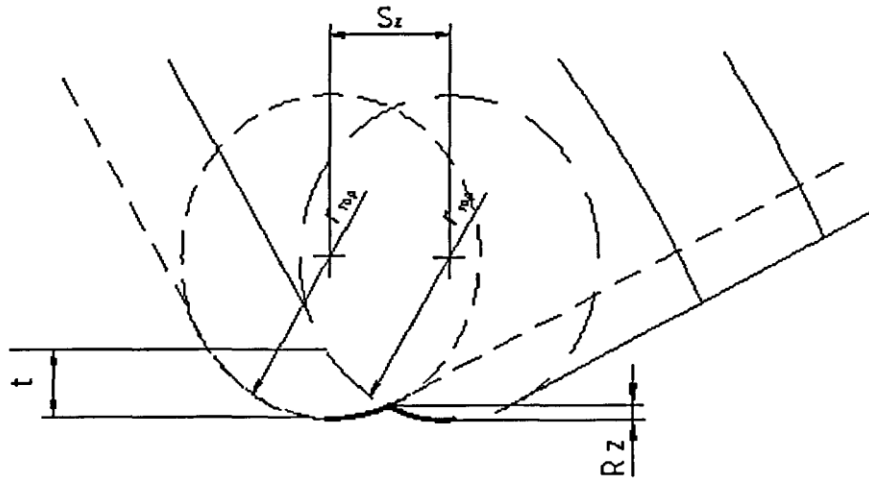


Рисунок 30 – Образование «продольных» неровностей при фрезеровании тороидальной фрезой

На рисунке 32 представлена расчетная схема для определения высоты «поперечных» неровностей $R_{Z(m)}$. Уравнение для определения величины $R_{Z(m)}$ получено автором и имеет следующий вид

$$R_{Z(m)} = r \cdot \sin \lambda - \sqrt{\left(1 - \frac{0,25h^2}{(r \cdot \cos \Omega)^2}\right) (r \cdot \sin \lambda)^2}. \quad (54)$$

Формула для определения составляющей «поперечных» микронеровностей обусловленной упругим восстановлением подминаемого слоя имеет следующий вид

$$\Delta R h = 0,5 \left[\sqrt{4(r \sin \lambda)^2 - h^2} - \sqrt{4r \sin \lambda \left(r \sin \lambda - \frac{2a_2 \rho_1 B^{1-b_2} (1 - \sin \gamma)^{-x}}{\cos \gamma + B \sin \gamma} \right) - h^2} \right] \frac{a_2 \rho_1 B^{1-b_2} (1 - \sin \gamma)^{-x}}{\cos \gamma + B \sin \gamma}. \quad (55)$$

Увеличение высоты неровностей, обусловленное колебаниями детали, при фрезеровании тороидальной фрезой, равно амплитуде колебаний в точке приложения силы резания. Методика определения амплитуды колебаний детали подробно изложена в разделе 3.4.

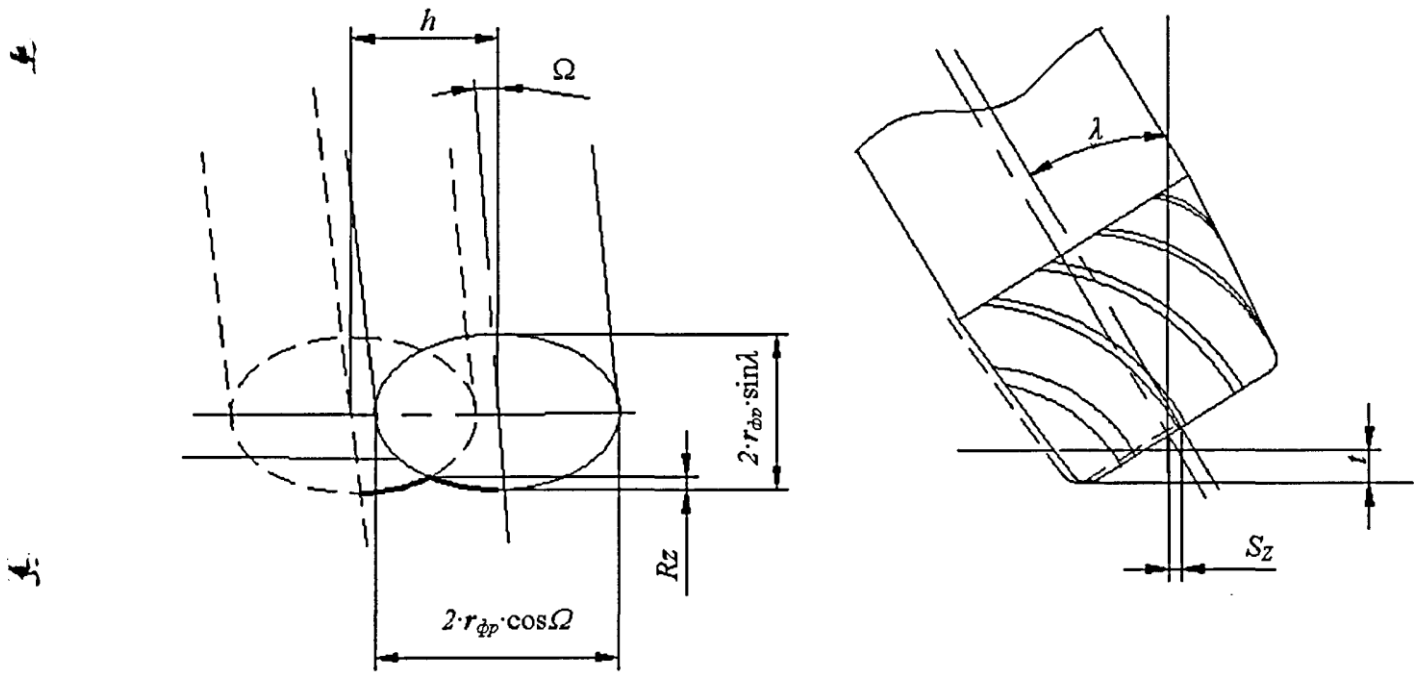


Рисунок 31 – Влияние геометрии торoidalной фрезы на образование неровностей детали

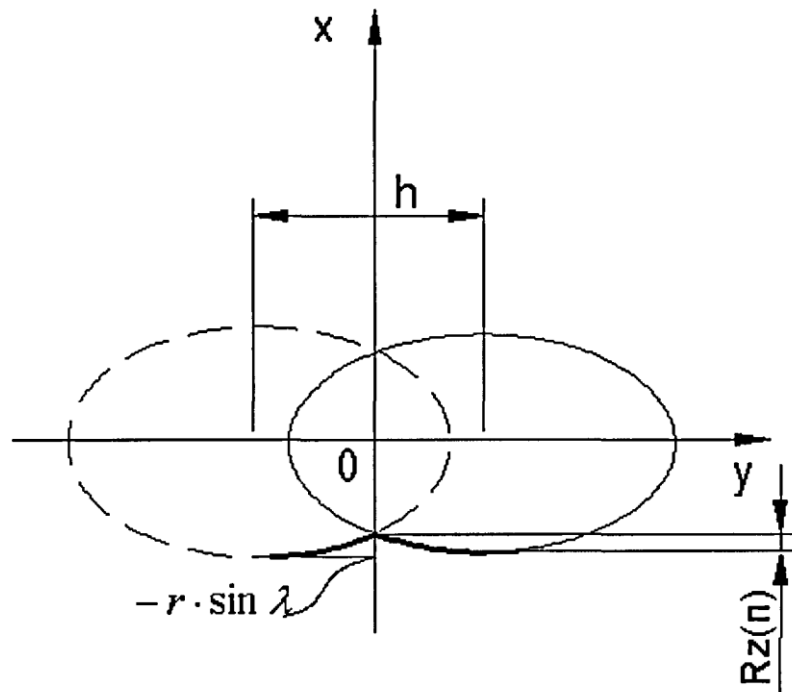


Рисунок 32 – Схема к расчету «поперечной» шероховатости при фрезеровании торoidalной фрезой

2.3 Определение величин остаточных напряжений, создаваемых в поверхностном слое при обработке

2.3.1 Определение остаточных напряжений в поверхностном слое от действия силового фактора

При концевом фрезеровании, как и при других видах лезвийной обработки, на формирование остаточных напряжений в поверхностном слое детали оказывают влияние две силы – сила стружкообразования, под действием которой создается упругопластическая зона под поверхностью сдвига и равнодействующая сил, действующих на контакте обработанной поверхности с задней поверхностью инструмента. Действие этих сил на изучаемый поверхностный слой показано на рисунках 33 и 34. Согласно исследованиям В. Ф. Безъязычного и А. В. Константинова [5, 22], составляющие напряжений в системе координат ХАУ, вызываемые действием этих сил определяются по формулам (56) – (59).

Напряжения от действия силы стружкообразования:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x(\varphi_2)} &= \frac{1}{2}(\sigma'_x + \sigma'_y) + \frac{1}{2}(\sigma'_x - \sigma'_y)\cos 2\varphi_2 + \tau'_{xy} \cos 2\varphi_2 \\ \sigma_{y(\varphi_2)} &= \frac{1}{2}(\sigma'_x + \sigma'_y) + \frac{1}{2}(\sigma'_y - \sigma'_x)\cos 2\varphi_2 + \tau'_{xy} \cos 2\varphi_2 \\ \tau_{xy(\varphi_2)} &= \frac{1}{2}(\sigma'_x - \sigma'_y)\sin 2\varphi_2 - \tau'_{xy} \cos 2\varphi_2 \end{aligned} \right\}, \quad (56)$$

где $\varphi_2 = \frac{\pi}{2} - (i - \beta_1)$;

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_x &= -\frac{\tau_p}{\pi \sin 2i} (\theta_3 + \cos(\theta_2 + \theta_1) \sin \theta_3) \cdot \frac{1}{1 - \mu^2} \\ \sigma'_y &= -\frac{\tau_p}{\pi \sin 2i} (\theta_3 - \cos(\theta_2 + \theta_1) \sin \theta_3) \cdot \frac{1}{1 - \mu^2} \\ \tau'_{xy} &= -\frac{\tau_p}{\pi \sin 2i} (\sin(\theta_2 + \theta_1) \sin \theta_3) \cdot \frac{1}{1 - \mu^2} \end{aligned} \right\}; \quad (57)$$

$$\begin{aligned}\theta_1 &= \frac{\pi}{2} - (\rho_2 - \gamma); \\ \theta_2 &= \operatorname{arctg} \left(\frac{1}{B + B \frac{y}{a_1}} \right); \\ \theta_3 &= \operatorname{arctg} \left(\frac{1}{B + B \frac{y}{a_1}} \right) + \left(\frac{\pi}{2} - (\rho_2 - \gamma) \right).\end{aligned}$$

Напряжения от сил, действующих на контакте обработанной поверхности с задней поверхностью инструмента

$$\left. \begin{aligned}\sigma_{x(\varphi_3)} &= \frac{1}{2}(\sigma_x'' + \sigma_y'') + \frac{1}{2}(\sigma_x'' - \sigma_y'') \cos 2\varphi_3 + \tau_{xy}'' \cos 2\varphi_3 \\ \sigma_{y(\varphi_3)} &= \frac{1}{2}(\sigma_x'' + \sigma_y'') + \frac{1}{2}(\sigma_y'' - \sigma_x'') \cos 2\varphi_3 + \tau_{xy}'' \cos 2\varphi_3 \\ \tau_{xy(\varphi_3)} &= \frac{1}{2}(\sigma_x'' - \sigma_y'') \sin 2\varphi_3 - \tau_{xy}'' \cos 2\varphi_3\end{aligned}\right\}, \quad (58)$$

где $\varphi_3 = (i + \gamma - \operatorname{arctg} B)$;

$$\left. \begin{aligned}\sigma_x'' &= -\frac{k\tau_p \operatorname{tg} \rho_2}{\pi} (\theta_3' + \cos(\theta_2' + \theta_1') \sin \theta_3') \cdot \frac{1}{1 - \mu^2} \\ \sigma_y'' &= -\frac{k\tau_p \operatorname{tg} \rho_2}{\pi} (\theta_3' - \cos(\theta_2' + \theta_1') \sin \theta_3') \cdot \frac{1}{1 - \mu^2} \\ \tau_{xy}'' &= -\frac{k\tau_p \operatorname{tg} \rho_2}{\pi} (\sin(\theta_2' + \theta_1') \sin \theta_3') \cdot \frac{1}{1 - \mu^2}\end{aligned}\right\}; \quad (59)$$

$$\begin{aligned}\theta_1' &= \frac{\pi}{2} - \rho_2; \\ \theta_2' &= \left(\pi - i - \gamma + \operatorname{arctg} B - \operatorname{arctg} \frac{y}{\Delta} \right); y = OA; \\ \theta_3' &= \left(\frac{\pi}{2} - \operatorname{arctg} \frac{y}{\Delta} \right).\end{aligned}$$

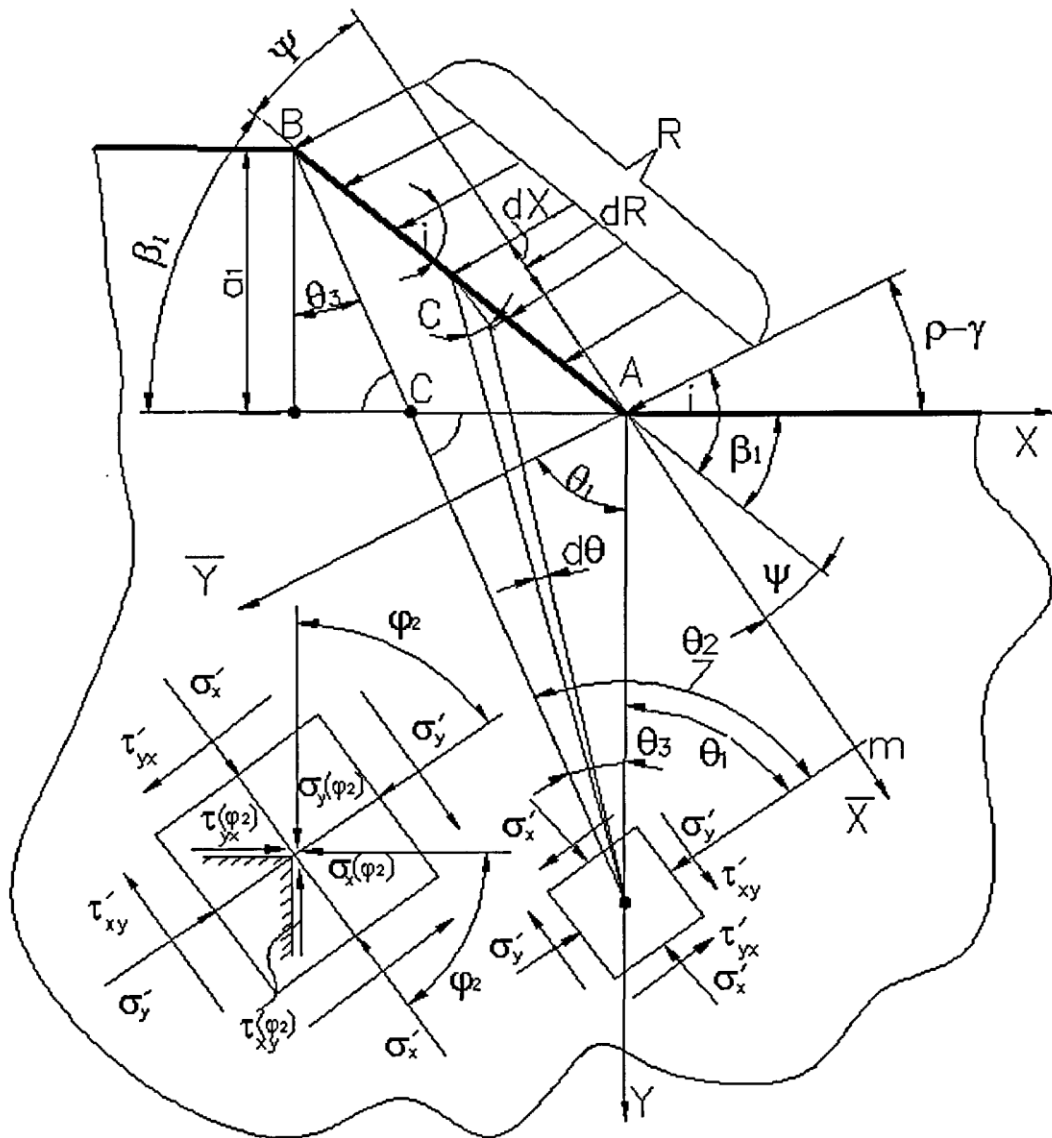


Рисунок 33 – Схема расчета остаточных напряжений от действия силы стружкообразования

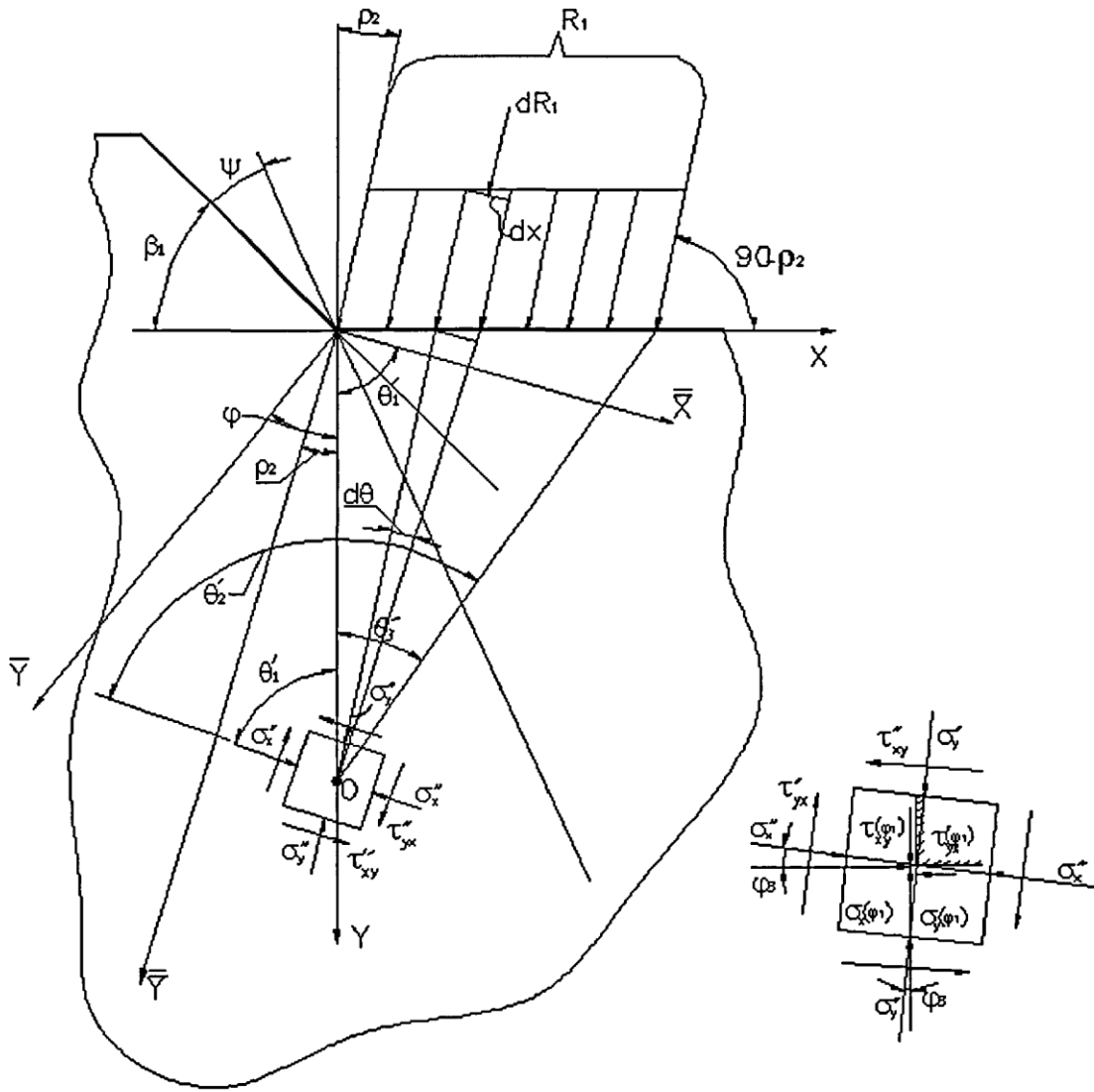
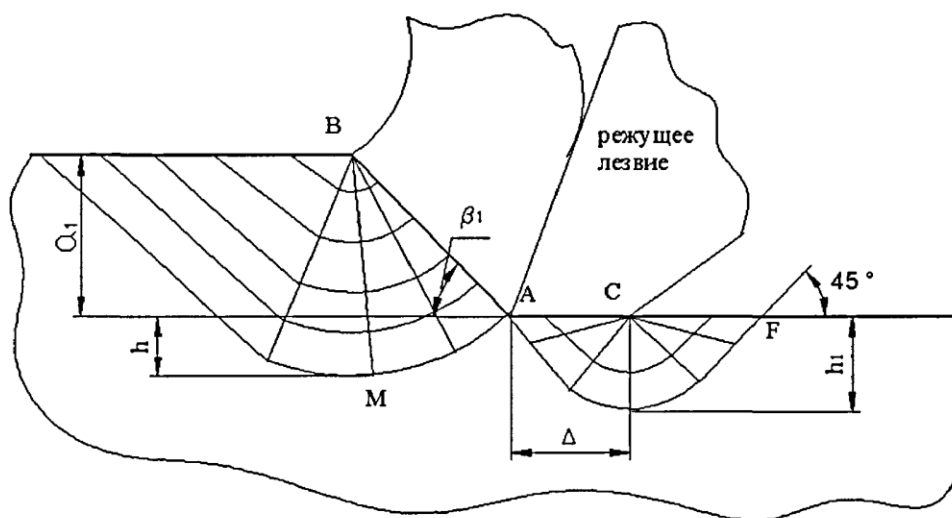


Рисунок 34 – Схема расчета остаточных напряжений от равнодействующей сил, действующих на контакте обработанной поверхности с задней поверхностью инструмента

2.3.1.1 Определение глубины залегания пластических деформаций в поверхностном слое детали от действия сил стружкообразования трения по задней поверхности инструмента

На рисунке 35 изображена схема распределения пластических деформаций при резании.



h и h_1 – глубины залегания пластических деформаций от действия сил R и R_1 соответственно.

Рисунок 35 – Схема распределения пластических деформаций при резании

В. Ф. Безъязычным в работе [5] получены формулы для их определения

$$h = a_1 \left(\sqrt{\frac{1}{B^2} + 1} - 1 \right); \quad (60)$$

$$h_1 = \frac{\Delta}{\sqrt{2}}. \quad (61)$$

В случае, когда участок Δ не прямолинейный, а представляет собой дугу окружности радиусом ρ_1 , решение распространения пластических деформаций от действия силы R_1 , будет таким же, т. е. $h_1 = \frac{\Delta}{\sqrt{2}}$, при этом Δ равна длине хорды.

2.3.1.2 Особенности, отличающие концевое фрезерования от других видов лезвийной обработки

Приведенные выше рассуждения относятся к общему случаю лезвийной обработки и могут быть применены для различных ее методов. При переходе к концевому фрезерованию необходимо учесть его специфические особенности – изменение толщины и ширины среза в зависимости от угла поворота фрезы, удаление напряженных слоев материала детали последующими зубьями фрезы.

Определим максимальные значения толщины и ширины сечения среза, при которых пластические деформации проникают в материал детали. Для этого можно использовать схему, предложенную в работе [22] А. В. Константиновым применительно к цилиндрическому фрезерованию. В случае концевое фрезерования схема будет иметь вид, представленный на рисунке 36.

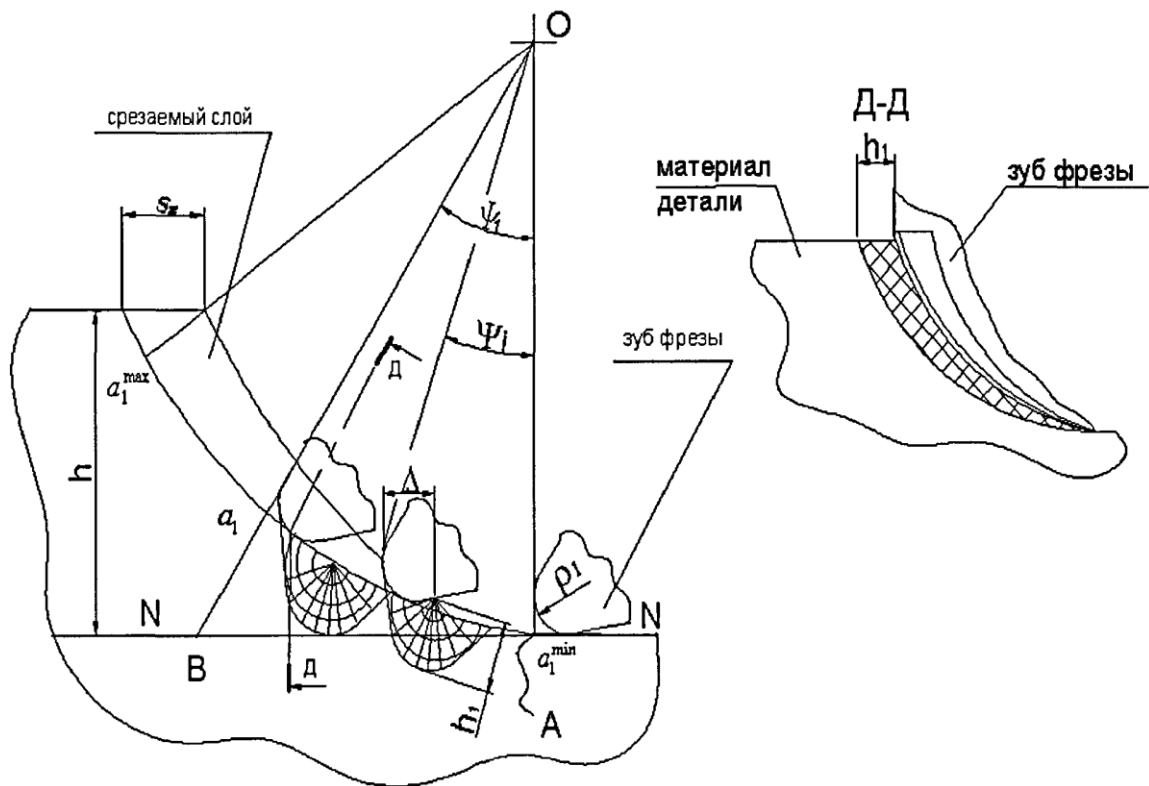


Рисунок 36 – Проникновение пластических деформаций в материал детали при концевом фрезеровании

Необходимо определить значение толщины и ширины сечения среза соответствующие повороту зуба фрезы на угол ψ_1 , при котором вносимые в поверхностный пластические деформации проникают за линию N-N и таким образом остаются в поверхностном слое детали.

Как видно из схемы изображенной на рисунке 3б значение угла ψ_1 , из треугольника OAB, можно выразить следующей формулой

$$\psi_1 = \arcsin \left(\frac{\sqrt{2 \cdot r \cdot h_1 + h_1^2}}{r + h_1} \right). \quad (62)$$

Подставляя формулу (62) в формулу (15) получим значение толщины сечения среза для расчета остаточных напряжений от действия силового фактора.

2.3.1.3 Последовательность расчета остаточных напряжений в поверхностном слое детали при концевом фрезеровании от действия силового фактора

Перед расчетом остаточных напряжений необходимо выполнить следующие действия.

1. Определить величины закругления режущих лезвий фрезы – ρ_1 .
2. Рассчитать значение ψ_1 по формуле (62).
3. Определить значение a_1 по формуле (15), соответствующее углу поворота фрезы ψ_1 .

При этом значении a_1 определить значения B и h по формуле (60).

Переходим к расчету остаточных напряжений от действия силового фактора.

1. Определим напряжения в изучаемом поверхностном слое

а) $y > h$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_y(\varphi_2) + \sigma_x(\varphi_3) \\ \sigma_y &= \sigma_y(\varphi_2) + \sigma_y(\varphi_3) \\ \tau_{xy} &= \tau_{xy}(\varphi_2) + \tau_{xy}(\varphi_3) \end{aligned} \right\} \cdot \quad (63)$$

б) $y \leq h$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_x(\varphi_3) \\ \sigma_y &= \sigma_y(\varphi_3) \\ \tau_{xy} &= \tau_{xy}(\varphi_3) \end{aligned} \right\}. \quad (64)$$

Значения $\sigma_x(\varphi_2)$; $\sigma_x(\varphi_3)$; $\sigma_y(\varphi_2)$; $\sigma_y(\varphi_3)$; $\tau_{xy}(\varphi_2)$; $\tau_{xy}(\varphi_3)$ определяются по формулам (56) и (58).

2. Проверяем условие пластичности по критерию Мизеса [38]

$$\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \geq \sigma_T. \quad (65)$$

Для плоского напряженного состояния:

$$\sqrt{\sigma_2^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + \sigma_3^2} \geq \sigma_T, \quad (66)$$

т. е. пластические деформации возникают тогда, когда интенсивность напряжений достигнет предела текучести σ_T .

Главные напряжения определяются по формулам [13]

$$\sigma_{2,3} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2}, \quad (67)$$

где $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ определяются по формулам (57) и (59) при $y=0$.

3. Определяем остаточные напряжения в соответствии с теоремой Генки о разгрузке

$$\sigma_{ост.с.} = \sigma_{фликт.} - \sigma_{ист.с.}, \quad (68)$$

где $\sigma_{фликт.}$ – фиктивные напряжения (при нагрузке), определяются по формулам (63) и (64), которые получены в предположении идеальной упругости материала;

$\sigma_{ист.с.}$ – истинные напряжения в материале, соответствующие состоянию текучести (определяются по формулам 63 и 64, при $y=h$ и $y=h_1$).

Таким образом, остаточные напряжения от действия силового фактора определяются по формуле (69).

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_{ост.x} = \sigma_x - \sigma_x \text{ при } y = h \text{ для } \sigma_x' \\
 \qquad \qquad \qquad y = h_1 \text{ для } \sigma_x'' \\
 \\
 \sigma_{ост.y} = \sigma_y - \sigma_y \text{ при } y = h \text{ для } \sigma_y' \\
 \qquad \qquad \qquad y = h_1 \text{ для } \sigma_y'' \\
 \\
 \tau_{ост.xy} = \tau_{xy} - \tau_{xy} \text{ при } y = h \text{ для } \tau_{xy}' \\
 \qquad \qquad \qquad y = h_1 \text{ для } \tau_{xy}''
 \end{aligned} \right\} \cdot \quad (69)$$

2.3.2 Определение остаточных напряжений в поверхностном слое детали от действия теплового фактора

В работе [5] В. Ф. Безъязычным были получены теоретические зависимости для определения тепловых остаточных напряжений в поверхностном слое плоских деталей, обрабатываемых методами лезвийной обработки. При получении теоретических зависимостей были приняты следующие условия и допущения

1. Остаточные напряжения определяются на основании теоремы Генки о разгрузке и равны алгебраической сумме напряжений, возникающих при нагружении и снятии нагрузки. Правомерность ее применения для определения остаточных напряжений обоснованна в работах [34, 37]

2. Обрабатываемый материал не претерпевает фазовых и структурных превращений.

3. Рассматривается плоское напряженное состояние.

4. Принято линейное упрочнение обрабатываемого материала.

Полученные теоретические формулы, позволяют определить напряжения, возникающие под воздействием тепла, обусловленного процессом резания, и напряжения, возникающие при охлаждении в любой точке поверхностного слоя детали.

Остаточные напряжения определяются как алгебраическая сумма

напряжений, возникающих при нагрузке (нагревании) рассматриваемых слоев детали σ^H и их разгрузки (охлаждении) σ^P [34]

$$\sigma_{ост.г.} = \sigma^H + \sigma^P. \quad (70)$$

Причем, остаточные напряжения будут иметь место только в том случае, если поверхностный слой детали в процессе нагревания подвергался недородным деформациям, т. е. одна часть рассматриваемого слоя деформировалась только упруго, а другая упруго пластически. В слоях материала, претерпевших пластическую деформацию при нагревании (нагрузке), в процессе охлаждения (разгрузки, полной или частичной) могут произойти обратные пластические деформации.

Формулы для определения напряжений возникающих при нагревании [5]

$$\sigma_H^Y = \frac{\alpha_1 A E}{1 - \mu} \left(\begin{array}{l} - \left(\frac{H - y' + a_1}{a_1} \right)^{x_2} + \frac{E}{a_1^{x_2} (1 + x_2)} \frac{((H + a_1)^{1+x_2} - (H - y_{OH} + a_1)^{1+x_2})}{E y_{OH} + D(H - y_{OH})} + \\ + \frac{D}{a_1^{x_2} (1 + x_2)} \frac{((H - y_{OH} + a_1)^{1+x_2} - a_1^{1+x_2}) - \frac{(1 - \mu) \sigma_T}{\alpha_1 A} \left(1 - \frac{D}{E} \right) (H - y_{OH})}{E y_{OH} + D(H - y_{OH})} \end{array} \right). \quad (71)$$

$$\sigma_H^P = -\sigma_T \left(1 - \frac{D}{E} \right) + \frac{\alpha_1 A D}{1 - \mu} \left(\begin{array}{l} - \left(\frac{H - y' + a_1}{a_1} \right)^{x_2} + \frac{E}{a_1^{x_2} (1 + x_2)} \frac{((H + a_1)^{1+x_2} - (H - y_{OH} + a_1)^{1+x_2})}{E y_{OH} + D(H - y_{OH})} + \\ + \frac{D}{a_1^{x_2} (1 + x_2)} \frac{((H - y_{OH} + a_1)^{1+x_2} - a_1^{1+x_2}) - \frac{(1 - \mu) \sigma_T}{\alpha_1 A} \left(1 - \frac{D}{E} \right) (H - y_{OH})}{E y_{OH} + D(H - y_{OH})} \end{array} \right). \quad (72)$$

Температурные напряжения при охлаждении определяются по формулам (73) и (74) [5].

$$\sigma_o^y = \frac{\alpha_1 A E}{1 - \mu} \left(\frac{\left(\frac{H - y' + a_1}{a_1} \right)^{x_2} + \frac{E}{a_1^{x_2} (1 - x_2)} \frac{\left((H + a_1)^{1+x_2} - (H - y_{oo} + a_1)^{1+x_2} \right)}{E y_{oo} + D(H - y_{oh})}}{\frac{D}{a_1^{x_2} (1 + x_2)} \frac{\left((H - y_{oo} + a_1)^{1+x_2} - a_1^{1+x_2} \right) - \frac{(1 - \mu) \sigma_T}{\alpha_1 A} \left(1 - \frac{D}{E} \right) (H - y_{oo})}}{E y_{oh} + D(H - y_{oo})}} \right); \quad (73)$$

$$\sigma_o^l = \sigma_T \left(1 - \frac{D}{E} \right) + \frac{\alpha_1 A D}{1 - \mu} \left(\frac{\left(\frac{H - y' + a_1}{a_1} \right)^{x_2} - \frac{E}{a_1^{x_2} (1 - x_2)} \frac{\left((H + a_1)^{1+x_2} - (H - y_{oo} + a_1)^{1+x_2} \right)}{E y_{oo} + D(H - y_{oo})}}{\frac{D}{a_1^{x_2} (1 + x_2)} \frac{\left((H - y_{oo} + a_1)^{1+x_2} - a_1^{1+x_2} \right) - \frac{(1 - \mu) \sigma_T}{\alpha_1 A} \left(1 - \frac{D}{E} \right) (H - y_{oo})}}{E y_{oo} + D(H - y_{oo})}} \right). \quad (74)$$

где y_{oo} – граница раздела упругих и пластических деформаций при охлаждении, м.

На рисунке 37 схематично показаны границы деформаций в поверхностном слое детали. На рисунке 38 приведены схемы, объясняющие возникновение температурных остаточных напряжений при учете упрочнения обрабатываемого материала. Эти схемы позволяют проследить ход расчета температурных остаточных напряжений.

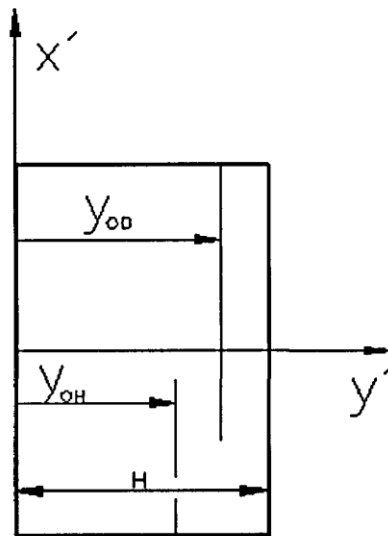
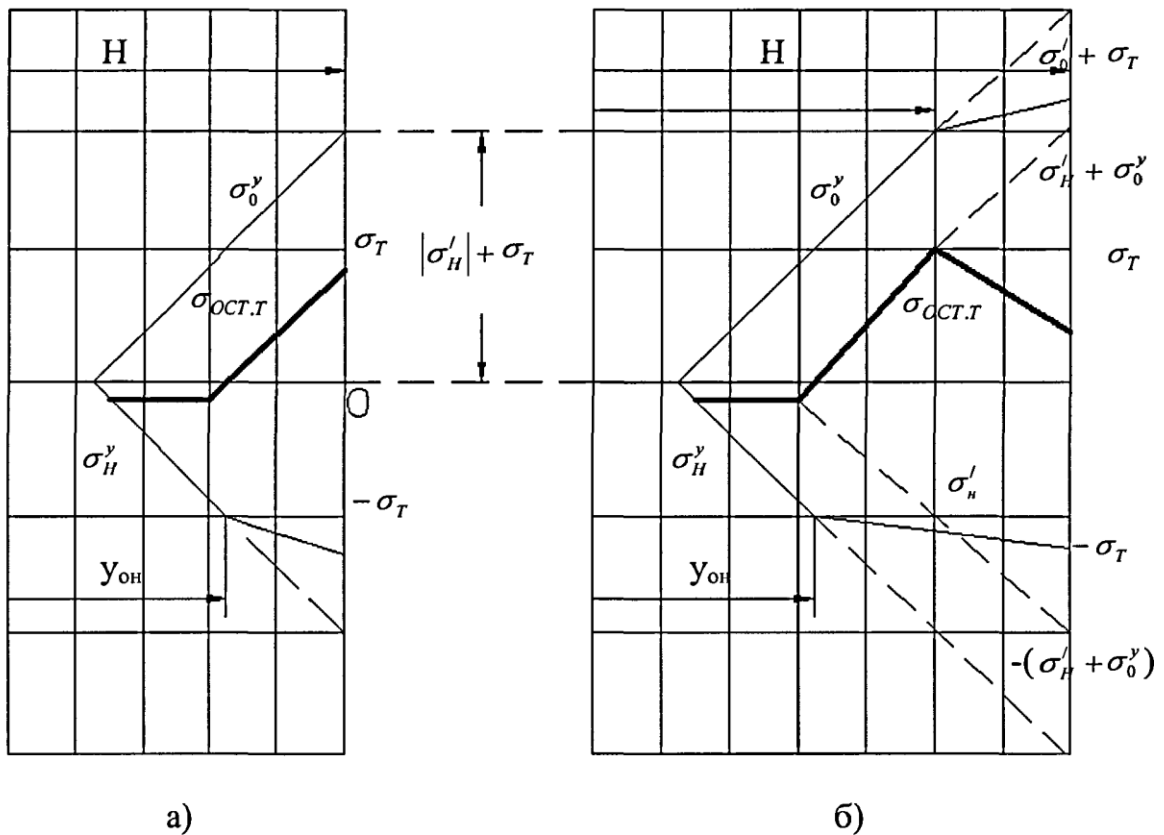


Рисунок 37 – Принятая при расчетах система координат



а) без возникновения обратных
пластических деформаций

б) при возникновении обратных
пластических деформаций

Рисунок 38 – Схемы, объясняющие формирование температурных остаточных напряжений

2.3.3 Определение остаточных напряжений в поверхностном слое детали от совместного действия теплового и силового фактора

Действие теплового фактора на изучаемый поверхностный слой происходит с некоторым смещением по времени. Источники тепла, действующие на изучаемые слои детали являются быстро движущимися, что справедливо для широкого диапазона применяемых режимов резания. Это означает, что скорость движения источника тепла значительно превосходит скорость распространения тепла вглубь детали. Из условий процесса резания следует, что время действия теплового и силового фактора одинаково. Следовательно, напряжения, обусловленные действием теплового фактора,

возникают после того, как обработанный поверхностный слой претерпел действие силового фактора и в нем сформировались остаточные напряжения [5].

Таким образом, под действием теплового фактора, поверхностный слой детали при упругих деформациях испытывает напряжения нагрузки $\sigma^H = \sigma_H^y + \sigma_{ост.с.}$ и разгрузки $\sigma^P = \sigma_o^y$. При $\sigma_H > \sigma_T$ в поверхностном слое произойдут пластические деформации и после разгрузки сформируются остаточные напряжения. На рисунке 39 приведены схемы, объясняющие формирование остаточных напряжений в поверхностном слое с учетом действия силового и теплового факторов. С учетом вышеизложенного и в соответствии со схемами (см. рисунок 38) ниже приводится порядок расчета тангенциальных (в направлении оси x' (рисунок 37)) остаточных напряжений

1. Производится расчет остаточных напряжений от действия силового фактора в соответствии с пунктом 2.2.1.

2. Проверяется условие возникновения пластических деформаций при нагрузке

$$|\sigma_H^{\max} + \sigma_{ост.x}^{\max}| \geq \sigma_T. \quad (75)$$

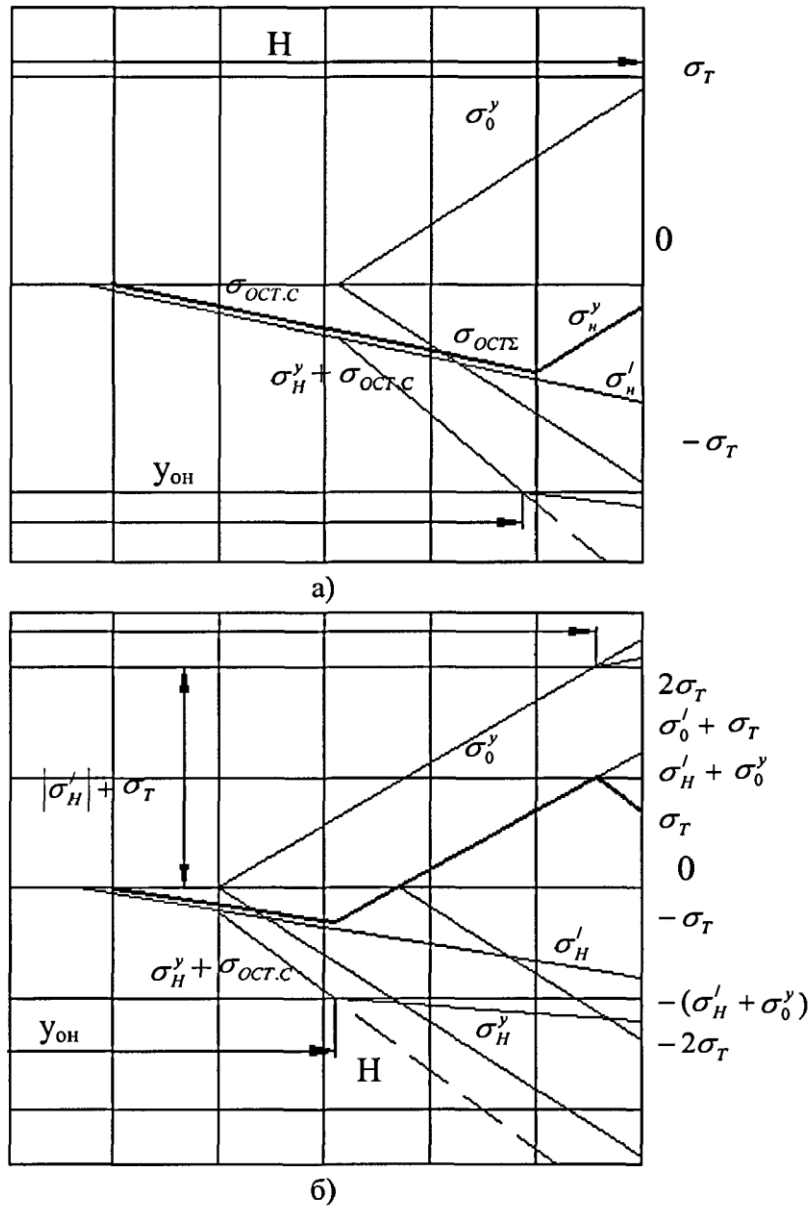
При невыполнении этого условия окончательными остаточными напряжениями будут силовые остаточные напряжения

$$\sigma_{ост.г} = \sigma_{ост.x}. \quad (75)$$

3. Определяется (методом итераций) граница раздела упругих и пластических деформаций $y_{он}$ при нагрузке по условию

$$\sigma_{ост.x} + \frac{\alpha_1 AE}{1 - \mu} \left(- \left(\frac{H - y_{он} + a_1}{a_1} \right)^{x_2} + \frac{1}{a_1^{x_2} (1 + x_2) H} \left((H + a_1)^{1+x_2} - a_1^{1+x_2} \right) \right) = \sigma_T. \quad (76)$$

4. Определяются действующие при нагрузке напряжения – $\sigma_H^п$ и σ_H^y по формулам (71) и (72).



а – без проникновения, б – с возникновением обратных пластических деформаций при охлаждении

Рисунок 39 – Схемы, объясняющие формирование суммарных остаточных напряжений

5. Проверяется условие возникновения обратных пластических деформаций при разгрузке по условию

$$\sigma_H^{\max} = \frac{\alpha_1 AE}{1-\mu} \left(-1 + \frac{1}{a_1^{x_2} (1+x_2)} \frac{((H+a_1)^{1+x_2} - a_1^{1+x_2})}{H} \right) \geq \sigma_T.$$

6. При выполнении условия п.5 определяется граница раздела упругих и пластических деформаций при разгрузке по формуле

$$y_{00} = H - a_1 \left(\left(\frac{2(1-\mu)\sigma_T}{\alpha_1 AE} \right)^{\frac{1}{x_2}} - 1 \right).$$

7. Определяются действующие при нагрузке напряжения – σ_o^y и σ_H^n по формулам (73) и (74).

8. Тангенциальные остаточные напряжения определяются следующим образом:

$$\left. \begin{array}{l} \text{а) } |\sigma_H^y + \sigma_{\text{ост.х.}}| > \sigma_T; \quad \sigma_o^y \geq (|\sigma_H^n| + \sigma_T); \quad (y' \geq y_{00}): \\ \quad \sigma^H = (\sigma_o^n + \sigma_T); \quad \sigma^P = -(\sigma_o^y + \sigma_H^n); \quad \sigma_{\text{ост.т}} = -(\sigma_o^y + \sigma_H^n) + (\sigma_o^n + \sigma_T); \\ \text{б) } |\sigma_H^y + \sigma_{\text{ост.х.}}| \geq \sigma_T; \quad \sigma_o^y < (|\sigma_H^n| + \sigma_T); \quad (y_{0H} < y' < y_{00}): \\ \quad \sigma^H = \sigma_H^n; \quad \sigma^P = \sigma_o^y; \quad \sigma_{\text{ост.т}} = \sigma_H^n + \sigma_o^y; \\ \text{в) } |\sigma_H^y + \sigma_{\text{ост.х.}}| < \sigma_T; \quad (y' < y_{0H}): \\ \quad \sigma^H = (\sigma_H^y + \sigma_{\text{ост.х.}}); \quad \sigma^P = \sigma_o^y; \quad \sigma_{\text{ост.т}} = \sigma_o^y + \sigma_H^y + \sigma_{\text{ост.х.}}; \end{array} \right\} \cdot \quad (77)$$

2.4 Оценка влияния СОТС на параметры процесса фрезерования

При определении зависимостей между режимами обработки и параметрами процесса фрезерования считалось, что резание происходит «всухую». Но на практике обработка всухую не всегда применяется. Действие СОТС влияет на изменение сил и температуры в зоне резания. В настоящее время существует большое количество видов СОТС, способов их подачи в зону резания. Состав СОТС и способ подачи в зону резания определяет их эффективность [10, 48, 60, 62].

Во время оценки влияния действия СОТС, при решении поставленной задачи, необходимо учитывать влияния СОТС на силу резания, износ инструмента, а также на показатели качества поверхностного слоя, т. к. от изменения этих параметров зависит величина коррекции рассчитанных технологических условий обработки.

Количественно учесть влияние СОТС на параметры резания и показатели качества поверхностного слоя теоретическим путем пока еще невозможно [40].

Поэтому влияние СОТС оценивается эмпирическими коэффициентами [47, 15, 28]:

$$k_{P_z} = \frac{P_{z \text{ всух}}}{P_{z \text{ сомс}}}; \quad k_{P_x} = \frac{P_{x \text{ всух}}}{P_{x \text{ сомс}}}; \quad k_{P_y} = \frac{P_{y \text{ всух}}}{P_{y \text{ сомс}}}; \quad k_{h_z} = \frac{h_{z \text{ всух}}}{h_{z \text{ сомс}}}; \quad k_{Ra} = \frac{Ra_{\text{всух}}}{Ra_{\text{сомс}}}; \quad k_{\sigma} = \frac{\sigma_{\text{оствсух}}}{\sigma_{\text{остсомс}}}, \quad (78)$$

где $P_{z \text{ всух}}$ и $P_{z \text{ сомс}}$ – тангенциальная сила резания при работе всухую и с СОТС, Н;

$P_{x \text{ всух}}$ и $P_{x \text{ сомс}}$ – радиальная сила резания при работе всухую и с СОТС, Н;

$P_{y \text{ всух}}$ и $P_{y \text{ сомс}}$ – осевая сила резания при работе всухую и с СОТС, Н;

$h_{z \text{ всух}}$ и $h_{z \text{ сомс}}$ – износ зубьев фрезы по задней поверхности при работе всухую и с СОТС, мм;

$Ra_{\text{всух}}$ и $Ra_{\text{сомс}}$ – среднее арифметическое отклонение профиля обработанной поверхности при обработке всухую и с СОТС, мкм;

$\sigma_{\text{оствсух}}$ и $\sigma_{\text{остсомс}}$ – величина остаточных напряжений в поверхностном слое обработанной детали при работе всухую и с СОТС, Па.

Данные коэффициенты определяются экспериментально для каждого сочетания инструментального и обрабатываемого материалов в зависимости от вида и способа подачи СОТС.

2.5 Выводы по главе 2

1. Произведенный анализ геометрии сечения среза при фрезеровании концевой радиусной и тороидальной фрезами показал, что преимущественное влияние на него оказывает продольная и поперечная подача фрезы, а также величина снимаемого припуска. На основе этого

анализа были выведены формулы для определения толщины и ширины сечения среза.

2. Полученные зависимости для определения силы резания позволяют априорно ее прогнозировать. В данных зависимостях участвуют режимы резания, геометрия инструмента, износ инструмента, физико-механические свойства инструментального и обрабатываемого материалов, ориентирование оси инструмента относительно детали. Данные формулы учитывают изменение параметров резания по длине зуба фрезы.

3. Предложенный расчетный метод определения износа инструмента в зависимости от технологических параметров процесса резания, учитывает соотношение физико-механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов.

4. Анализ влияния различных параметров на направление вектора силы резания показал первостепенное влияние вида фрезерования, угла наклона зубьев и ориентирования оси фрезы. На основе этого анализа определены соотношения между проекциями силы резания на систему координат станка.

5. Предложенная методика расчета остаточных напряжений, вносимых в поверхностный слой во время обработки с учетом действия силового и теплового факторов, показала, что на величину остаточных напряжений преимущественное влияние оказывают режимы резания.

3 ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ИСХОДЯ ИЗ ВОЗМОЖНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ ДЕТАЛИ

Для решения поставленной задачи необходимо произвести расчет деформаций сложнопрофильной детали, на примере лопатки, от составляющих сил резания, закрепления, релаксации остаточных напряжений и провести анализ возможных вибраций, с точки зрения не превышения заданной амплитуды колебаний. Сложная геометрия деталей не позволяет решить данную задачу аналитическими методами. Для решения данных задач необходимо использовать математическое моделирование. Учитывая геометрическую сложность рассчитываемых тел целесообразно использовать метод конечных элементов. В методе конечных элементов исходная область определения функции разбивается на отдельные подобласти – конечные элементы. Искомая непрерывная функция аппроксимируется кусочно-непрерывной, определенной на множестве конечных элементов. Благодаря этому становится возможным решение поставленных задач для деталей любой геометрической сложности.

3.1 Построение конечно-элементной модели детали

В качестве исходных данных берется математическая модель детали. На рисунке 40 представлено геометрическое отображение математической модели лопатки ГТД, выполненной на базе бикубических поверхностей Безье в системе 3-х мерного проектирования Unigraphics 17.0.

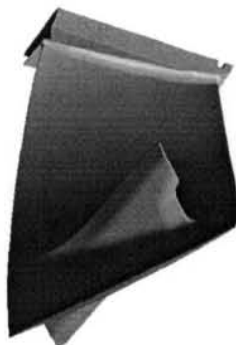


Рисунок 40 – Математическая модель лопатки ГТД

Далее модель разбивается на прямоугольные пластинчатые элементы, имеющие восемь узлов I, J, K, L, M, N, O, P, из которых каждый имеет три степени свободы с тремя линейными перемещениями. Один из элементов показан на рисунке 41. Полученная модель показана на рисунке 42.

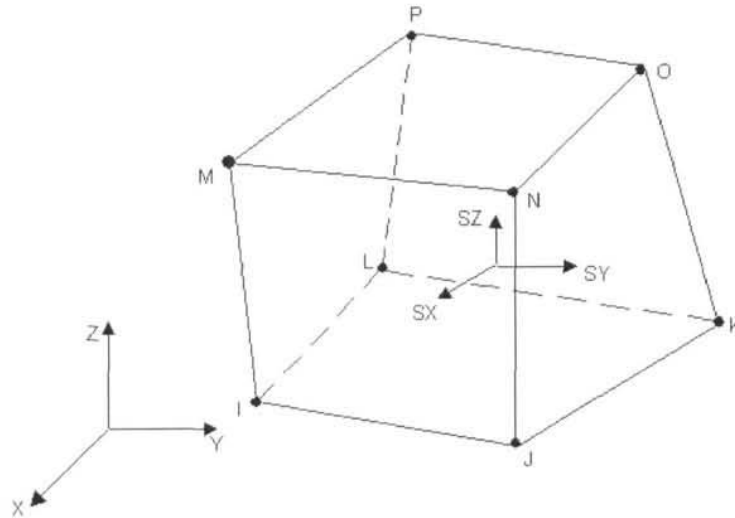


Рисунок 41 – Прямоугольный пластинчатый элемент

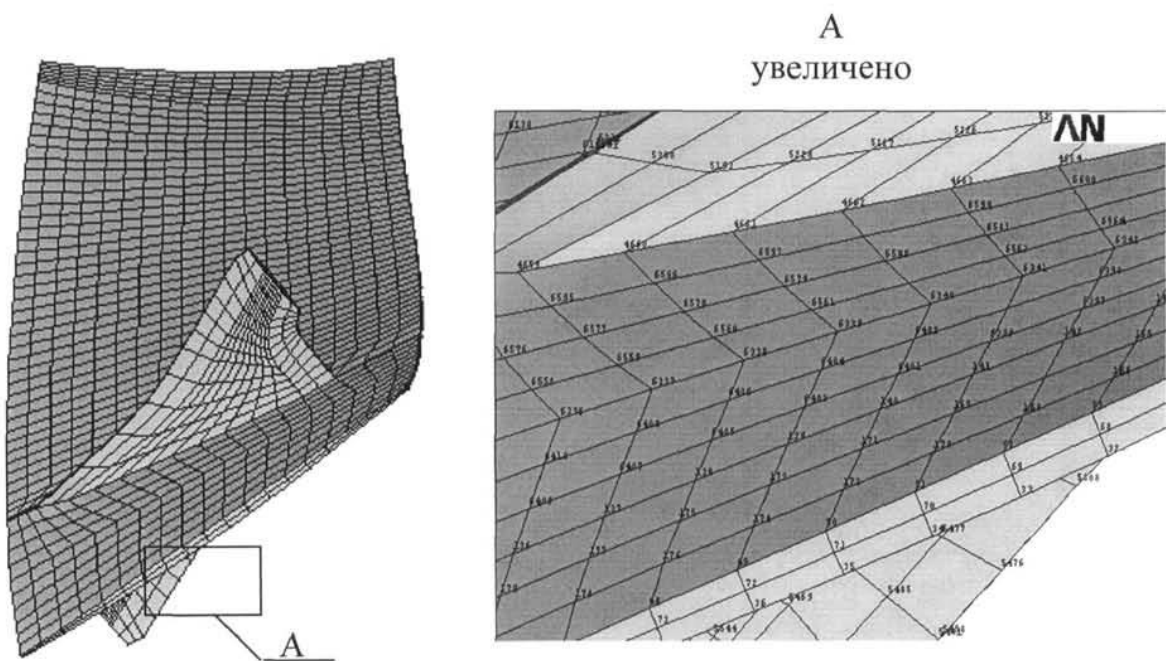


Рисунок 42 – Конечно-элементная модель лопатки ГТД

Вид аппроксимирующей функции зависит только от формы элемента и не зависит от положения элемента в расчетной области, что позволяет один раз определить эту функцию для типичного элемента области, далее полученная функция используется для всех элементов этого вида. В работе [16] получены функции формы для данного типа элемента.

Следующий шаг – задание граничных и начальных условий. Граничные условия задаются таким образом, что моделируют схему базирования детали. Далее к модели прилагаются нагрузки моделирующие воздействие на деталь сил резания и закрепления.

3.2 Задание граничных условий

Процесс задания граничных условий состоит в лишении узлов модели степеней свободы таким образом, чтобы смоделировать схему базирования детали. Традиционная схема базирования лопаток при фрезеровании состоит в креплении за замок и поджим пера осевой силой с помощью центра. Такую схему базирования можно смоделировать следующим образом: узлы, которые относятся к замку лишаются всех степеней свободы, а примыкающие к центральному отверстию лишаются двух. Лопатка, установленная в приспособление, ее модель с приложенными граничными условиями представлена на рисунке 43.

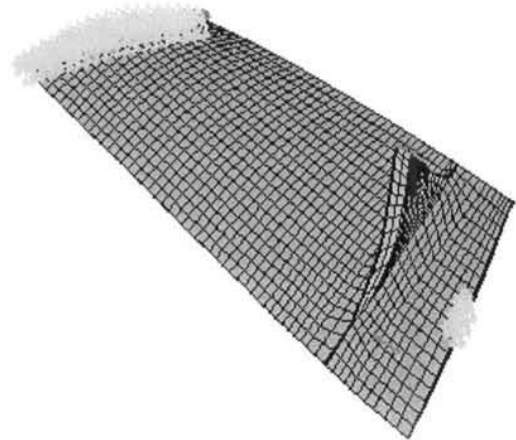
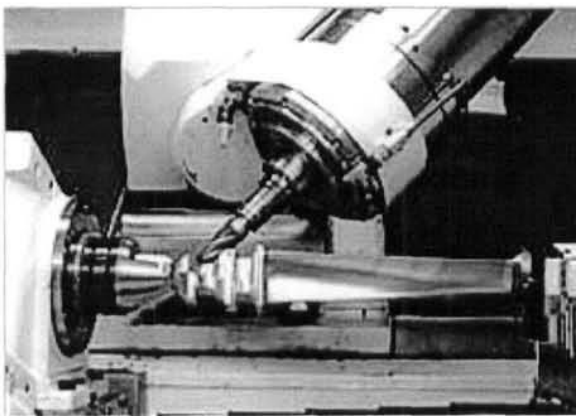


Рисунок 43 – Лопатка ГТД и ее модель, установленная в приспособление

3.3 Расчет деформаций детали от сил резания и закрепления

Сложная геометрия профиля пера лопатки обуславливает нелинейное поведение детали под действием нагрузки. Основной специфической особенностью нелинейного поведения конструкции является изменение ее жесткости под действием нагрузки. На уровне физической модели можно говорить о нелинейной зависимости смещений от приложенной силы.

Нелинейные задачи эффективно решаются итерационным методом Ньютона-Рафсона, который предполагает приближенное разбиение нагрузки на несколько последовательных приращений. Применение метода Ньютона-Рафсона для равновесных итераций в случае двух приращений нагрузки и одной степени свободы показано на рисунке 44.

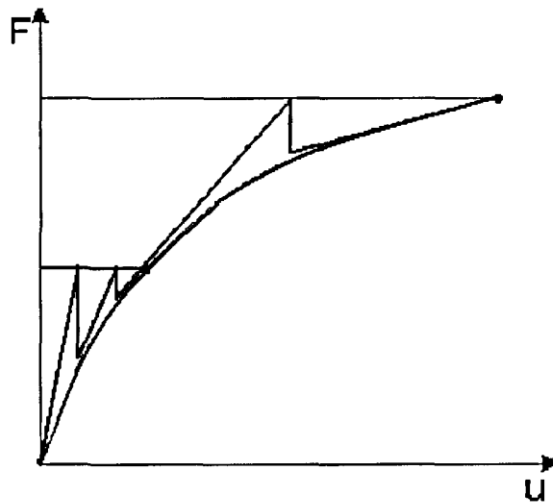


Рисунок 44 – Применение итерационного метода Ньютона-Рафсона для нелинейного анализа

Таким образом, нелинейная задача расчета деформаций детали от сил резания и закрепления сводится к линейной, а точность решения определяется тремя параметрами: 1) количеством шагов (или приращений), каждый шаг в отдельности представляет собой линейное нагружение конструкции; 2) количеством ступеней (или временных шагов), каждый шаг

нагружения разбивается на ступени с целью более точной аппроксимации; 3) количеством равновесных итераций, на каждой ступени данный параметр обеспечивает сходимость решения.

Решающая система алгебраических уравнений метода конечных элементов для задач линейной упругости может быть записана в виде [17]

$$[K]\{U\}=\{F\}, \quad (79)$$

где $[K]=\sum_{e=1}^n [K^{(e)}]$ – глобальная матрица жесткости;

$$\{U\}=\begin{Bmatrix} U_x \\ U_y \\ U_z \end{Bmatrix} \text{ – вектор перемещений;}$$

$\{F\}=\sum_{e=1}^n \{f^{(e)}\}$ – матрица-вектор нагрузки;

$\{f^{(e)}\}$ – локальный вектор - столбец нагрузки;

$[K^{(e)}]=[B]^T [D][B]V$ – матрица жесткости отдельного элемента;

$[D]$ – матрица механических свойств элемента, для трехмерного изотропного материала определяется по формуле (80) [17]

$$[D]=\frac{E(1-\mu)}{(1+\mu)(1-2\mu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\mu}{1-\mu} & \frac{\mu}{1-\mu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{1-\mu} & 1 & \frac{\mu}{1-\mu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{1-\mu} & \frac{\mu}{1-\mu} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} \end{bmatrix}, \quad (80)$$

где E – модуль упругости материала детали, МПА;

$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$ – постоянная Ламе;

ν – коэффициент Пуассона материала детали;

$[B]$ – матрица градиентов, обусловленная функциями формы элемента,

для данного случая определяется по формуле (81)

$$[B] = \frac{1}{6V} \begin{bmatrix} b_i & 0 & 0 & b_j & 0 & 0 & b_k & 0 & 0 & b_l & 0 & 0 \\ 0 & c_i & 0 & 0 & c_j & 0 & 0 & c_k & 0 & 0 & c_l & 0 \\ 0 & 0 & d_i & 0 & 0 & d_j & 0 & 0 & d_k & 0 & 0 & d_l \\ c_i & b_i & 0 & c_j & b_j & 0 & c_k & b_k & 0 & c_l & d_l & 0 \\ d_i & 0 & b_i & d_j & 0 & b_j & d_k & 0 & b_k & d_l & 0 & b_l \\ 0 & d_i & c_i & 0 & d_j & c_j & 0 & d_k & c_k & 0 & d_l & c_l \end{bmatrix}, \quad (81)$$

где V – объем элемента, мм^3 ;

$b_i, b_j, b_k, c_i, c_j, c_k, d_i, d_j, d_k$ – коэффициенты зависящие от вида конечного элемента, для четырехугольных элементов значения получены в работе [17].

$$\{f^{(e)}\} = \{f_0^{(e)}\} + \{f_n^{(e)}\} + \{f_c^{(e)}\} + \{f_T^{(e)}\}, \quad (82)$$

где $\{f_0^{(e)}\}$ – вектор столбец нагрузки от объемных сил;

$\{f_n^{(e)}\}$ – вектор столбец нагрузки от поверхностных сил;

$\{f_c^{(e)}\}$ – вектор столбец сосредоточенных сил;

$\{f_T^{(e)}\}$ – вектор столбец нагрузки вызванной тепловым расширением.

Слагаемые в выражении (82) могут быть определены по следующим зависимостям

$$\left. \begin{aligned} \{f_0^{(e)}\} &= \int_{V^{(e)}} [N^{(e)}]^T \begin{Bmatrix} P_{ox}^{(e)} \\ P_{oy}^{(e)} \\ P_{oz}^{(e)} \end{Bmatrix} dV^{(e)} \\ \{f_n^{(e)}\} &= \int_{S^{(e)}} [N^{(e)}]^T \begin{Bmatrix} P_{nx}^{(e)} \\ P_{ny}^{(e)} \\ P_{nz}^{(e)} \end{Bmatrix} dS^{(e)} \\ \{f_c^{(e)}\} &= \{P_{cx}^{(e)}, P_{cy}^{(e)}, P_{cz}^{(e)}\} \\ \{f_T^{(e)}\} &= \int_{V^{(e)}} [B^{(e)}]^T [D^{(e)}] \cdot \{\varepsilon_0^{(e)}\} dV \end{aligned} \right\}, \quad (83)$$

где $P_{ox}^{(e)}, P_{oy}^{(e)}, P_{oz}^{(e)}$ – компоненты объемных сил;

$P_{nx}^{(e)}, P_{ny}^{(e)}, P_{nz}^{(e)}$ – компоненты поверхностных сил;

$P_{cx}^{(e)}, P_{cy}^{(e)}, P_{cz}^{(e)}$ – компоненты сосредоточенных сил.

Решение системы (79) позволяет рассчитать величины деформаций тела любой геометрической сложности под действием нагрузки. Для расчета необходимо задать систему координат, в которой следует производить расчет.

Неподвижную систему координат располагаем следующим образом: направление оси X совпадает с вектором продольной подачи, ось Y вертикально, вектор оси Z совпадает с вектором поперечной подачи. Далее прикладываем силу зажима.

Силы резания определяются по формулам (47 – 50). Согласно принятой в пункте 2.1.3.1 системе координат ось « Y » направлена по нормали к траектории продольного движения фрезы. Однако геометрия профиля пера лопатки обуславливает кривизну траектории продольного движения фрезы. Это означает, что нормаль к траектории по ходу движения инструмента в каждый момент времени будет находиться под углом ξ к оси « Y » неподвижной системы координат (рисунок 45). Тогда силы, прикладываемые к узлу, определяются по формулам из таблицы 3.

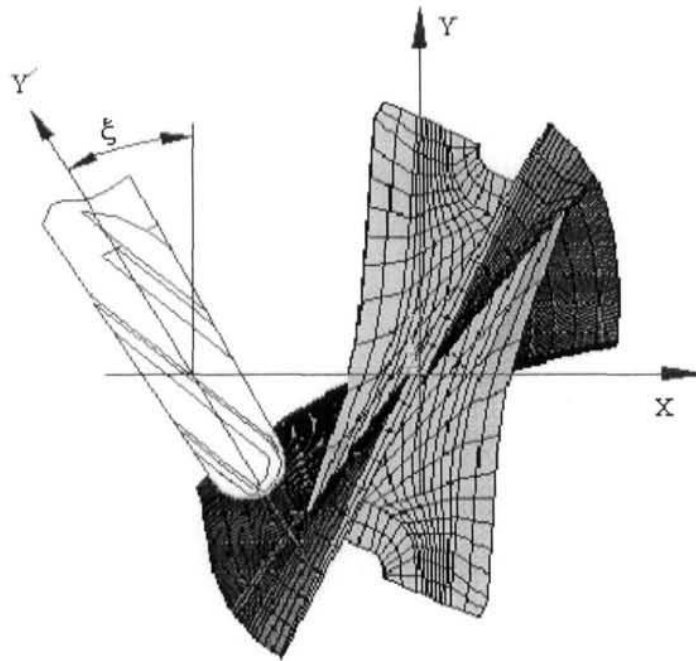


Рисунок 45 – Отклонение оси инструмента от неподвижной системы координат

Таблица 3 – Проекция силы резания при фрезеровании концевой радиусной и тороидальными фрезами

Радиусная фреза	
попутное	встречное
$P_x = P(\sin \omega \sin \xi + \cos \omega \cos \psi \cos \xi);$ $P_y = P(\sin \omega \cos \xi - \cos \omega \cos \psi \sin \xi);$ $P_z = -P \cdot \sin \psi.$	$P_x = P(\sin \omega \sin \xi - \cos \omega \cos \psi \cos \xi);$ $P_y = P(\sin \omega \cos \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \xi);$ $P_z = P \cdot \sin \psi.$
Тороидальная фреза	
попутное	встречное
$P_x = P(\sin \omega \sin \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \cos \xi);$ $P_y = P(\sin \omega \cos \xi - \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \sin \xi);$ $P_z = -P \cdot \sin \psi \cos \Omega .$	$P_x = P(\sin \omega \sin \xi - \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \cos \xi);$ $P_y = P(\sin \omega \cos \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \sin \xi);$ $P_z = P \cdot \sin \psi \cos \Omega .$

На рисунке 46 показана модель лопатки с приложенной силой зажима равной 30 Н и проекциями силы резания, приложенными к точке 1. Соотношение проекций силы резания соответствует следующим условиям фрезерования: $\omega = -0,173 \text{ рад}$, $\psi = 0,5 \text{ рад}$, $\xi = 0,26 \text{ рад}$.

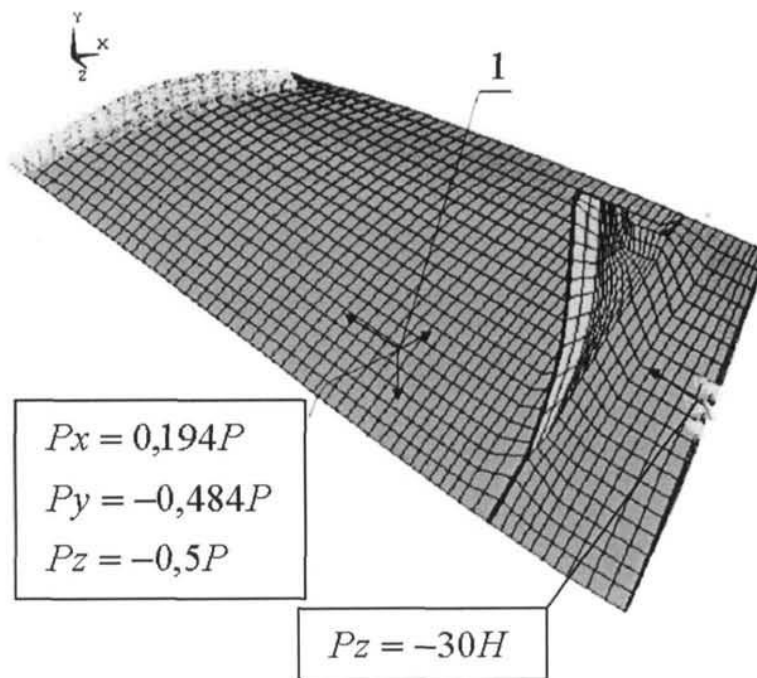


Рисунок 46 – Модель лопатки ГТД с системой координат и приложенными силами

Расчет максимально допустимой силы резания для данного участка осуществляется с помощью построения кривой деформации от силы резания. При изменении значения P производится расчет деформаций детали в рассматриваемой точке. По полученным значениям строится кривая деформаций, где по оси абсцисс откладывается значение силы резания P , а по оси ординат величина деформаций детали в т.1 по оси Y (см. рисунок 47). Как видно из графика, при нулевом значении силы резания P профиль пера лопатки имеет деформацию в т.1 по оси Y равную 0,07 мм. Это означает, что при приложении силы зажима перо лопатки деформируется на сторону «спинки». Поэтому, до определенного момента, увеличение силы резания уменьшает деформацию, так как под действием силы резания лопатка деформируется на сторону «корыта».

На рисунке 48 показана деформация лопатки при значении силы резания P приложенной в т.1 (см. рисунок 46) равной 60 Н.

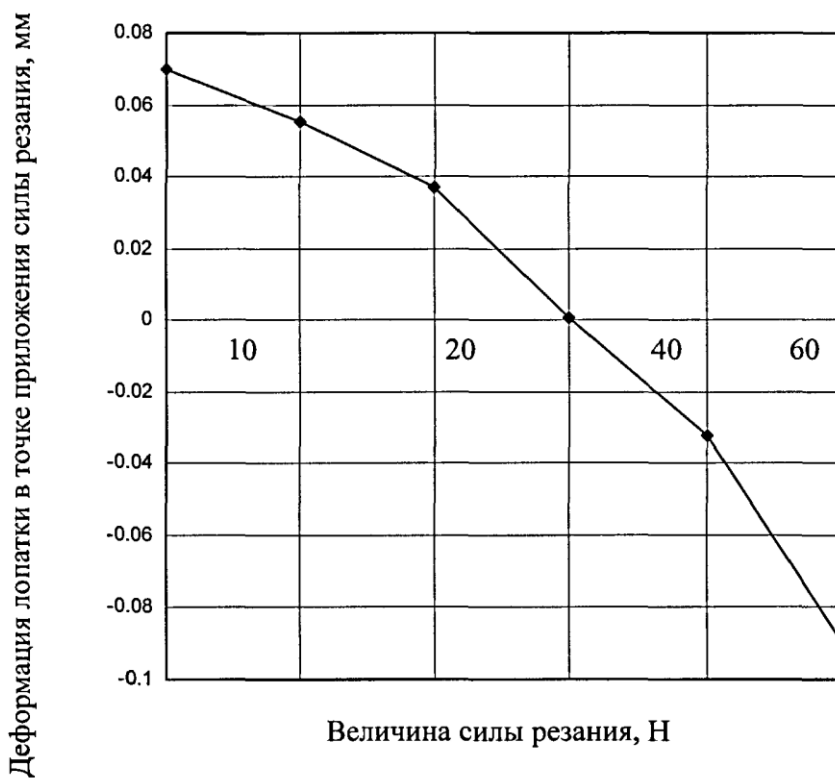


Рисунок 47 – График деформаций пера лопатки в зависимости от силы резания

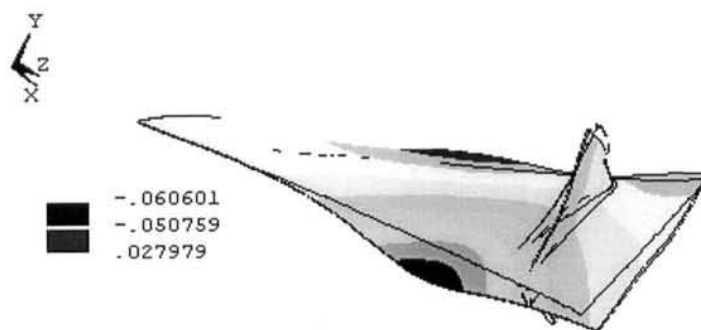


Рисунок 48 – Деформация лопатки от сил резания и закрепления

По полученной кривой определяется максимально допустимая сила резания, при которой деформация по оси Y меньше допуска на размер. Прodelав такие действия для каждого элемента модели, определяются допустимые силы резания по всей детали.

3.4 Расчет вибраций детали во время обработки

При определении технологических условий обработки необходимо учитывать возможность возникновения вибраций детали. Прерывистость воздействия сил резания на деталь, обусловленная изменением площади сечения среза по ходу движения зуба фрезы, вызывает вибрации детали, которые негативно влияют на процесс резания. Вибрации детали вызывают повышение высоты микронеровностей после обработки, а также резко снижают стойкость инструмента.

При фрезеровании система СПИЗ представляет собой колебательную систему, в которой к детали прикладывается возмущающая сила, изменяющаяся по периодическому закону. Изменение силы резания по углу поворота оси фрезы происходит из-за переменности величины сечения среза. Как видно из рисунка 10 сечение среза от нуля в первоначальный момент времени принимает свое максимальное значение соответствующее углу поворота оси фрезы на угол $\psi_1 = 2 \arcsin \sqrt{\frac{h}{2r} \left(1 - \frac{h}{2r}\right)}$, далее опять

уменьшается до нулевого значения. Угол поворота оси фрезы при этом принимает значение $\psi_{\max} = \arctg\left(\frac{\sqrt{2rh-h^2}}{r-h}\right)$. Форма импульса силы резания представлена на рисунке (49).

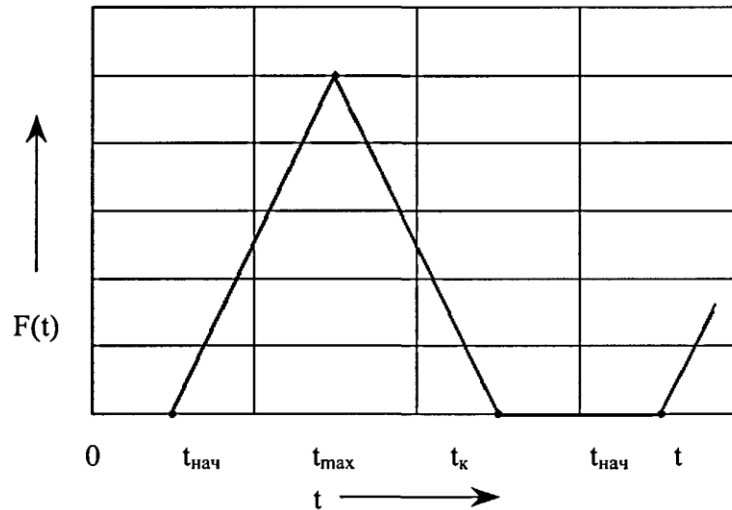


Рисунок 49 – Форма импульса силы резания

На рисунке обозначены $t_{\text{нач}}$, t_{max} , t_k – время начала, максимального значения и окончания работы зуба фрезы. Эти значения можно определить с помощью выражений (84)

$$t_{\text{нач}} = \frac{i \cdot 60}{n \cdot z},$$

$$t_{\text{max}} = \frac{120}{6,3 \cdot n} \arcsin \sqrt{\frac{h}{2r} \left(1 - \frac{h}{2r}\right)} + t_{\text{нач}}, \quad (84)$$

$$t_k = \frac{60}{6,3 \cdot n} \arctg \left(\frac{\sqrt{2rh - h^2} + S_z}{r - h} \right) + t_{\text{нач}}.$$

Для расчетов вибраций детали целесообразно представить пульсацию силы резания с помощью гармонической функции. При этом значения частоты возмущающей силы и угловой частоты возмущающей силы определяются выражениями

$$\nu = \frac{n \cdot z}{60}, \quad (85)$$

где ν – частота возмущающей силы;

n – частота вращения шпинделя, об/мин;

z – число зубьев фрезы.

$$\omega = \frac{n \cdot z}{120\pi}, \quad (86)$$

где ω – угловая частота возмущающей силы.

Как видно из схемы изображенной на рисунке 50, где пунктирной линией показана пульсация полученная с помощью гармонической функции, это можно сделать следующим уравнением

$$P(t) = \frac{1}{2} P_{\max} \left(\sin \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot n \cdot z \cdot t_c}{60} \right) + 1 \right), \quad (87)$$

где P_{\max} – максимальное значение силы резания, Н;

t_c – текущее машинное время обработки, с.

С помощью метода конечных элементов можно определить напряжения и деформации, возникающие в конструкции под действием вынужденных колебаний. Применительно к гармонически изменяющимся нагрузкам с помощью данного метода можно достаточно точно и оперативно получить частотную характеристику трехмерного тела.

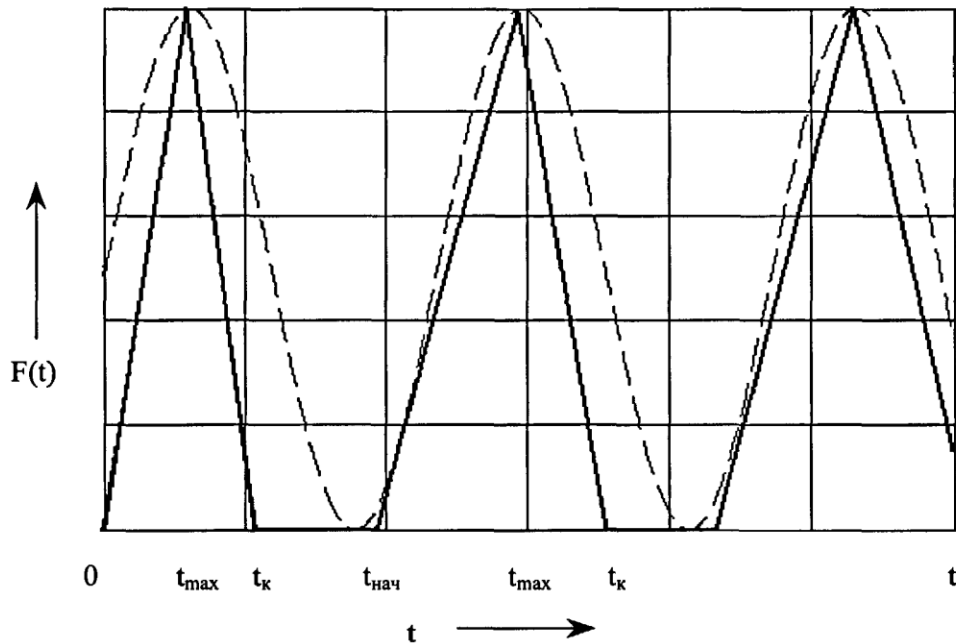


Рисунок 50 – Форма импульса силы резания

Для динамического типа расчета используется решающая система алгебраических уравнений вида [17]

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{F^a\}, \quad (88)$$

где $[M]$ – матрица масс;

$\{\ddot{u}\}$ – матрица-вектор узлового ускорения;

$[C]$ – матрица упругости;

$\{\dot{u}\}$ – матрица-вектор узловой скорости;

$[K]$ – матрица жесткости;

$\{u\}$ – матрица-вектор узлового перемещения;

$\{F^a\}$ – матрица-вектор возмущающей силы.

Согласно [17] векторы возмущающей силы и узлового перемещения определяются по формулам

$$\{F^a\} = \{P_{\max} e^{i\psi}\} e^{i\omega t_c}; \quad (89)$$

$$\{u\} = \{u_{\max} e^{i\varphi}\} e^{i\omega t_c}.$$

Учитывая формулу (86), получим:

$$\{F^a\} = \{P_{\max} e^{i\psi}\} e^{i \frac{120\pi}{n \cdot z} t_c}; \quad (90)$$

$$\{u\} = \{u_{\max} e^{i\varphi}\} e^{i \frac{120\pi}{n \cdot z} t_c}. \quad (91)$$

Решив уравнение (88), можно определить амплитуду колебаний детали от силы резания. Таким образом, применительно к нашему случаю можно рассчитать колебания пера лопатки от действия силы резания, причем возможно учесть осевое поджатие детали силой зажима в приспособлении. В качестве исходных данных используется модель детали с предыдущего расчета. Первоначально производится статический расчет напряжений в детали возникающих под действием силы зажима. При вибрационном расчете детали значения напряжений прикладываются к узловым точкам

элементов модели, что позволяет учесть увеличение собственной частоты колебаний детали обусловленное приложением силы зажима. Далее производится «гармонический» анализ модели. Для этого к рассматриваемой точке прикладываются проекции силы резания, величина которых определена на предыдущем этапе расчета. Значение проекций изменяется по гармоническому закону. Для заданного диапазона частот, с определенным шагом, производится расчет деформаций детали (амплитуды колебаний) и строится график зависимости смещений от частоты возмущающих сил. Как уже было написано выше, необходимо проанализировать рассчитанные режимы обработки с позиций уменьшения вибраций детали. Связь между режимами обработки и вибрациями детали проходит через величину возмущающих сил и их частоту. Величина возмущающих сил определяется отжимами детали, а их частота, как видно из формулы (90), является функцией от частоты вращения шпинделя.

Для анализа вибраций строится частотная характеристика, в которой по оси абсцисс рассматривается частота вращения шпинделя, а по оси ординат амплитуда колебаний. Анализируя такую характеристику, можно для каждого обрабатываемого элемента подобрать такие режимы резания, которые позволят избежать резонансных колебаний. На рисунке 51 показана частотная характеристика, рассчитанная для случая рассматриваемого на рисунке 46. Проекциям силы резания, приложенным в точке 1, сообщаются колебания частотой от 133 до 266 Гц, что соответствует частоте вращения шпинделя от 2000 до 4000 об/мин при фрезеровании фрезой с четырьмя зубьями.

Как видно из частотной характеристики резонанс возникает при частотах вращения шпинделя в диапазонах от 2400 до 2600 об/мин и 3100 – 3600 об/мин. Фрезерование при значительных колебаниях технологической системы практически во всех случаях приводит к недопустимому увеличению погрешностей и шероховатости обработанной поверхности, а также к резкому снижению производительности станков в результате

уменьшения стойкости фрез [46].

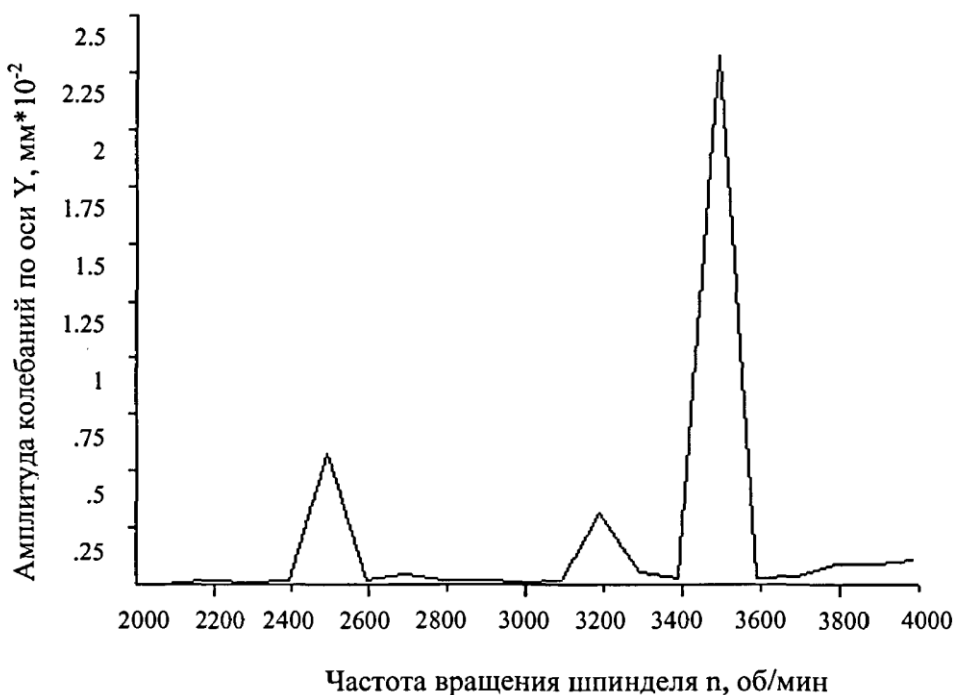


Рисунок 51 – Частотная характеристика колебаний лопатки от силы резания

Так как резание при таких оборотах шпинделя недопустимо, при расчете режимов обработки для данного участка детали должно выполняться условие $n \notin [2400 - 2600 ; 3100 - 3600]$. Наличие такого ограничительного условия корректирует режимы обработки с позиций недопущения вибраций детали. Скорость резания при этом определяется не только стойкостью инструмента, но и допустимой частотой силового воздействия зубьев фрезы на обрабатываемую деталь и жесткостью технологической подсистемы заготовки. Теперь подобранные режимы учитывают не только отжимы детали, но и возможность ее вибраций в процессе обработки.

3.5 Определение технологических остаточных деформаций

Механизм возникновения неуравновешенных остаточных напряжений подробно рассмотрен в разделе 2.2. После освобождения детали происходит перераспределение остаточных напряжений, деталь деформируется и

принимает новое равновесное состояние. Соответственно расчет технологических остаточных деформаций проходит в такой же последовательности

приложение к модели начальных напряжений



удаление граничных условий



расчет деформаций

Наибольшую трудоемкость вызывает первый этап, т. к. в напряженное состояние в каждом элементе будет иметь свои значения. Здесь возможны два варианта расчета: расчет неуравновешенных напряжений по методике, предложенной в главе 2. Полученные напряжения прикладывают к элементам модели. Подробно данные действия описаны в главе 5. Данный этап также можно осуществить с помощью метода конечных элементов. Ведь основную часть расчетов по методике, изложенной в разделе 2.2 занимает определение напряжений по заданной схеме нагружения или нагрева. Тепловые напряжения определяются по методу «расчленения тела» предложенного В. В. Абрамовым [1]. Напряжения обусловленные силовым воздействием определяются по формулам Б. А. Кравченко [25].

Используя метод конечных элементов можно так же определить начальные напряжения, т. к. с его помощью не представляет трудностей получить напряжения по известной схеме нагружения. Тогда определение неуравновешенных напряжений будет происходить следующим образом – к каждому узлу математической модели детали, который моделирует обрабатываемую поверхность, первоначально прикладываются силы R и F_T определяемые по формулам (4.3, с. 106 [22]), затем силы удаляются и прикладывается температура определяемая по формуле (4.18, с. 118 [22]).

Данный тип расчета относится к упругопластическим, т. к. начальные напряжения образуются только в том случае если они превышают предел текучести материала, т. е. когда под действием сил и нагрева поверхностный

слой испытывает упругопластическую деформацию. При этом реологические кривые, описывающие связь напряжений и деформаций имеют нелинейный вид. Это приводит к тому, что матрица $[D^{(e)}]$ в выражении (79) не является постоянной, а зависит от перемещений. Из-за этого система уравнений (79) имеет вид [17]

$$[K(U)]\{U\}=\{F\}, \quad (92)$$

где элементы матрицы жесткости $[K(U)]$ зависят не только от свойств деформируемого материала, но и от его напряженно-деформируемого состояния, выражаемого через вектор $\{U\}$. Решение системы уравнений (92) можно получить методом переменной жесткости [17]. Этот метод состоит в том, что значение матрицы $[K(U)]$ на каждом этапе решения системы (92) определяется через значения вектора $\{U\}$, полученного на предыдущем этапе

$$[K(U^{(n-1)})]\{U^{(n)}\}=\{F\}, \quad (93)$$

где n – номер операции.

На первом этапе ($n=1$) значения неизвестных элементов $\{U^{(0)}\}$ от которых зависят отдельные элементы матрицы $[K]$, можно положить равными нулю [17].

Последовательное решение матричного уравнения (93) с процедурой модификации на каждом этапе матрицы $[K]$ продолжается до тех пор, пока разница в результатах полученных на данном и предыдущих шагах не будет достаточной малой.

Несмотря на перспективность такого метода расчета начальных напряжений в настоящее время использовать его на практике достаточно сложно, ввиду большого потребления аппаратных ресурсов данным методом расчета. Поэтому в рамках данного исследования при расчете неуравновешенных напряжений используется алгоритм изложенный в главе 2.

Таким образом расчет остаточных деформаций можно проводить в следующей последовательности

1. Создание модели детали (см. разделы 3.1–3.2);
2. Для каждого узла, моделирующего обрабатываемую поверхность производится расчет «начальных» напряжений;
3. Удаление граничных условий (моделирование снятия детали из приспособления);
4. Расчет остаточных деформаций детали.

Оценка величины остаточных деформаций производится по величинам угла раскрутки и разгиба профиля, рассчитываемым по формулам (94), предложенными в работе [42]. Схема для расчета представлена на рисунке 53.

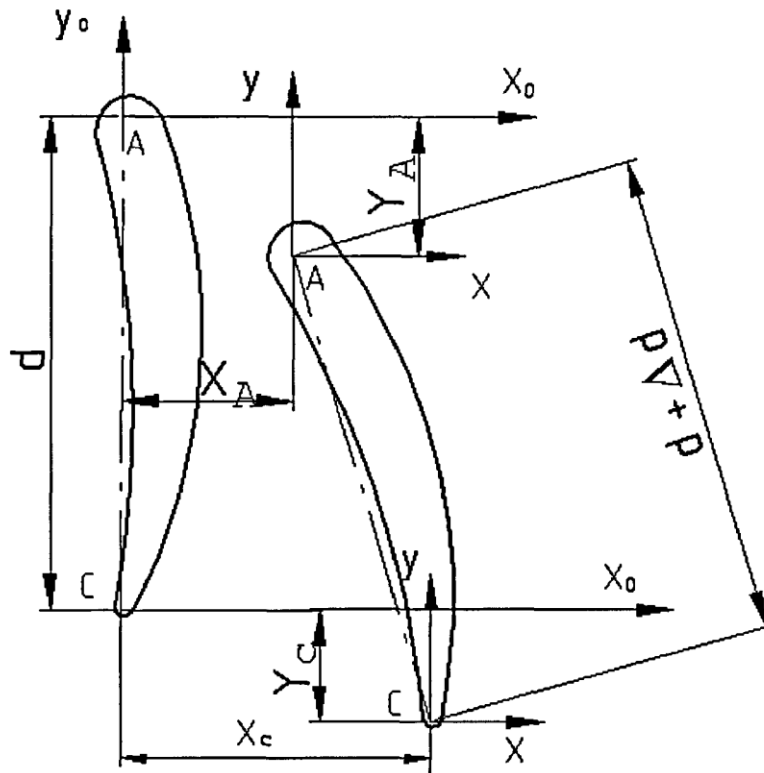


Рисунок 53 – Схема для расчета остаточных деформаций

$$\Delta d = \sqrt{(x_C - x_A)^2 + (d + y_C - y_A)^2} ;$$

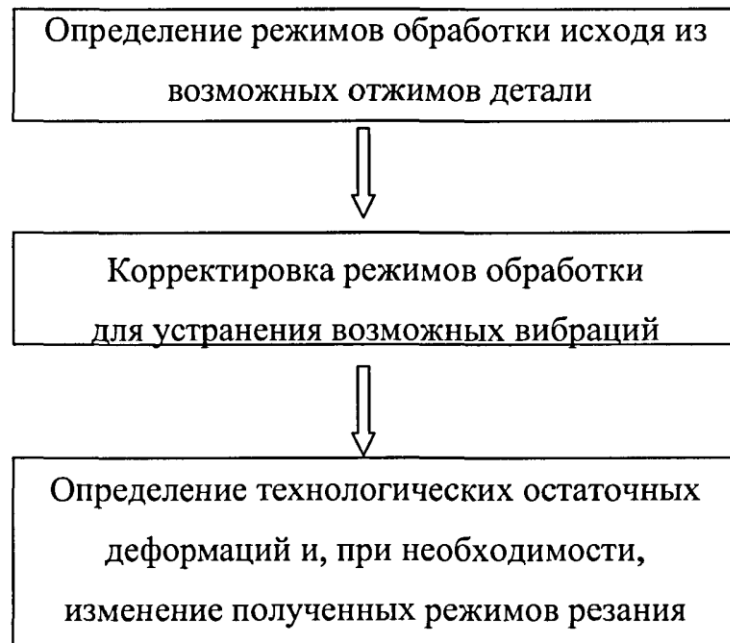
$$\alpha = \frac{x_A - x_C}{d + y_C + y_A} .$$
(94)

где Δd – величина разгиба профиля, мм;

α – угол раскрутки профиля, рад.

3.6 Общая схема определения технологических условий обработки исходя из возможных деформаций детали

В общем случае определение режимов резания проходит в следующей последовательности



Существует три варианта компенсации возможных деформаций детали изменением режимов обработки.

1. Обработка ведется практически на постоянных режимах резания, отжимы детали компенсируются траекторией движения инструмента.

2. Траектория инструмента повторяет профиль годной детали, отжимы компенсируются режимами резания.

3. Частично компенсация осуществляется изменением траектории,

частично изменением режимов резания.

Последний вариант управления обработкой является сочетанием первых двух. Поэтому, для данного варианта нет необходимости разрабатывать отдельную методику, достаточно разработать алгоритмы расчета режимов резания для двух первых вариантов.

На практике чаще используется второй вариант управления деформациями, т.к. при этом нет необходимости корректировать конструкторскую математическую модель детали, что достаточно затруднено в современных CAD/CAM-системах.

3.7 Определение режимов обработки при компенсировании деформаций детали за счет изменение траектории движения инструмента

Первоначально режимы резания определяются исходя из требуемого качества поверхностного слоя, геометрии инструмента, сочетания обрабатываемого и инструментального материала.

Глубина резания первоначально принимается равной припуску на обработку, т. к. отжимы детали будут компенсироваться траекторией инструмента. Величины подач инструмента определяются исходя из требований по шероховатости детали.

На данном этапе скорость резания или частота вращения шпинделя определяются по стойкости фрезы исходя из физико-механических свойств инструментального и обрабатываемого материалов. Для определения скорости резания воспользуемся выражением (44), преобразовав его к виду

$$V = \frac{a}{a_1} x^{1+x} \sqrt{\frac{\Gamma^y (1-\sin\gamma)^{0,73}}{c D^z}} \sqrt[xy]{\frac{h_t g \alpha \cdot k_{нокр} \cdot k_{hз} \cdot k_{фр}}{\left(\frac{\sigma_{BP}}{\sigma_H} \right)^{X_1} E Z_1 \left(\frac{(S_z \cdot z \cdot n)^{\frac{1}{z \cdot 0,07}} \cdot L^{\frac{1}{0,07}}}{S_z \cdot z} \cdot r \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_z}{\sqrt{(r-h)^2 + (r+S_z)^2}} \right) \right)^2 (1 - \tan^2 \alpha)}}}$$

Коэффициенты c , x , m , y , z зависят от скорости, которую необходимо определить. Поэтому целесообразно скорость резания определять с помощью оптимизационного поиска, используя уравнение (44).

Для определения скорости резания необходимо минимизировать следующую целевую функцию

$$f(h_3) = \left(\frac{h_{3i} - h_{30}}{h_{30}} \right)^2, \quad (95)$$

где $f(h_3)$ – целевая функция;

h_{30} – заданное значение износа, мм;

h_{3i} – текущее значение износа, мм.

В результате оптимизации будет подобрано наибольшее значение скорости резания по заданной длине обработки и допустимой величине затупления по задней грани. Далее рассчитывается износ инструмента на каждом обрабатываемом элементе по формуле (44) и проекции силы резания по формулам из таблицы 3. Алгоритм поиска минимума целевой функции подробно описан в приложении Д.

Следующий шаг состоит в корректировке рассчитанных режимов исходя из возможных вибраций детали. Для каждого элемента производится расчет колебаний от силы резания согласно разделу 3.4. В результате расчета получается дополнительное ограничительное условие на допустимые значения частоты вращения шпинделя. Далее производится повторная минимизация целевой функции (95) уже с полученными ограничительными условиями исходя из возможных вибраций детали

Затем осуществляется проверка величины остаточных деформаций по методике изложенной в разделе 3.5 и при необходимости происходит окончательная корректировка режимов.

По полученным режимам резания рассчитываются проекции силы резания по формулам, представленным в таблице 3, а также отжимы детали

возникающие от действия сил резания и закрепления по методике изложенной в разделе 3.3. Полученные значения деформаций детали передаются в систему проектирования управляющих программ для корректировки траектории движения инструмента.

3.8 Определение режимов обработки при компенсировании деформаций детали за счет изменения режимов резания

Основное отличие в расчете, от предыдущего метода корректировки, заключается в первом этапе, т. к. здесь решается обратная задача – по заданным отклонениям детали определить силы, а по ним режимы резания.

Первоначально производится определение режимов обработки исходя из возможных отжимов и вибраций детали от сил резания и закрепления. Расчет осуществляется для каждого обрабатываемого элемента в очередности их обработки. Вначале происходит определение максимального значения силы резания при котором на каждом обрабатываемом элементе детали при резании наклоненной фрезой, в принятой системе координат под углами λ , Ω , ξ и имеющей зубья, расположенные под углом спирали ω , деформации от сил резания не превысят допуск на размер. Далее по полученным значениям проекций силы резания производится гармонический анализ детали.

Расчет производится в следующей последовательности.

1. Определение соотношения величин проекций силы резания на координатные оси по заданным значениям углов λ , Ω , ξ , ω , используя зависимости представленные в таблице 3.

2. Определение, на каждом элементе, максимального значения P , при котором величина $\{U\}$ в точке приложения силы P не превышает заданной величины δ .

3. Расчет вибраций детали, построение частотной характеристики и определение допустимых интервалов частот вращения шпинделя.

4. Методом оптимизационного поиска определяются режимы

обработки для каждого элемента по заданным значениям R , шероховатости обработанной поверхности, физико-механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов. На целевую функцию наложены ограничительные условия, полученные в пункте 3.

Далее производится расчет технологических остаточных деформаций детали по разделу 3.5. Если в результате расчета оказывается, что остаточные деформации детали превышают допустимый уровень, тогда необходима последующая корректировка режимов резания. Для уменьшения деформаций необходимо использовать технологические приемы снижения остаточных деформаций, которые заключатся в увеличении числа проходов, выборе более эффективного способа охлаждения и изменения силы зажима детали.

3.9 Алгоритм программы расчета технологических условий обработки

На основании вышеизложенного предлагается следующая последовательность расчета в программе технологических условий обработки мало жестких деталей, алгоритм которой представлен на рисунке 54. При расчете технологических условий обработки по данному алгоритму учитывается жесткость детали в каждой точке, износ инструмента, его влияние на силу резания и величину остаточных напряжений, вносимых в поверхностный слой. В результате рассчитывается величина снимаемого припуска на операции, которая определяется короблением детали; величина поперечной подачи на ход, рассчитанная исходя из поперечной шероховатости и геометрии инструмента; величина подачи на зуб фрезы, полученная исходя из геометрии фрезы, продольной шероховатости, износа фрезы и допустимых усилий резания; частота вращения шпинделя, рассчитанная исходя из стойкости инструмента и избежания резонансных вибраций детали на наименее жестких участках. Подробно отдельные составляющие данного алгоритма приведены в приложениях.

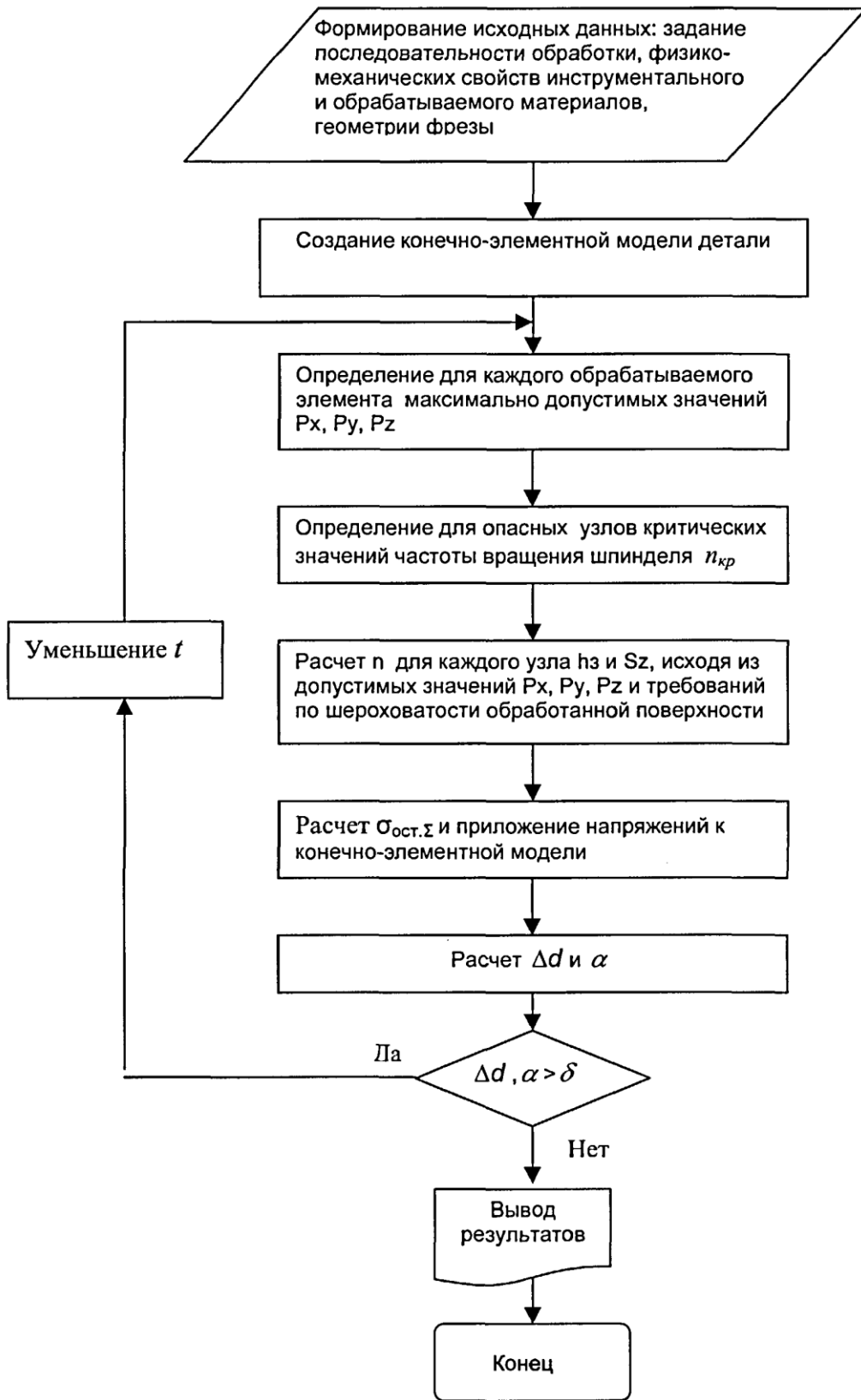


Рисунок 54 – Блок-схема алгоритма расчета технологических условий обработки

3.10 Оценка увеличения производительности при использовании предлагаемой методики

При использовании предложенной методики происходит увеличение производительности обработки за счет интенсификации режимов резания обусловленной изменением величины подачи на зуб фрезы. По сравнению с традиционной технологией, где средняя подача по профилю остается постоянной, в предлагаемой реализуется возможность увеличения подачи на участках детали различной жесткости.

Для оценки увеличения производительности необходимо найти отношение машинного времени обработки при традиционной технологии и предлагаемой.

С целью упрощения выводов примем два допущения.

1. Изменение средней подачи по высоте лопатки определяется линейным законом.

2. Пренебрежем кривизной лопатки при определении длины пути резания.

Первоначально зададим понятие средней подачи на зуб. При движении фрез вокруг профиля на разных его участках задается различная подача на зуб фрезы. Среднее значение подачи определяется выражением

$$S_{z^{cp}} = \frac{\sum S_{z_i} \cdot L_i}{\sum L_i}, \quad (96)$$

где S_{z_i} – значение подачи на зуб на i -м участке, мм/зуб;

L_i – длина i -го участка, мм.

Машинное время обработки одного прохода определяется выражением

$$t_{\text{маш}}^h = \frac{2 \cdot b}{S_{z^{cp}} \cdot n \cdot z}, \quad (97)$$

где b – ширина хорды, мм.

Тогда при традиционной технологии время обработки определяется выражением, формула (98).

$$t_{\text{маш}}^{\text{mp}} = \sum_h^{L/h} \frac{2 \cdot b}{S_z^{\text{cp}} \cdot n \cdot z}, \quad (98)$$

где L – высота обрабатываемой поверхности лопатки, мм.

Согласно принятому допущению о линейном изменении средней подачи по высоте лопатки соотношение максимальной и минимальной подач можно описать уравнением

$$S_z^{\text{cp}_{\text{max}}} = k_{S_z} \cdot S_z^{\text{cp}_{\text{min}}}, \quad (99)$$

где $S_z^{\text{cp}_{\text{max}}}$, $S_z^{\text{cp}_{\text{min}}}$ – максимальное и минимальное значение средней подачи на зуб на операции, мм/зуб;

k_{S_z} – коэффициент увеличения подачи, определяется $k_{S_z} = \frac{S_z^{\text{cp}_{\text{max}}}}{S_z^{\text{cp}_{\text{min}}}}$.

Тогда среднее значение подачи на зуб на i -м проходе определяется выражением

$$S_z^{\text{cp}_{(i)}} = k_{S_z} \cdot S_z^{\text{cp}_{\text{min}}} - \frac{(k_{S_z} \cdot S_z^{\text{cp}_{\text{min}}} - S_z^{\text{cp}_{\text{min}}}) L_i}{L}, \quad (100)$$

где L_i – текущее значение высоты обрабатываемой поверхности на i -м проходе, мм.

Машинное время обработки при предлагаемой технологии определяется выражением

$$t_{\text{маш}}^{\text{np}} = \sum_{L_i=h}^{L/h} \frac{2 \cdot b}{\left(k_{S_z} \cdot S_z^{\text{cp}_{\text{min}}} - \frac{(k_{S_z} \cdot S_z^{\text{cp}_{\text{min}}} - S_z^{\text{cp}_{\text{min}}}) L_i}{L} \right) \cdot n \cdot z}. \quad (101)$$

Увеличение производительности определяется отношением машинного времени при традиционной и предполагаемой технологии

$$k_{t_{\text{маш}}} = \frac{t_{\text{маш}}^{\text{mp}}}{t_{\text{маш}}^{\text{np}}}; \quad (102)$$

Подставив (98) и (101) в (102) после преобразование получим

$$k_{t_{\text{маш}}} = \frac{\sum_h^{L/h} (S_z^{\text{cp}})^{-1}}{\sum_{L_i=h}^{L/h} \left(k_{S_z} \cdot S_z^{\text{cp}_{\text{min}}} - \frac{(k_{S_z} \cdot S_z^{\text{cp}_{\text{min}}} - S_z^{\text{cp}_{\text{min}}}) L_i}{L} \right)^{-1}}. \quad (103)$$

Как видно из формулы (103) с ростом величин h и k_{Sz} значение $k_{t_{\text{маш}}}$ увеличивается. Характер влияния показан на графиках, представленных на рисунке 55.

Таким образом, можно сделать вывод о том, что чем выше требования по шероховатости к детали и чем больше длина лопатки, тем более производительнее становится обрабатывать по предлагаемой технологии. Рост производительности из-за требований к шероховатости объясняется влияем величины поперечной подачи на ход, а длина лопатки косвенно влияет через коэффициент k_{Sz} . Чем больше длина лопатки, тем более значительна разница между максимально допустимыми усилиями в наименее и наиболее жестких участках, что в свою очередь определяет соотношение средних подач.

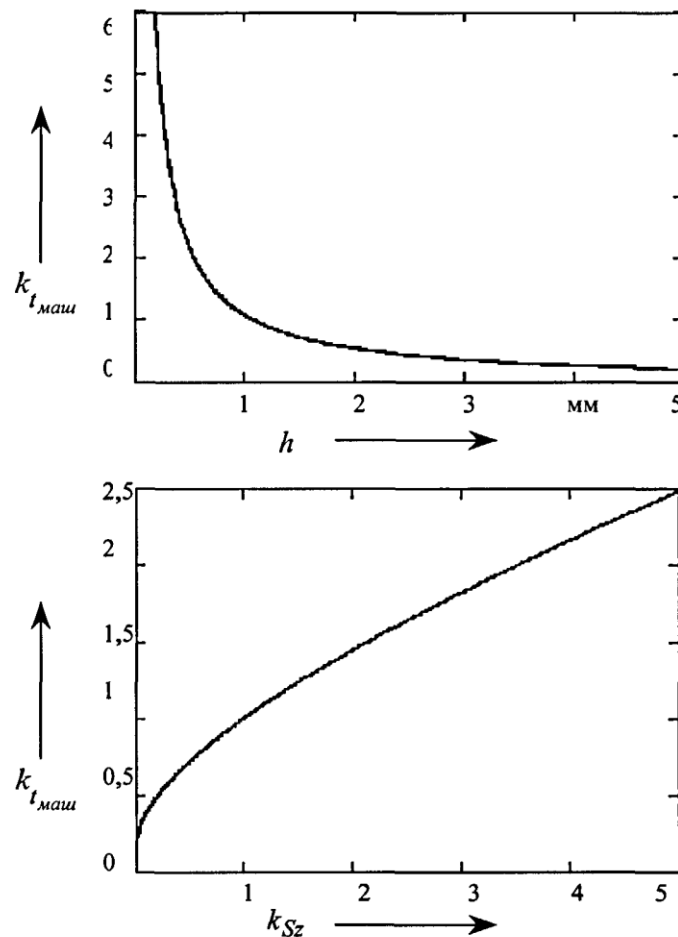


Рисунок 55 – Влияние h и k_{Sz} на $k_{t_{\text{маш}}}$

3.11 Выводы по главе 3

1. Анализ влияния отдельных технологических факторов процесса резания на составляющие суммарной погрешности обработки позволил разработать расчетный метод определения технологической точности обработки, для выполнения которого не требуется использование экспериментальных данных.

2. Предложенная модель фрезерования позволила разработать обобщенную методику расчета технологических условий обработки концевым фрезерованием маложестких сложнопрофильных деталей по заданной точности детали.

3. В результате анализа возможностей математического моделирования предложено методом конечных элементов определять деформации детали.

4. Изучение процесса вибраций детали во время обработки позволило разработать последовательность расчета, позволяющего рассчитать амплитуду колебаний детали по заданным значениям жесткости детали, величины силы резания, частоты вращения шпинделя и числа зубьев фрезы.

4 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ РЕШЕНИЙ

4.1 Методика проведения экспериментов

Экспериментальные исследования имели целью подтвердить достоверность предложенной методики по определению технологических условий обработки сложнопрофильных деталей. Первоначально производилась оценка адекватности предложенной модели концевой фрезерования, для чего была проведена опытная проверка полученных зависимостей для определения силы резания, износа фрезы и остаточных напряжений, вносимых в поверхностный слой.

В качестве подтверждения достоверности методики определения технологических условий обработки были рассчитаны режимы резания на операции по чистовой обработке профиля пера лопаток газотурбинного двигателя. Рассчитанные режимы резания сравнивались с используемыми, обеспечивающими точность обработки. Опытные режимы были получены путем опытной корректировки управляющих программ при обработке опытной партии деталей.

4.2 Определение силы резания

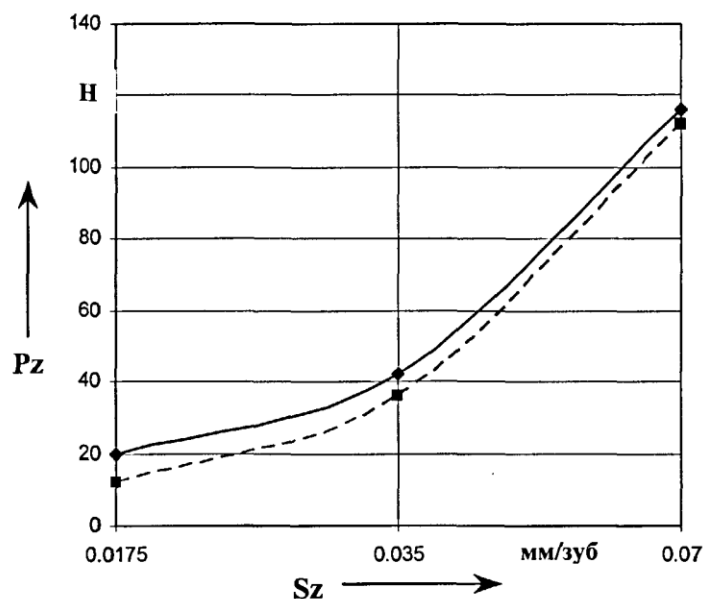
Для оценки достоверности полученных формул расчета силы резания автором проведено сравнение экспериментальных данных с результатами расчета по этим формулам.

Замер силы резания осуществлялся с помощью установки разработанной инженерами Тимофеевым М. В. и Татариновым А. Ю. для замера силы резания при концевом фрезеровании. Установка состоит из трехкомпонентного динамометра УДМ600 (конструкции ВНИИ), усилителя АНЧ, сигналы с которого передаются в ЭВМ, где производится их математическая обработка. Сравнение проводилось по двум группам материалов – титановый и алюминиевый сплавы. Экспериментальные данные для титановых сплавов получены инженерами Тимофеевым М. В. и

Татариновым А. Ю. Экспериментальные данные по обработке алюминиевых сплавов получены J. Gradišek, M. Kalveram, K. Weinert и опубликованы в работе [67].

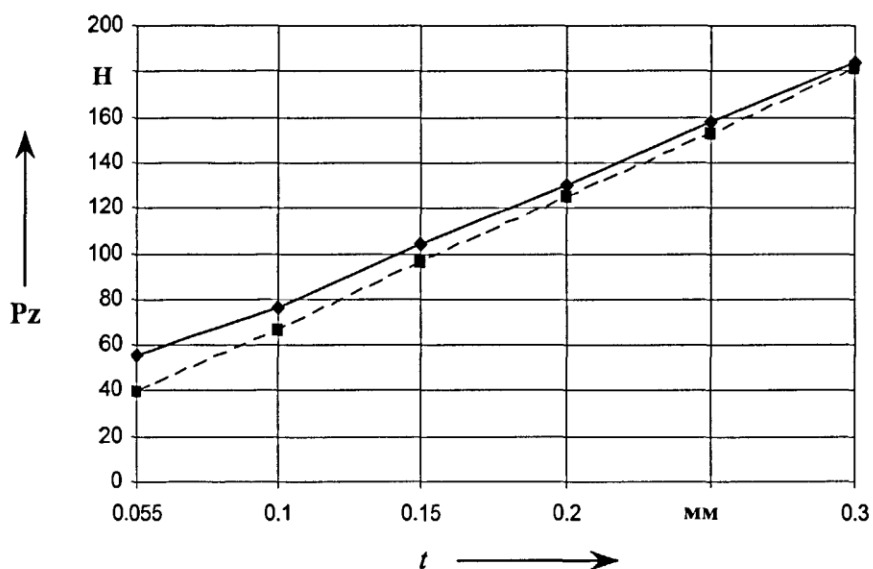
4.2.1 Титановые сплавы

В качестве образца использовался брусок из титанового сплава BT20 с твердостью 840 HV. Обработка проводилась на механообрабатывающем центре CWK-400D фирмы «ShtarragHeckert» концевой тороидальной фрезой из сплава H10F фирмы «Sandvik Coromant» (аналог B10XOM) диаметром 10 мм и имеющей 6 зубьев. Геометрия фрезы: $r_{тор} = 1,0$ мм; $r = 5$ мм; $\alpha = 0,175$ рад; $\gamma = 0,079$ рад; $\omega = 0,48$ рад. Графики изменения тангенциальной силы резания от режимов обработки представлены на рисунках (56 – 57). Сплошными линиями показаны кривые построенные на основе экспериментальных данных, а пунктирными – построенные по результатам расчета.



BT20 – H10F, $r = 5$ мм, $t = 0,055$ мм, $v = 240$ м/мин;

Рисунок 56 – Зависимость силы резания от подачи на зуб



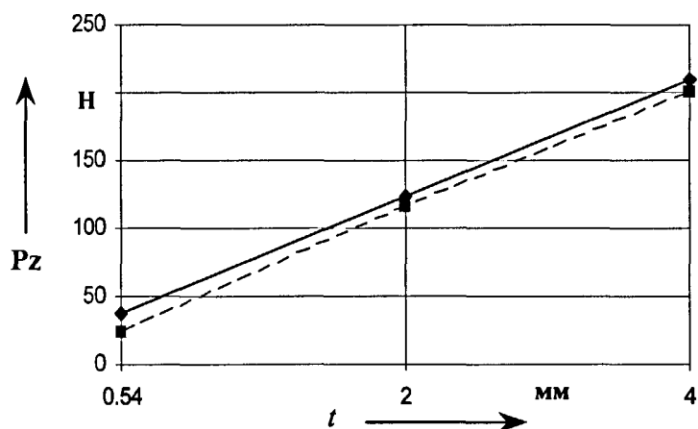
VT20 – H10F, $r = 5$ мм, $S_z = 0,035$ мм/зуб, $v = 240$ м/мин;

Рисунок 57 – Зависимость силы резания от величины снимаемого припуска

Как видно из графиков практически во всем диапазоне изменяемых параметров наблюдается удовлетворительное различие. Также по графикам видно, что различие увеличивается с уменьшением величины снимаемого припуска и подачи на зуб. Это объясняется тем, что при уменьшении сечения среза влияние биения инструмента на величину силы резания возрастает.

4.2.2 Алюминиевые сплавы

Обрабатываемый материал – алюминиевый сплав AlMgSi0,5 аналог отечественного сплава АМг5 твердостью 180 НВ.

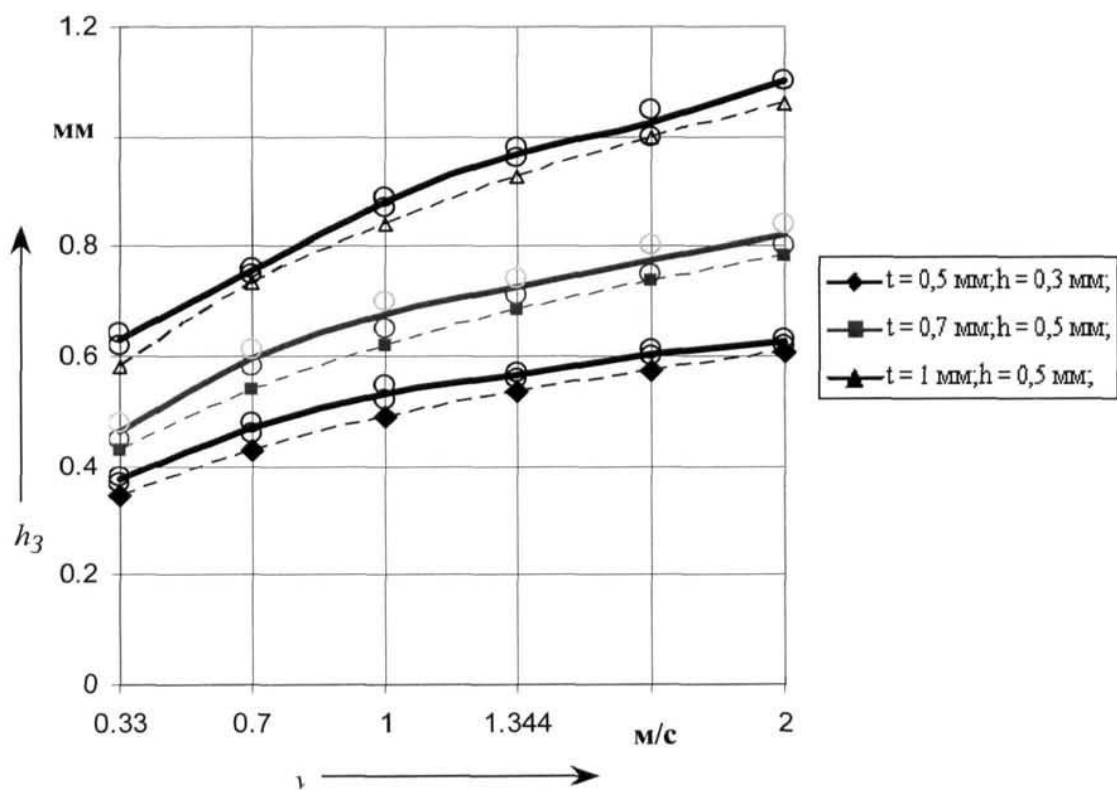


$r = 4$ мм, $S_z = 0,08$ мм/зуб, $h = 0,8$ мм, $v = 350$ м/мин;

Рисунок 58 – Зависимость силы резания от величины снимаемого припуска.

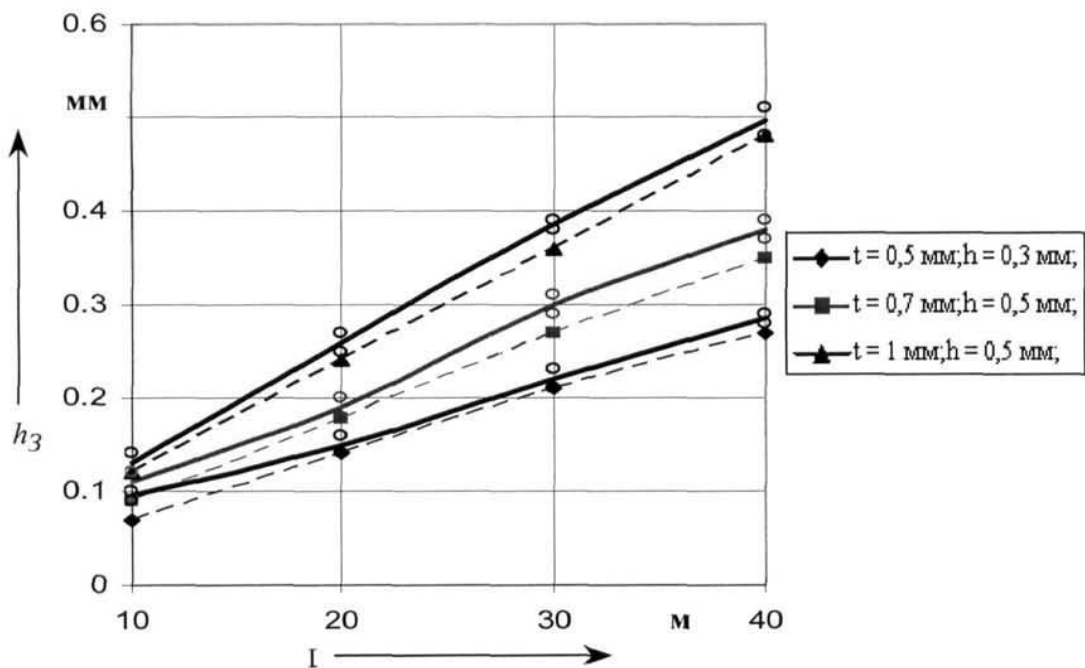
4.3 Определение износа фрезы

Производилось сравнение фактического износа зубьев фрезы, определяемого экспериментально и рассчитанного значения. Каждый опыт повторялся дважды. Обработка производилась при обильном охлаждении ($k_{hz}=1,5$). Материал детали ВТ3-1, материал инструмента ВК10ХОМ. Замер износа производился с помощью инструментального микроскопа с увеличением $\times 20$. Результаты экспериментов показаны с помощью графиков на рисунках (59 – 60) сплошными линиями. Пунктирной линией показаны кривые износа, полученные расчетным путем. Как видно по графикам расхождение экспериментальных и расчетных данных не превышает 15 %.



ВТ3-1 – ВК10ХОМ, $r = 5$ мм, $S_z = 0,05$ мм/зуб, $L = 60$ м;
 Геометрия зуба фрезы: $\alpha = 10^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, $\rho = 0,03$ мм;

Рисунок 59 – Зависимость износа фрезы от скорости резания



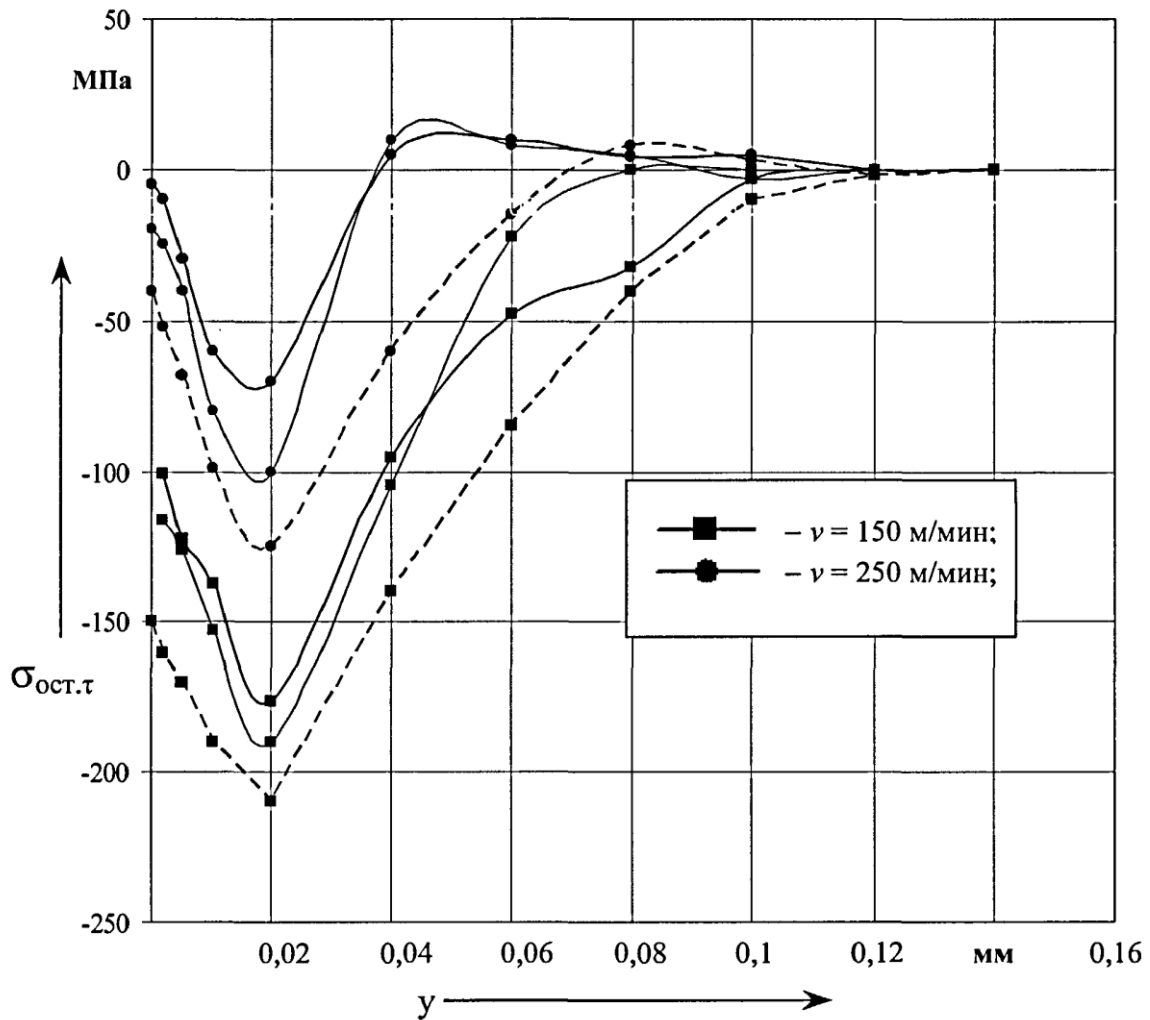
BT3-1 – BK10XOM, $r = 5$ мм, $S_z = 0,05$ мм/зуб, $v = 1,1$ м/с;
 Геометрия зуба фрезы: $\alpha = 10^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, $\rho = 0,03$ мм;

Рисунок 60 – Зависимость износа фрезы от длины обработанной поверхности

4.4 Определение остаточных напряжений вносимых в поверхностный слой

Экспериментальные исследования по определению величины и характера распределения остаточных напряжений проводились с целью проверки значений определяемых расчетным методом, при фрезеровании образцов из титанового сплава BT6. В данном исследовании определялись остаточные напряжения первого рода механическим методом. Сущность этого метода заключается в измерении деформации, образующихся в оставшейся части образца по мере удаления напряженных слоев материала и вычисления по этим деформациям величины и знака остаточных напряжений по формулам академика Давиденкова Н. Н.

Экспериментальные и расчетные кривые представлены на рисунке 61. Как видно по графикам наблюдается удовлетворительное совпадение расчетных значений остаточных напряжений с результатами экспериментов.



ВТ6 – ВК10ХОМ; $t = 0,3$; $h = 0,2$; $S_z = 0,09$ мм/зуб; $h_3 = 0,2$ мм;

—■—■— — эксперимент (№ 1 и № 2); - -■- - расчет;
 —●—●— — эксперимент (№ 3 и № 4); - -●- - расчет;

Рисунок 61 – Остаточные напряжения

4.5 Проверка адекватности предложенной методики по определению режимов резания

Основной целью данной работы является разработка методики расчета технологических условий обработки. Поэтому, наиболее комплексной проверкой результатов исследования является сравнение режимов резания, рассчитанных с помощью данной методики, и полученных в результате

опытной отладки и корректировки управляющих программ, при внедрении программ в производство, обеспечивающих требуемую точность изготовления.

В качестве образца использовались три различных типоразмера лопаток компрессора ГТД изображенные на рисунках 63 – 65.

Обработка производилась концевой тороидальной фрезой из сплава H10F фирмы «Sandvik Coromant» (аналог B10XOM). Геометрия фрезы: $r_{тор} = 1,0$ мм; $r = 8$ мм; $\alpha = 0,173$ рад; $\gamma = 0,086$ рад; $\omega = 0,52$ рад. Обработка велась на пяти-координатном фрезерном станке НХ-151 фирмы «ShtarragHeckert», фотография станка приведена на рисунке 62.

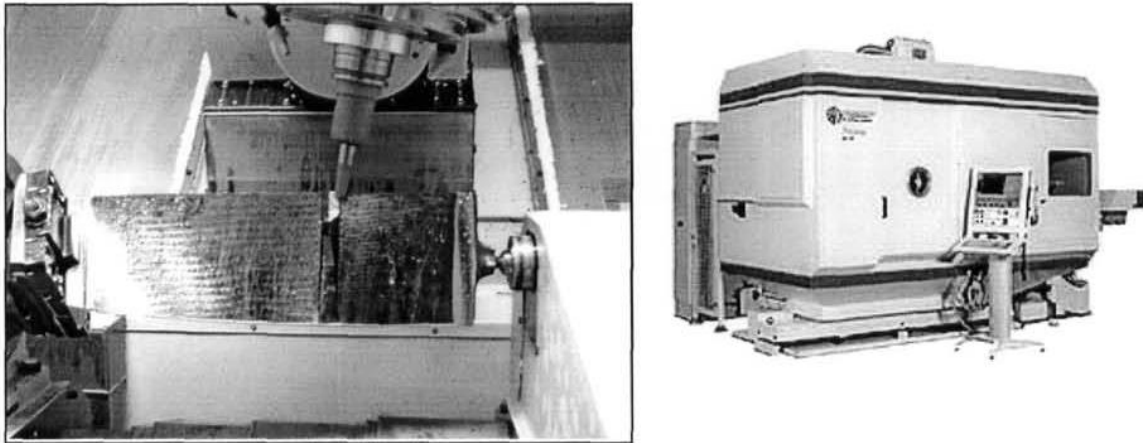


Рисунок 62 – Пяти-координатный фрезерный центр НХ-151

Применительно к лопатке изображенной на рисунке 63, для сравнения была выбрана чистовая операция обработки профиля пера с оставлением припуска по перу под следующую обработку 0,1 мм.

Режимы резания, полученные корректировкой управляющей программы по результатам обработки опытной партии деталей из 20 шт.:

$t = 0,5$ мм; $h = 0,8$ мм; $Sz(c_{max}) = 0,05$ мм/зуб; $Sz(c_1, c_2) = 0,02$ мм/зуб;

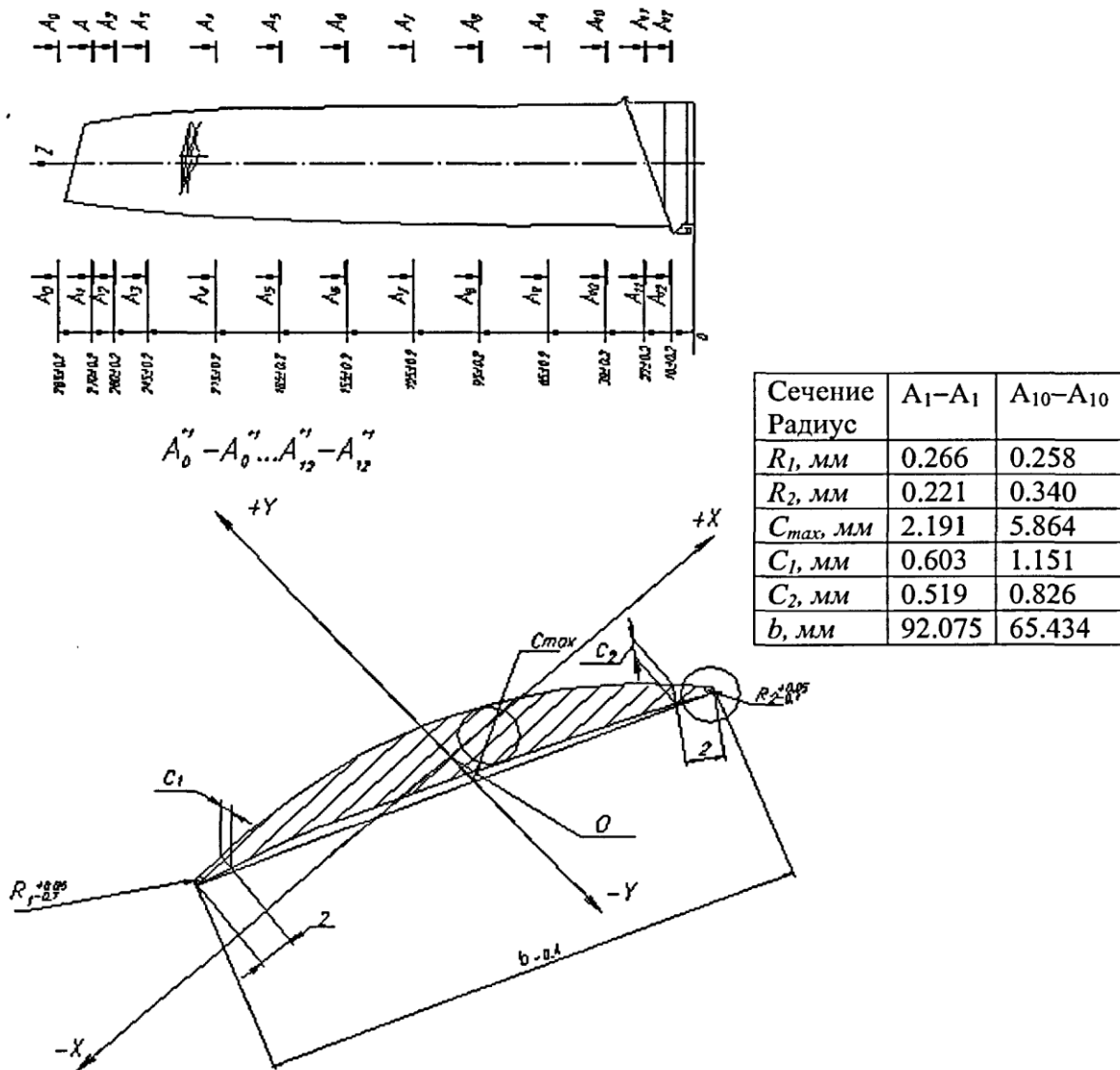


Рисунок 63 – Чертеж лопатки

Для этих условий были рассчитаны режимы обработки. Из анализа результатов расчета видно, что оптимальные режимы определяются наименее жестким участком лопатки (в окрестности сечения A_5-A_5). Распечатка режимов обработки для него показана в таблице 4. В таблице приняты следующие обозначения:

L – Расстояние по хорде лопатки в текущей расчетной точке, мм;

P_{max} – Максимально допустимая сила резания на данном участке, Н;

S_z – Расчетное значение подачи на зуб фрезы на данном участке, мм/зуб.

Таблица 4 – Рассчитанные режимы обработки

L, мм	Pmax, Н	Sz, мм/зуб
0	18.37684	0.022
4.548173	20.46766	0.028
9.096384	24.73952	0.030
13.64459	30.54987	0.031
18.19282	33.78947	0.038
22.74103	41.18565	0.044
27.28923	49.45481	0.046
31.83742	55.4895	0.050
36.38562	61.49685	0.054
40.93382	64.74802	0.057
45.48201	62.88269	0.055
50.03023	51.48946	0.048
54.57844	50.24985	0.040
59.12664	48.94813	0.032
63.67484	44.68498	0.029
68.22307	31.96879	0.027
72.77131	23.84985	0.025
77.31952	22.08934	0.023

Как видно из таблицы 4 рассчитанные режимы обработки для наименее жесткого участка детали практически не отличаются от опытных.

Для лопаток изображенных на рисунках 64 – 65 также сравнивались режимы резания на чистовых операциях обработки профиля пера. Режимы резания, полученные корректировкой управляющих программ по результатам обработки опытных партий деталей из 10 шт.

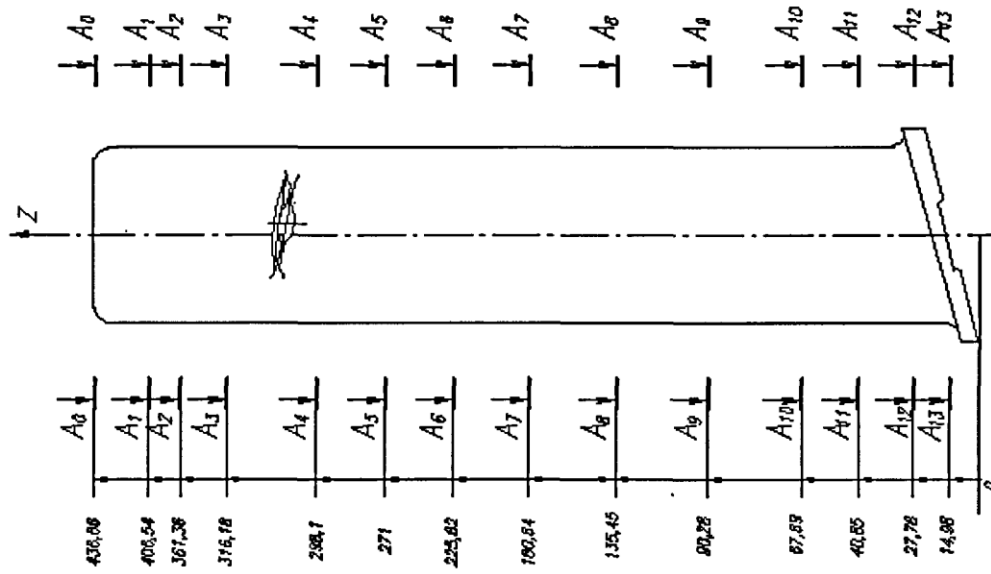
Для лопатки изображенной на рисунке 64:

$$t = 0,5 \text{ мм}; h = 0,8 \text{ мм}; Sz(c_{\max}) = 0,03 \text{ мм/зуб}; Sz(c_1, c_2) = 0,015 \text{ мм/зуб};$$

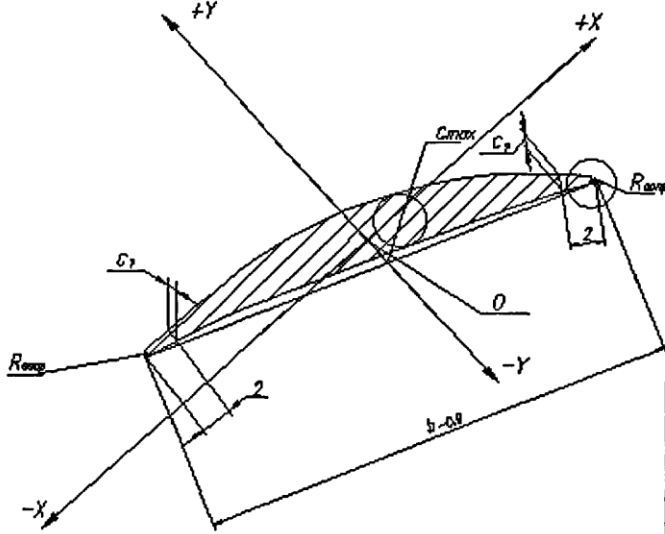
Для лопатки изображенной на рисунке 65:

$$t = 0,5 \text{ мм}; h = 0,8 \text{ мм}; Sz(c_{\max}) = 0,1 \text{ мм/зуб}; Sz(c_1, c_2) = 0,05 \text{ мм/зуб};$$

На рисунках 64 – 65 также представлены таблицы с рассчитанными режимами обработки для наименее жестких сечений. Как и для первой лопатки, рассчитанные режимы обработки повторяют экспериментально установленные, что подтверждает адекватность предложенной модели фрезерования и правильность методики расчета режимов резания.



$A_0 - A_0 \dots A_{13} - A_{13}$



Сечение Радиус	$A_0 - A_0$	$A_{11} - A_{11}$
$R_1, \text{ мм}$	0.61	0.858
$R_2, \text{ мм}$	0.776	1.476
$C_{\text{max}}, \text{ мм}$	4.202	12.635
$C_1, \text{ мм}$	1.44	2.34
$C_2, \text{ мм}$	1.92	3.645
$b, \text{ мм}$	145.03	145.03

Таблица 5 – Рассчитанные режимы обработки

L, мм	$P_{\text{max}}, \text{ Н}$	$S_z, \text{ мм/зуб}$
0	16.743972	0.014
9.064375	18.657892	0.017
18.12875	20.637462	0.019
27.193125	22.539874	0.021
36.257500	24.516243	0.023
45.321875	26.413587	0.025
54.386250	29.394586	0.027
63.450625	32.897245	0.029
72.515000	35.279351	0.031
81.579375	33.127891	0.029
90.643750	30.714547	0.027
99.708125	28.387245	0.025
108.772500	26.175456	0.023
117.836875	23.187548	0.021
126.901250	21.845488	0.019
135.965625	19.458756	0.017
145.03	17.116376	0.015

Рисунок 64 – Чертеж лопатки

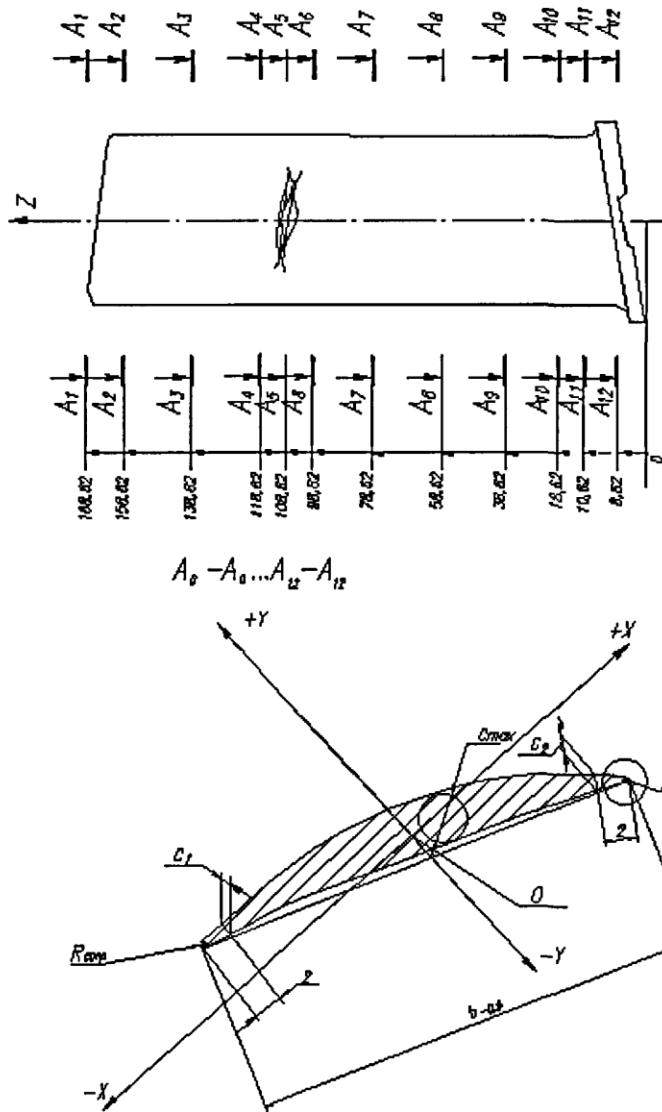


Рисунок 65 – Чертеж лопатки

Сечение Радиус	A ₂ -A ₂	A ₁₀ -A ₁₀
R ₁ , мм	0,330	0,508
R ₂ , мм	0,317	0,4
C _{max} , мм	2,089	3,82
C ₁ , мм	0,853	1,627
C ₂ , мм	0,671	0,953
b, мм	57,92	51,23

Таблица 6 – Рассчитанные режимы обработки

L, мм	P _{max} , Н	S _z , мм/зуб
0	59.753248	0.054
5.452368	74.512348	0.064
16.357104	89.285481	0.078
21.809472	104.387944	0.093
27.261840	118.769815	0.105
32.714208	133.584231	0.119
38.166576	116.187623	0.104
43.618944	97.8451521	0.089
49.071312	78.568963	0.073
54.523680	64.178938	0.060

4.6 выводы по главе 4

1. Проведенные эксперименты подтвердили достоверность предложенной математической модели концевое фрезерования.

2. Сравнение значений режимов резания, рассчитанных для операции обработки профиля пера лопатки, с опытными режимами подтвердило правильность расчета. Вместе с тем расчеты подтвердили, что опытные режимы определяются наименее жестким сечением лопатки. Таким образом, при возможности введения корректировки режимов резания по длине лопатки на ряде участков их можно интенсифицировать и значительно повысить производительность обработки.

5 АВТОМАТИЗАЦИЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ ЗАДАННУЮ СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТА И ТОЧНОСТЬ ДЕТАЛИ

Одним из основных требований к гибким автоматизированным производствам является возможность быстрого освоения новых изделий, что подразумевает возможность расчетного определения режимов обработки. В данной работе рассматривается обработка сложнопрофильных маложестких деталей, при обработке которых определяющими факторами являются отжимы детали, ее вибрации, а также технологические остаточные деформации. Выполненные исследования позволяют рассчитать режимы обработки с учетом этих факторов, что позволяет на этапе разработки управляющих программ рассчитывать режимы резания и, при необходимости, корректировать саму программу и схему обработки.

5.1 Описание методики и алгоритма программы расчета по определению технологических условий обработки

Предлагается следующая последовательность расчета.

1. Исходные данные.

Исходные данные по обработке детали – продольная (R_z) и поперечная ($R_{z(П)}$) шероховатость, величина допуска на размеры сечения профиля. Величина припуска на обработку. По справочникам определяются характеристики обрабатываемого материала (σ_B , τ_p , λ , a).

Геометрия инструмента (r , $r_{тор}$, Z , ω).

Задаются значения углов α , γ и максимально допустимое значение износа фрезы по задней поверхности зубьев h_z . Выбирается марка материала режущей части и по справочникам определяются физико-механические свойств ($\sigma_{и}$, λ_p , $k_{покр}$).

2. В первом приближении производится расчет величин подач инструмента исходя из требований по шероховатости. Также предварительно рассчитывается частота вращения шпинделя исходя из предполагаемой стойкости инструмента. Далее по этим значениям производится расчет максимально возможной силы резания (ее рост ограничен величинами подач, увеличение которых невозможно из-за требования по шероховатости).

3. Передача модели детали в систему САЕ. Разбивка на элементы, задание граничных условий. Определение максимально допустимого значения силы резания на каждом обрабатываемом элементе.

4. Определение критических значений частоты вращения шпинделя n , обработка на которых недопустима.

5. Окончательный расчет подачи на зуб фрезы по заданным значениям силы резания на каждом элементе и величины износа инструмента. При этом корректируется частота вращения шпинделя.

5.1.1 Описание алгоритма и работы программы по расчету режимов резания

На основании данной методики была разработана расчетная программа. Первоначально формируется файл задания (в форме таблиц Excel). В которой задается последовательность обработки детали и соответствующие значения углов поворота и отклонения оси фрезы, как это показано на рисунке 66.

A	B	C	D	E	F
1	5833	1	2	0.83	0.259
2	5834	0	2	0.8	0.259
3	5835	0	2	0.6	0.259
4	5836	0	2	0.259	0.259
5	5837	0	2	0.259	0.259
-----	-----	-----	-----	-----	-----

Рисунок 66 – Структура файла задания

Здесь в столбце № находится порядковый номер строки, Node – номер узла конечно-элементной модели. Узлы заносятся в порядке очередности их

обработки. В столбец н/к заносится следующая информация – если данный узел обрабатывается первым на данной строчке то ставится 1, если последний – 2, иначе 0. В столбце к/с отражается отношение данного узла к «корыту» или «спинке» лопатки. Если 1, то «корыто», 2 – «спинка». В столбцах Lambda и Gamma заносятся значения углов поворота и отклонения оси фрезы на данных участках детали.

В системе САЕ формируется файл координат узлов конечно-элементной сетки. Формат файла представлен на рисунке 67.

NODE	X	Y	Z
5641	12.3403221000	31.4615233000	324.217666000
5642	12.4031506000	31.4809853000	324.714019000
5643	10.1154497000	34.1569699000	324.102180000
5644	10.4361048000	33.3225015000	324.228700000
5645	10.9319141000	32.5705910000	324.291695000

Рисунок 67 – Файл координат узлов конечно-элементной сетки

При запуске программы пользователь попадает в «окно» исходных данных, вид которого представлен на рисунке 68.

Исх. данные

Физ.-мех. свойства обрабатываемого материала

Tr: 340
 Sigmaobr: 360
 LambdaObr: 13.47
 A: 4.9e-06
 Material: 1

Физ.-мех. свойства инструментального материала

SigmaI: 1440
 LambdaR: 54.47
 kпок: 1

Геометрия фрезы

R: 1
 Rtor: 10
 z: 4
 Gamma: 0.086
 Alpha: 0.1736
 Ro: 0.03
 Omega: 0.34
 Lambda: 0.2604166666666666
 Eta: 0

Радиусная
 Торцевая

Параметры детали

Допуск: 0.05
 t: 0.5
 Node_z: 70
 P_zazh: 2

Rz_prod: 0.03
 Rz pop: 0.1

Параметры расчета

J: 10
 k1Pк: 1
 k1Py: 1
 k1Pz: 1

Данные для прец. стойкостных расчетов

hz_r: 0.8
 L: 100000

Результаты расчета

Sz_rz: 0.09
 h: 1
 n: 3499.9999999984
 Pmax_rz: 598.746918781907

Расчет подачи на зуб исходя из продольной шероховатости Sz_rz
 Расчет ширины строки исходя из поперечной шероховатости h,ksi = f(Rz)
 Расчет частоты вращения шпинделя по заданной стойкости n=hz_r()
 Расчет максимального значения силы резания Pmax

Вид фрезерования
 Полупное
 Встречное

Закреть

Рисунок 68 – Окно исходных данных

Здесь приняты следующие обозначения:

T_r – сопротивление обрабатываемого материала пластическому сдвигу, МПА;

Σ_{Obr} – прочность обрабатываемого материала при температуре резания, МПА;

Λ_{Obr} – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·с·К);

A – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с;

Material – группа материала (Титановые сплавы – 1, Алюминиевые – 2);

Σ_{ai} – прочность инструментального материала при температуре резания, МПА;

Λ_{R} – коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/(м·с·К);

$K_{\text{рокr}}$ – коэффициент влияния износостойкого покрытия на стойкость инструмента;

R – радиус режущей части фрезы, мм

$R_{\text{тор}}$ – радиус цилиндрической части тороидальной фрезы, мм;

z – число зубьев фрезы;

Γ – передний угол фрезы, рад;

α – задний угол фрезы, рад;

R_0 – радиус округления режущей кромки, мм

ω – угол наклона зубьев фрезы, рад;

Λ – угол наклона оси фрезы (при предварительных стойкостных расчетах), рад;

η – угол поворота фрезы (при предварительных стойкостных расчетах), рад;

Допуск – величина допуска на линейные размеры сечения профиля, мм;

t – величина снимаемого припуска, мм;

Node_z – номер узла конечно-элементной сетки к которому прикладывается усилие зажима;

P_zazh – величина силы зажима, $9,8 \cdot H$;

Rz_proд – требуемая величина продольной шероховатости, мм;

Rz_поп – требуемая величина поперечной шероховатости, мм;

J – количество расчетных участков на которые разбивается высота зуба фрезы, при расчете силы резания;

k_1Px – коэффициент корректировки систем координат по оси «x»;

k_1Py – коэффициент корректировки систем координат по оси «y»;

k_1Pz – коэффициент корректировки систем координат по оси «z»;

hz_r – величина максимально допустимого износа зубьев фрезы по задней поверхности, мм;

L – требуемая стойкость фрезы (длина обработанной поверхности), мм;

Sz_rz – величина подачи на зуб полученная исходя из продольной шероховатости, мм/зуб;

h – ширина строки полученная исходя из поперечной шероховатости, мм;

n – частота вращения шпинделя, об/мин;

Pmax_rz – максимальное значение силы резания на данной операции, Н;

Первое действие пользователя – это заполнение полей исходных данных. При этом коэффициенты k_1Px , k_1Py , k_1Pz , служат для корректировки систем координат расчетной системы, в данном случае Ansys, и станка, выбираются исходя из их возможного сочетания. На рисунке 69 представлены возможные варианты сочетания этих систем и соответствующие им значения коэффициентов.

Далее производится расчет величины поперечной подачи на ход h и подачи на зуб фрезы Sz исходя из требований по шероховатости обработанной поверхности. В программе это осуществляется путем нажатия соответствующих кнопок.

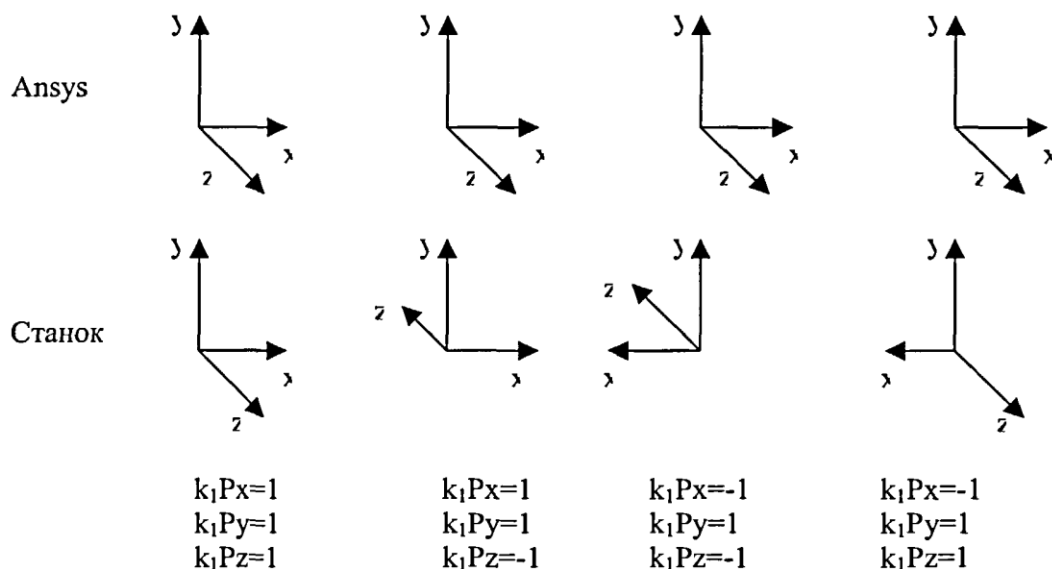


Рисунок 69 – Схема определения коэффициентов k_1P_x , k_1P_y , k_1P_z

Следующее действие – расчет частоты вращения шпинделя исходя из предполагаемой стойкости инструмента. Расчет производится путем минимизации целевой функции, формула (104), подбором значений n .

$$f(hz) = \left(\frac{hz - hz_r}{hz} \right)^2. \quad (104)$$

По полученным значениям h , S_z , n рассчитывается максимальное значение силы резания P_{max} на данной операции.

Далее программа переходит в окно непосредственного расчета режимов резания. Вид окна представлен на рисунке 70.

Первоначально производится загрузка файла задания, далее – файла координат узлов конечно-элементной сетки. Загрузка координат узлов производится в очередности их обработки. Одновременно с этим производится анализ положения каждого узла в детали, путем присвоения ему индекса «зоны». На рисунке 71 показано разделение профиля пера на «зоны».

Расчет PP

N#	N чзла	ZZ	KS	Lambda	Omega	X	Y	Z	Zone	Hi	k Px	k Py	k Pz	Pmax	L cr	L	Sz cr	Hz	Sz
6	5.838	0	2	0.259	0.259	-11.3889126	-13.979321	317.45	1	0.939658	0.407752	0.007262	0.226404	61.185649	3.7953764147	22.741033993	0.04560	0.000584	0.064385316
7	5.839	0	2	0.259	0.259	-8.65752404	-10.3426228	317.45	1	0.926615	0.407623	0.012580	0.226404	79.454813	3.8627667456	27.289226740	0.04945	0.000640	0.076868417
8	5.840	0	2	0.259	0.259	-5.8733717	-6.74615615	317.45	1	0.912026	0.407396	0.018525	0.226404	85.489496	3.937385998	31.837421614	0.05418	0.000677	0.080761828
9	5.841	0	2	0.259	0.259	-3.03676999	-3.19090955	317.45	1	0.897359	0.407080	0.024498	0.226404	91.496846	4.011560609	36.385617701	0.05816	0.000717	0.084276607
10	5.842	0	2	0.259	0.259	-0.153073193	0.326255126	317.45	1	0.884042	0.406718	0.029916	0.226404	96.748020	4.0781631200	40.933821146	0.06161	0.000759	0.087259028
11	5.843	0	2	0.259	0.259	2.77990014	3.80241815	317.45	2	0.869948	0.406256	0.035646	0.226404	92.882693	4.1478506656	45.482012209	0.06465	0.000801	0.085052769
12	5.844	0	2	0.259	0.259	5.75682906	7.24104909	317.45	2	0.857240	0.405770	0.040806	0.226404	81.489464	4.2100132528	50.030230380	0.06684	0.000850	0.078096191
13	5.845	0	2	0.259	0.259	8.76445435	10.6528499	317.45	2	0.848276	0.405388	0.044441	0.226404	70.249849	4.2534244756	54.578438231	0.06795	0.000909	0.070844351
14	5.846	0	2	0.259	0.259	11.818547	14.023114	317.45	2	0.834572	0.404741	0.049992	0.226404	58.948131	4.319139246	59.126642494	0.06821	0.000978	0.062667153
15	5.847	0	2	0.259	0.259	14.9078935	17.3610858	317.45	2	0.824061	0.404193	0.054244	0.226404	54.684984	4.3689957191	63.674841867	0.06774	0.001055	0.059446461
16	5.848	0	2	0.259	0.259	18.0346489	20.6640873	317.45	2	0.812802	0.403557	0.058791	0.226404	41.968794	4.4218988925	68.223074297	0.06709	0.001137	0.047896284
17	5.849	0	2	0.461	0.259	21.1831905	23.9463295	317.45	2	0.806185	0.403159	0.061460	0.226404	33.849846	4.4527102324	72.771307808	0.06568	0.001232	0.039300837
18	5.850	2	2	0.821	0.259	24.3389617	27.2215874	317.45	2	0.803975	0.403022	0.062351	0.226404	22.089339	4.4629344307	77.319516925	0.06386	0.001340	0.026496659
19	5.870	1	1	0.821	0.259	24.931373	26.6808581	317.45	3	0.878381	-0.40654	-0.03221	0.226404	25.227584	0	77.319516925	0.06145	0.001389	0.029957210
20	5.869	0	1	0.461	0.259	22.0353314	23.1891452	317.45	3	0.878381	-0.40654	-0.03221	0.226404	49.946546	4.0956213075	81.855937973	0.06145	0.001466	0.055336706
21	5.868	0	1	0.259	0.259	19.1478	19.6903328	317.45	3	0.880824	-0.40662	-0.03122	0.226404	75.987496	4.0835960676	86.392404197	0.06110	0.001551	0.074458562
22	5.867	0	1	0.259	0.259	16.282639	16.1731824	317.45	3	0.887200	-0.40681	-0.02863	0.226404	82.198494	4.0519495445	90.928866970	0.06181	0.001610	0.078359428
23	5.866	0	1	0.259	0.259	13.4093757	12.6626071	317.45	3	0.884900	-0.40674	-0.02956	0.226404	95.984964	4.0634079271	95.465361313	0.06264	0.001665	0.086593133
24	5.865	0	1	0.259	0.259	10.5256293	9.16064357	317.45	3	0.881909	-0.40665	-0.03078	0.226404	118.90093	4.078233269	100.00185135	0.06378	0.001711	0.09
25	5.864	0	1	0.259	0.259	7.6291228	5.66922119	317.45	3	0.878261	-0.40653	-0.03226	0.226404	96.489794	4.0962787756	104.53834560	0.06497	0.001754	0.086853964
26	5.863	0	1	0.259	0.259	4.74444584	2.16802089	317.45	3	0.881644	-0.40664	-0.03089	0.226404	67.894564	4.0795492796	109.07483816	0.06593	0.001801	0.069087035
27	5.862	0	1	0.259	0.259	1.85878799	-1.33237189	317.45	3	0.881364	-0.40663	-0.03100	0.226404	32.354846	4.0809364676	113.61133139	0.06606	0.001868	0.037645637
28	5.861	0	1	0.259	0.259	-1.03160317	-4.82885911	317.45	4	0.880011	-0.40659	-0.03155	0.226404	260.78659	4.0876303790	118.14782607	0.06492	0.001970	0.09
29	5.860	0	1	0.259	0.259	-3.92082311	-8.32631417	317.45	4	0.880346	-0.40660	-0.03142	0.226404	220.84964	4.0859740238	122.68432072	0.06589	0.002014	0.09
30	5.859	0	1	0.259	0.259	-6.81497825	-11.819686	317.45	4	0.878934	-0.40656	-0.03199	0.226404	200.98794	4.0929534505	127.22081504	0.06679	0.002058	0.09
31	5.857	0	1	0.259	0.259	-12.5928411	-18.81504	317.45	4	0.880427	-0.40660	-0.03138	0.226404	178.87946	4.1711320040	136.29377909	0.06762	0.002172	0.09
32	5.856	0	1	0.259	0.259	-15.4524461	-22.3367373	317.45	4	0.888783	-0.40685	-0.02798	0.226404	134.84794	4.0440921740	140.83026371	0.06912	0.002196	0.09
33	5.855	0	1	0.259	0.259	-18.283117	-25.8816728	317.45	4	0.896963	-0.40707	-0.02465	0.226404	89.987498	4.003173177	145.36670123	0.06979	0.002243	0.083025147
34	5.854	0	1	0.461	0.259	-21.0859524	-29.4487194	317.45	4	0.904798	-0.40725	-0.02146	0.226404	44.984465	3.9638219775	149.90319369	0.07019	0.002297	0.050732542
35	5.853	2	1	0.821	0.259	-23.8548735	-33.0421183	317.45	4	0.914269	-0.40743	-0.01761	0.226404	29.454350	3.9158316308	154.43964432	0.06962	0.002381	0.034488579

Вдогонку

Nmax:
 N:

Вибрация:
 Напряжения:

Файл деталей:

Файл координат:

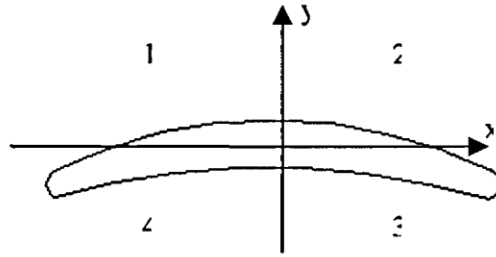


Рисунок 71 – Схема разделения профиля пера на четыре зоны

Одновременно с этим, для каждого узла, производится расчет угла ξ , угла между нормалью к касательной траектории продольного перемещения фрезы и глобальной осью Y общей системы координат. Расчет ξ производится по формуле

$$\xi = \arctg\left(\frac{y_i - y_{i-1}}{x_i - x_{i-1}}\right), \quad (105)$$

где x_{i-1}, y_{i-1} – координаты предыдущего узла, мм;

x_i, y_i – координаты текущего узла, мм.

Далее определяются значение составляющих силы резания для каждого узла по формулам представленным в таблице 7. Для расчетов режимов обработки для каждого узла определяется текущее значение длины обработки. Lcr – длина между двумя соседними узлами, а L – общая длина с начала обработки. Значения Lcr и L определяются по формулам:

$$Lcr = \sqrt{(x_i - x_{i-1})^2 + (y_i - y_{i-1})^2},$$

$$L = \sqrt{(x_i - x_{i-1})^2 + (y_i - y_{i-1})^2} + \sum_0^{Nb} Lcr + \frac{z_j - z_{j-1}}{h} \cdot \sum_0^q Lcr, \quad (106)$$

где z_j, z_{j-1} – координаты по z текущей строчки и предыдущей, мм

q – число узлов в строчке;

Nb – число пройденных строчек.

Следующий шаг – определение максимально допустимого значения силы резания, под действием которой деформации детали не превышают допуска

на размеры сечения профиля. Данный расчет производится для каждого узла следующим образом: рассчитанное вначале максимальное значение силы резания разбивается на несколько участков. Далее эти значения умножаются на величины составляющих силы резания рассчитанных для данного узла. В программе САЕ производится расчет деформаций детали от действия этих сил и значение отжимов передается обратно в программу.

Таблица 7 – Составляющие силы резания

Радиусная фреза	
попутное	встречное
$P_x = k_f P_x \cdot P (\sin \omega \sin \xi + \cos \omega \cos \psi \cos \xi)$ $P_y = k_f P_y \cdot P (\sin \omega \cos \xi - \cos \omega \cos \psi \sin \xi)$ $P_z = -k_f P_z \cdot P \cdot \sin \psi$	$P_x = k_f P_x \cdot P (\sin \omega \sin \xi - \cos \omega \cos \psi \cos \xi)$ $P_y = k_f P_y \cdot P (\sin \omega \cos \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \xi)$ $P_z = k_f P_z \cdot P \cdot \sin \psi$
Тороидальная фреза	
попутное	встречное
$P_x = k_f P_x \cdot P (\sin \omega \sin \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \cos \xi)$ $P_y = k_f P_y \cdot P (\sin \omega \cos \xi - \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \sin \xi)$ $P_z = -k_f P_z \cdot P \cdot \sin \psi \cos \Omega$	$P_x = k_f P_x \cdot P (\sin \omega \sin \xi - \cos \omega \cos \psi \cos \xi)$ $P_y = k_f P_y \cdot P (\sin \omega \cos \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \sin \xi)$ $P_z = k_f P_z \cdot P \cdot \sin \psi \cos \Omega$

Данные действия реализованы с помощью окна запуска задания по расчету отжимов (рисунок 72).

Здесь количество разбиений – на сколько значений разбивается P_{\max} . Данное разбиение необходима из-за геометрической сложности рассчитываемого тела, что обуславливает нелинейную зависимость между деформациями и ростом нагрузки. Значения отжимов можно посмотреть путем нажатия кнопки «Отжимы», что открывает окно деформаций для данного узла (рисунок 73).

По рассчитанным значениям отжимов определяется максимально допустимое значение силы резания для каждого узла (в таблице столбец P_{\max}).

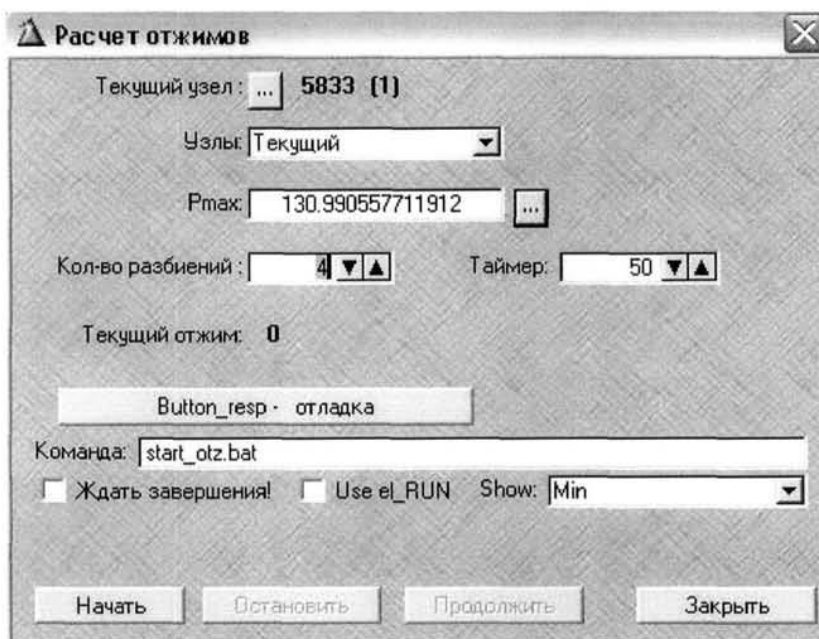


Рисунок 72 – Окно запуска расчета отжимов детали

№	P	UY
1	0	0.036349
2	43.663519237304	-0.039041
3	87.327038474608	-0.11356
4	130.990557711912	-0.18718

Рисунок 73 – Окно деформаций узла

Далее производится расчет критических значений частоты вращения шпинделя, при которых возникают резонансные колебания в наиболее опасных зонах лопатки. Данные значения определяются путем анализа частотной характеристики, построение которой описано в разделе 3.4. В программе начало расчета осуществляется путем нажатие кнопки «Расчет

вибраций». Окна расчета и результатов показаны на рисунке 74. Построение частотной характеристики осуществляется с помощью программы Excel, входящей в пакет программ Microsoft Office. Вид частотной характеристики показан на рисунке 75.

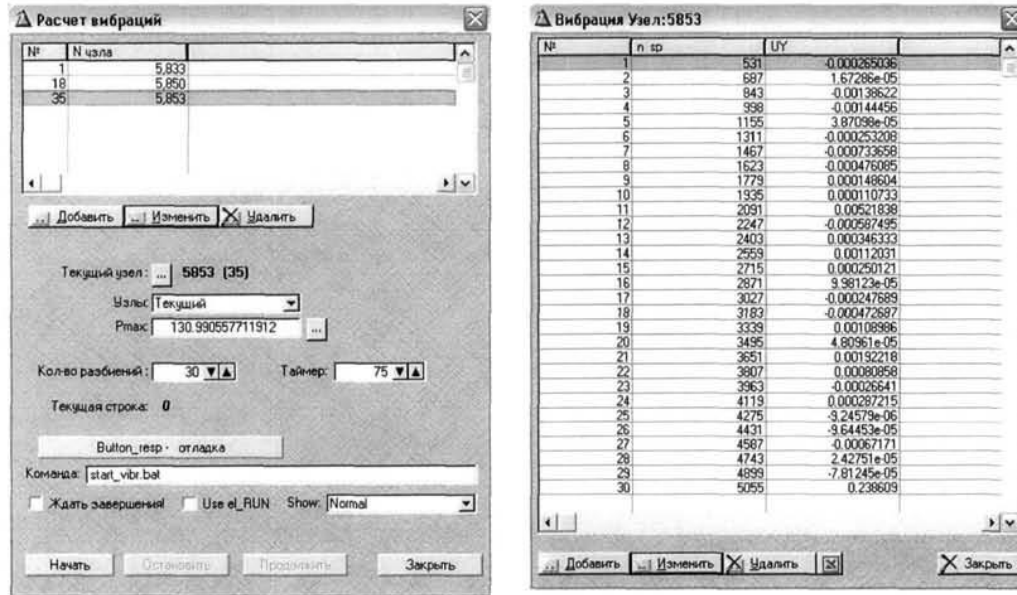


Рисунок 74 – Окно запуска расчета вибраций детали и окно результатов

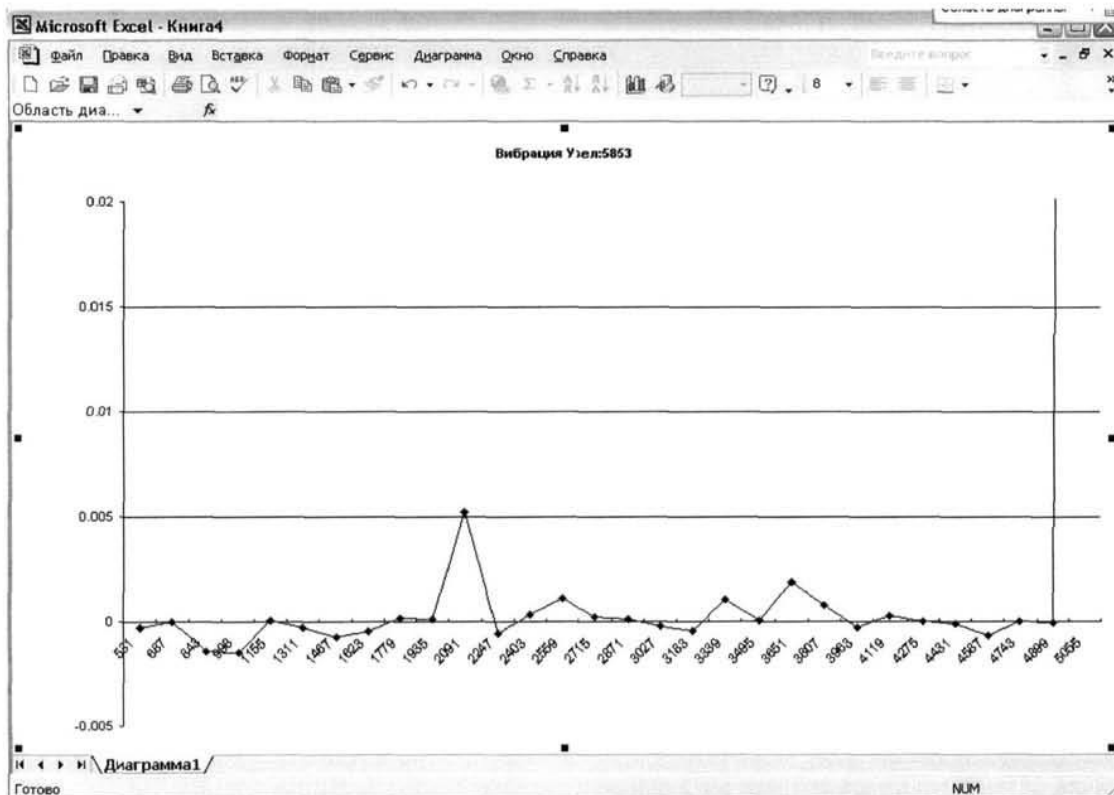


Рисунок 75 – Частотная характеристика для узла

Анализируя характеристики по нескольким расчетным узлам, пользователь определяет интервал значений n , при которых не возникают резонансные вибрации. Данные интервалы заносятся в программу путем нажатия кнопки «допустимые интервалы». При этом возникает окно изображенное на рисунке 76, в котором пользователь задает интервалы допустимых значений n .

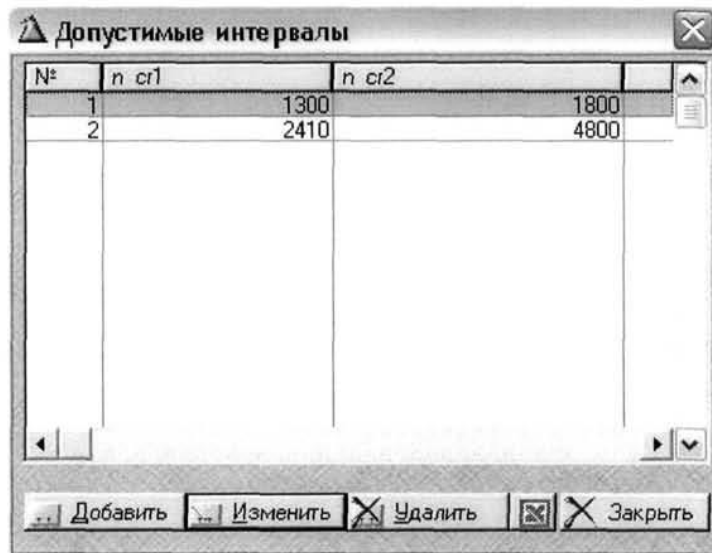


Рисунок 76 – Окно допустимых интервалов

Следующий этап программы – расчет подачи на зуб фрезы исходя из требований по шероховатости, отжимов детали и износа инструмента. Данную задачу можно сформулировать следующим образом. Известна траектория движения фрезы разбитая на участки. Для каждого участка имеется свое максимально допустимое значение силы резания (рисунок 77). После обработки износ фрезы не должен превышать заданного значения. Ширина поперечной подачи на ход и величина снимаемого припуска принимаются постоянной, таким образом, коррекция осуществляется изменением подачи на зуб.

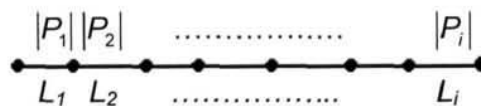


Рисунок 77 – Схема к определению подачи на зуб фрезы

Решение данной задачи осуществляется в несколько этапов. Первый этап это расчет n в первом приближении. Величины Sz и h определяются исходя из требований по шероховатости. Расчет производится путем минимизации целевой функции (104), причем при подборе значения n берутся из допустимых интервалов.

Далее в последовательности обработки, для каждого участка, производится подбор такого значения Sz , чтобы величина силы резания на каждом участке не превышала максимально допустимого значения.

В программу заложена следующая методика подбора Sz .

1. Усреднение подач полученных для предыдущих участках, по формуле (107)

$$Sz_{CP} = \frac{\sum_1^{i-1} Sz_{i-1} L_{i-1}}{\sum_1^{i-1} L_{i-1}}. \quad (107)$$

2. Расчет износа фрезы на входе в расчетный участок, при этом подача на зуб принимается равной Sz_{CP} .

3. Подбор Sz исходя из значения $|P_i|$.

В такой последовательности определяется подача на зуб для каждого участка детали, как уже отмечалось выше, расчет производится в последовательности обработки. В связи с тем, что практически на всех участках значение подачи на зуб будет меньше чем рассчитанное только исходя из шероховатости обработанной поверхности, величина износа инструмента после обработки всех участков будет большей, чем заданно в исходных данных. Т. к. значение подачи на зуб меняется, необходимо заново пересчитать n , принимая значение Sz по формуле

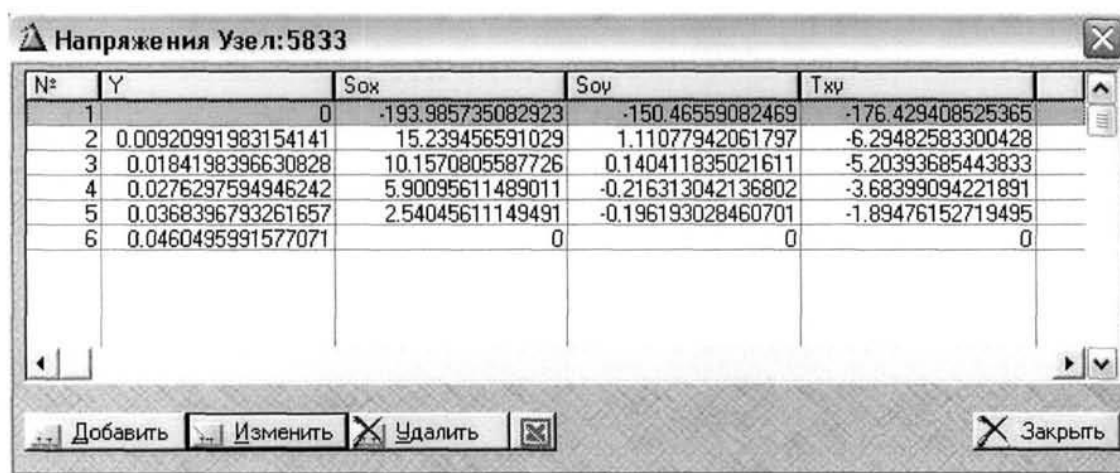
$$Sz_{CP} = \frac{\sum_1^i Sz_i L_i}{\sum_1^i L_i}. \quad (108)$$

После этого производится повторный подбор Sz для каждого участка. Данный цикл повторяется до тех пор, пока величина износа

фрезы не станет равной заданному значению.

Заключительным этапом расчета является расчет технологических остаточных деформаций детали. В случае превышения ими заданного уровня необходима корректировка режимов обработки с позиций уменьшения величины неуравновешенных напряжений вносимых в поверхностный слой. Данная корректировка осуществляется уменьшением величины снимаемого на проход припуска.

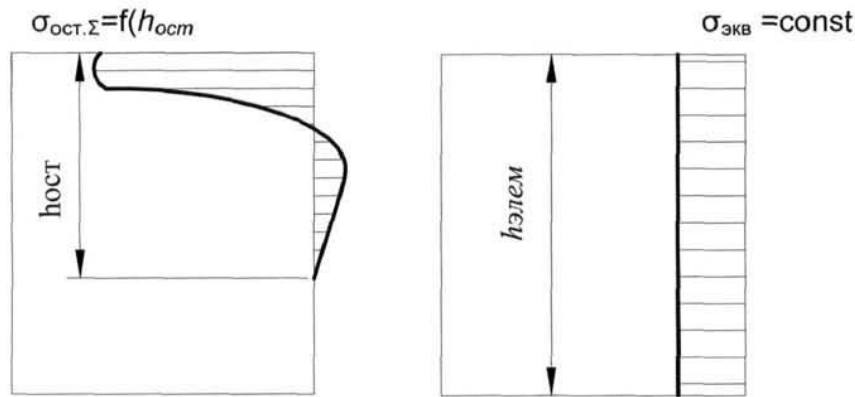
Расчет остаточных деформаций реализован следующим образом – по нажатию кнопки «Расчет напряжений» в основном окне программы, показанном на рисунке 70, для каждого узла производится расчет неуравновешенных начальных напряжений по методике представленной в разделе 2.2. При нажатии кнопки «Напряжение» открывается окно представленное на рисунке 78. В данном окне показываются значения напряжений для текущего узла.



N#	Y	Sox	Soy	Txy
1	0	-193.985735082923	-150.46559082469	-176.429408525365
2	0.00920991983154141	15.239456591029	1.11077942061797	-6.29482583300428
3	0.0184198396630828	10.1570805587726	0.140411835021611	-5.20393685443833
4	0.0276297594946242	5.90095611489011	-0.216313042136802	-3.68399094221891
5	0.0368396793261657	2.54045611149491	-0.196193028460701	-1.89476152719495
6	0.0460495931577071	0	0	0

Рисунок 78 – Окно неуравновешенных напряжений

Для расчета деформаций детали под действием этих напряжений необходимо их приложить к конечно-элементной сетке детали. Производится расчет эквивалентных напряжений для каждого элемента, схема для расчета напряжений представлена на рисунке 79.



$\sigma_{ост.Σ}$ – суммарные неуравновешенные напряжения, МПа;

$\sigma_{экр}$ – эквивалентные напряжения, МПа;

$h_{ост}$ – глубина залегания неуравновешенных напряжений, мм;

$h_{элемент}$ – глубина элемента, мм.

Рисунок 79 – Схема расчета эквивалентных напряжений

Как видно из рисунка 79 величина $\sigma_{экр}$ может быть рассчитана по формуле (109)

$$\sigma_{экр} = \frac{\sum_y (\sigma_{ост.Σ} \cdot y_i) \cdot h_{ост}}{\sum_y y_i \cdot h_{элемент}} \quad (109)$$

После приложения соответствующих эквивалентных напряжений к элементам, удаляются граничные условия, моделирующие установку детали в станочное приспособление. Далее в САЕ системе производится расчет деформаций детали под действием этих напряжений. В программе данные действия активизируются по нажатию кнопки ТОД. После расчета появляется окно результатов расчета технологических остаточных деформаций, показанное на рисунке 80.

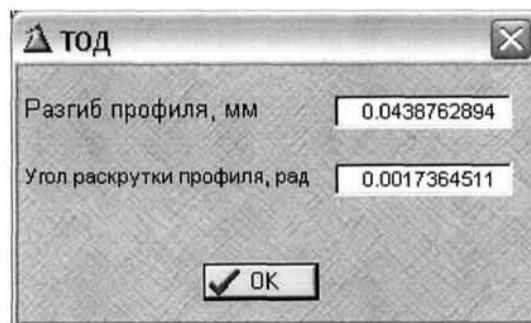


Рисунок 80 – Окно результатов расчета ТОД

5.2 Выводы по главе 5

1. Разработанная математическая модель концевое фрезерования концевыми радиусными и тороидальными фрезами позволяет определять технологические условия обработки исходя из требуемой точности, физико-механических свойств инструментального и обрабатываемого материалов, что реализовано в программе.

2. С помощью данной программы можно на этапе проектирования управляющих программ производить их корректировку и отладку.

3. Рассчитанные с помощью данной программы режимы резания учитывают большое количество факторов: жесткость детали с позиций отжимов и остаточных деформаций, вибрации детали, требования к качеству поверхностного слоя, физико-механические свойства инструментального и обрабатываемого материалов, что стало возможным благодаря теоретическому исследованию процесса резания. Полученные теоретические зависимости позволили осуществить многоуровневый оптимизационный расчет режимов резания, что дало возможность учесть большое многообразие факторов влияющих на точность детали.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Анализ опубликованных работ показал актуальность исследований, проведенных автором и направленных на создание математической модели концевой фрезерования для разработки методики определения технологических условий обработки маложестких сложнопрофильных деталей.

2. Особенностью настоящей диссертационной работы является предложенная методика определения технологических условий обработки с учетом деформаций детали от сил резания и закрепления, вибраций вследствие дискретного характера силы резания, а также технологических остаточных деформаций.

3. Полученные зависимости для определения силы резания в зависимости от режимов резания, геометрии инструмента, износа инструмента, физико-механических свойств инструментального и обрабатываемого материалов, ориентирования оси инструмента относительно детали, учитывают изменение параметров резания по длине зуба фрезы.

4. Предложенный расчетный метод для определения износа инструмента в зависимости от технологических параметров процесса резания позволяет априорно прогнозировать износ инструмента во время обработки.

5. Предложенная методика расчета остаточных напряжений, вносимых в поверхностный слой во время обработки, учитывает действие силового и теплового факторов.

6. Экспериментальные исследования параметров процесса резания при концевом фрезеровании подтверждают закономерности изменения параметров, полученные расчетом по теоретическим формулам, что свидетельствует о достоверности разработанных математических зависимостей.

7. На основе разработанной модели концевой фрезерования и анализа погрешностей при фрезеровании маложестких деталей была предложена обобщенная методика расчета технологических условий обработки концевым фрезерованием маложестких сложнопрофильных деталей по заданной точности детали.

8. Предложенная автором методика определения технологических условий обработки позволяет определить режимы резания, обеспечивающие заданную точность детали. При расчете режимов резания учитываются такие факторы как геометрическая сложность детали, ее жесткость на различных участках, схема базирования и закрепления, кинематические возможности оборудования, физико-механические свойства инструментального и обрабатываемого материалов.

9. Экспериментальная проверка предложенной методики по трем различным типоразмерам лопаток показала ее полную адекватность и надежность.

10. Для практического использования результатов представленной работы разработана компьютерная программа, в которой реализована предложенная методика по расчету технологических условий обработки. Данная программа позволяет автоматизировать расчет режимов резания на этапе проектирования техпроцесса. Использование данной программы позволяет значительно сократить этап создания управляющих программ при внедрении в производство новых изделий, тем самым уменьшить время и затраты на технологическую подготовку производства. При использовании возможности изменения режимов обработки по длине детали также можно значительно повысить и производительность обработки.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1 **Абрамов, В. В.** Остаточные напряжения и деформации в металлах [Текст] / В. В. Абрамов. – М.: Машгиз, 1968. – 355 с.

2 **Армарего, И. Дж.** Обработка металлов резанием [Текст] / И. Дж. Армарего. – М.: Машиностроение, 1977. – 326 с.

3 **Балакшин, Б. С.** Основы технологии машиностроения [Текст] / Б. С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 556 с.

4 **Безъязычный, В. Ф.** Оптимизация технологических условий механической обработки деталей авиационных двигателей [Текст] / В. Ф. Безъязычный, Т. Д. Кожина, А. В. Константинов [и др.]. – М.: Изд-во МАИ, 1993. – 184 с.

5 **Безъязычный, В. Ф.** Разработка теоретических основ технологического обеспечения качества и эффективности механической обработки деталей авиационных двигателей [Текст] : дис. ... д-ра техн. наук / Безъязычный Вячеслав Феоктистович. – М.: МАИ им. К.Э. Циолковского, 1982. – 533 с.

6 **Вивденко, Ю. Н.** Метод прогнозирования точности обработки нежестких деталей ГТД с учетом сил в технологических системах [Текст] / Ю. Н. Вивденко, А. В. Карасев // Технолог. аспекты прочн. деталей: сб. науч. тр. – УФА: УАИ, 1996. – С. 113 – 118.

7 **Година, Н. Н.** Оценка точности детали по информации об отклонениях в пространстве положения баз заготовки и инструмента [Текст] : дис. ... канд. техн. наук / Година Н. Н. – М., 1983. – 293 с.

8 **Городничев, С. В.** Влияние режущей части концевой фрезы на динамику процесса фрезерования [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Городничев С. В. – Тула: ТГУ, 1996. – 20 с.

9 **Горчаков, Л. М.** Исследование динамических погрешностей обработки при прерывистом резании [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Горчаков Л. М. – Орджоникидзе, 1969. – 32 с.

- 10 **Гостев, Г. В.** Теория резания [Текст] / Г. В. Гостев, М. И. Клушин, Д. И. Симкин. – Горький: ГПИ, 1978. – 95 с.
- 11 **Гузеев, В. И.** Теория и методика расчета производительности контурной обработки деталей разной точности на токарных и фрезерных станках с ЧПУ [Текст] : автореф. дис. ... д-ра техн. наук / Гузеев В. И. – Челябинск: Челяб. гос. техн. ун-т., 1994. – 33 с.
- 12 **Гуревич, Я. Л.** Режимы резания труднообрабатываемых материалов [Текст] : справочник. – М.: Машиностроение, 1986. – 240 с.
- 13 **Дарков, А. В.** Сопротивление материалов [Текст] / А. В. Дарков, Г. С. Шпиро. – М.: Высшая школа, 1969. – 734 с.
- 14 **Дьяченко, П. Е.** Качество поверхности при обработке металлов резанием [Текст] / П. Е. Дьяченко, М. О. Якобсон. – М.: Машгиз, 1951. – 208 с.
- 15 **Зайцев, В. М.** Важный критерий технологической оценки смазки-охлаждения при резании металлов [Текст] / В. М. Зайцев // Новые составы и способы применения смазочно-охлаждающих жидкостей при резании металлов: сб. науч. тр. – Иваново: ИПИ, 1968. – С. 110 – 112.
- 16 **Зенкевич, О.** Конечные элементы и аппроксимация [Текст] / О. Зенкевич, К. Морган. – М.: Мир, 1986. – 318 с.
- 17 **Зенкевич, О.** Метод конечных элементов в технике [Текст] / О. Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 541 с.
- 18 **Зорев, Н. Н.** Вопросы механики процесса резания металлов [Текст] / Н. Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.
- 19 **Исаев, А. И.** Процесс образования поверхностного слоя при обработке материалов резанием [Текст] / А. И. Исаев. – М.: Машгиз, 1950. – 324 с.
- 20 **Колев, К. С.** Технология машиностроения [Текст] / К. С. Колев. – М.: Высшая школа, 1977. – 255 с.
- 21 **Колев, К. С.** Точность обработки и режимы резания [Текст] /

К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144с.

22 **Константинов, А. В.** Повышение качества обрабатываемых деталей при точении и фрезеровании с использованием инструментов с износостойкими покрытиями [Текст] : дис. ... канд. техн. наук / Константинов А. В. – Горький: ГПИ, 1987. – 122 с.

23 **Коротин, Б. С.** Влияние температуры резания на образование остаточных напряжений при механической обработке [Текст] / Коротин, Б. С. : сб. научн. тр. // Куйбышевский авиационный институт. – Выпуск XXV. – Куйбышев: КуАИ, 1967. – С. 94 – 98.

24 **Корсаков, В. С.** Точность механической обработки [Текст] / В.С. Корсаков. – М.: Машгиз, 1961. – 372 с.

25 **Кравченко, Б. А.** Повышение надежности и выносливости деталей машин и механизмов [Текст] / Б. А. Кравченко, Д. Д. Папшев. – Куйбышевское книжное издательство, 1966. – 222 с.

26 **Крагельский, И. В.** Основы расчетов на трение и износ [Текст] / И. В. Крагельский, М. Н. Добрынин, В. С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.

27 **Кривоухов, В. А.** Обрабатываемость резанием жаропрочных и титановых сплавов [Текст] / В. А. Кривоухов. – М.: Машгиз, 1961. – 212 с.

28 **Латышев, В. Н.** Повышение эффективности СОЖ [Текст] / В. Н. Латышев. – М.: Машиностроение, 1985. – 89 с.

29 **Лоладзе, Т. Н.** Стружкообразование при резании материалов [Текст] / Т. Н. Лаладзе. – М.: Машгиз, 1952. – 200 с.

30 **Львов, А. Н.** Определение минимально возможной толщины срезаемого слоя [Текст] / А. Н. Львов // Станки и инструмент. – 1969. – № 4. – С. 35 – 38.

31 **Макаров, А. Д.** Износ инструмента, качество и долговечность деталей из авиационных материалов [Текст] / А. Д. Макаров, В. С. Мухин, Л. Ш. Шстер. – Уфа: УАИ, 1974. – 372 с.

32 **Макаров, А. Д.** Оптимизация процессов резания [Текст] /

А. Д. Макаров. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.

33 **Малышкин, А. Д.** Повышение производительности обработки пространственно-сложных поверхностей на станках с ЧПУ путем управления процессом формирования шероховатости [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Малышкин А. Д. – Барнаул: Алтайск. гос. ун-т, 2003. – 16 с.

34 **Маталин, А. А.** Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин [Текст] / А. А. Маталин; – М.: Машгиз, 1956. – 452 с.

35 **Медведев, Д. Д.** Точность обработки в мелкосерийном производстве [Текст] / Д. Д. Медведев. – М.: Машиностроение, 1973. – 119 с.

36 **Миклош, А.** Исследования и разработка средств одновременного повышения точности и производительности при концевом фрезеровании [Текст] : дис. ... д-ра техн. наук / Миклош А. – М., 1967. – 169 с.

37 **Москвитин, В. В.** О вторичных пластических деформациях [Текст] / Прикладная математика и механика: справочник: в 26 т. – т. 26, 1952. – С. 323 – 330.

38 **Нейбер, Г.** Концентрация напряжений [Текст] / Г. Нейбер. – Ленинград: Гостехиздат, 1947. – 204 с.

39 **Непомилуев, В. В.** Обобщенная зависимость для расчета интенсивности износа режущего инструмента при точении [Текст] / В. В. Непомилуев // Оптимизация операций механической обработки: сб. науч. тр. – Ярославль: ЯПИ, 1990. – С. 59 – 62.

40 **Непомилуев, В. В.** Разработка технологических основ обеспечения качества сборки высокоточных узлов газотурбинных двигателей [Текст] : дис. ... д-ра техн. наук / Непомилуев Валерий Васильевич. – Рыбинск: РГАТА, 2000. – 356 с.

41 **Новиков, О. А.** Достижения заданной точности торцевого фрезерования с максимальной производительностью [Текст] : дис. ... д-ра техн. наук / Новиков О. А. – М., 1982. – 288 с.

42 **Овсеенко, А. Н.** Остаточные напряжения в заготовках турбинных и компрессорных лопаток [Текст] / А. Н. Овсеенко, Н. М. Федоров // Вестник машиностроения. – 1972. – № 10. – С. 13 – 15.

43 **Овсеенко, А. Н.** Технологические основы методов снижения остаточных деформаций и обеспечения качества обработки высоконагруженных деталей энергомашин [Текст] : автореф. дис. ... д-ра техн. наук / Овсеенко А. Н. – М.: МВТУ им. Баумана, 1986. – 32 с.

44 **Павленко, Д. В.** Формирование характеристик поверхностного слоя лопаток центробежного колеса компрессора при механической обработке [Текст] / Д. В. Павленко, Э. В. Кондратюк, В. К. Явченко [и др.] // Вестник двигателестроения. – 2003. – № 1. – 125 с.

45 **Передбогов, А. П.** Математическая модель стойкостной зависимости для расчета скорости резания при периферийном фрезеровании сталей и сплавов [Текст] : дис. ... канд. техн. наук / Передбогов А. П. – Ярославль: ЯПИ, 1988. – 198 с.

46 **Попов, А. В.** Разработка и исследование процессов фрезерования при низкой жесткости технологической системы [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Попов А. В. – М.: Гос. акад. нефти и газа им. И. М. Губкина, 1991. – 18 с.

47 **Резников, Н. И.** Учение о резании металлов [Текст] / Н. И. Резников. – М.: Машгиз, 1947. – 588 с.

48 Резание труднообрабатываемых материалов: справ. пособ. [Текст] ; под ред. П. Г. Петрухи. – М.: Машиностроение, 1972. – 176 с.

49 **Розенберг, А. М.** Элементы теории процесса резания металлов [Текст] / А. М. Розенберг, А. Н. Еремин. – М.: Машгиз, 1956. – 318 с.

50 **Седоков, Л. М.** Уравнение для расчета силы резания [Текст] / Л. М. Седоков. – Томск, 1956. – 24 с.

51 **Семеченко, И. В.** Повышение надежности лопаток газотурбинных двигателей [Текст] / И. В. Семеченко, Я. Г. Мигер. – М.: Машиностроение, 1977. – 209 с.

52 **Силин, С. С.** Исследование процессов резания методами теории подобия: труды Рыбинского авиационного института [Текст] / С. С. Силин. – Ярославль: изд-во Верхняя Волга, 1966. – С. 3 – 85.

53 **Силин, С. С.** Метод подобия при резании материалов [Текст] / С. С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.

54 **Силин, С. С.** О проблеме разработки расчетного метода определения научно-обоснованных режимов резания: Перспективы развития резания конструкционных материалов [Текст] / С. С. Силин. – М.: ЦПНТО Машпром, 1980. – С. 98 – 102.

55 **Силин, С. С.** Расчет обрабатываемости металлов на основе изучения процессов стружкообразования методами теории подобия: Высокопроизводительное резание в машиностроении [Текст] / С. С. Силин. – М.: Наука, 1966. – С. 15 – 27.

56 **Силин, С. С.** Теоретическое определение параметров процесса резания: Производительная обработка и технологическая надежность деталей машин [Текст] / С.С. Силин // Межвузовский сб. научн. трудов. – Ярославль: ЯПИ, 1977. – С. 3 – 16.

57 **Скитева, Т. А.** Разработка расчетного метода определения технологических условий обработки при торцевом фрезеровании с учетом заданной точности обработки [Текст] : дис. ... канд. техн. наук / Скитева Т. А. – Рыбинск: РГАТА, 1997. – 224 с.

58 **Соколовский, А. П.** Расчеты точности обработки на металлорежущих станках [Текст] / А. П. Соколовский. – М.: Машгиз, 1952. – 228 с.

59 **Талантов, Н. В.** О механизме диффузионного износа твердосплавного инструмента [Текст] / Н. В. Талантов, М. Е. Дудкин, Ю. М. Быков // Физические процессы при резании металлов: сб. науч. тр. – Волгоград: ВПИ, 1980. – Вып. 1. – С. 23 – 29.

60 **Филоненко, С. Н.** Резание металлов [Текст] / С. Н. Филоненко. – Киев: Техніка, 1975. – 232 с.

61 **Форсайт, Дж.** Машинные методы математических вычислений [Текст] / Дж. Форсайт, М. Малькольм, К. Моулер. – М.: Мир, 1980. – 279 с.

62 **Шапошников, А. М.** Разработка методики выбора и оценки эффективности действия СОЖ при точении жаропрочных сплавов на основе исследования термомеханических явлений [Текст] : дис. ... канд. техн. наук / Шапошников А. М. – Ярославль: ЯПИ, 1981. – 176 с.

63 **Bailey, T.** Generic simulation approach for multi-axis machining [Text] / T. Bailey, M. A. Elbestawi, T. I. Wardany, P. Fitzpatrick // ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering. – New York, 2002. – Vol. 124 (3). – P. 624 – 642.

64 **Brent, R. P.** Algorithms for minimization without derivatives [Text] / R. P. Brent. – Englewood Cliffs, 2001. – N.J.:Prentice-Hall.

65 **Budak, E.** Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data [Text] / E. Budak, Y. Altintas, E. J. A. Armarego // ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering. – New York, 1996. – Vol. 118 (2). – P. 216 – 224.

66 **Faassen, R. P. H.** Prediction of regenerative chatter by modeling and analysis of high-speed milling [Text] / R. P. H. Faassen, N. van de Wouw, J. A. J. Oosterling, H. Nijmeijer // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Oxford, 2003. – Vol. 43. – P. 1437 – 1446.

67 **Gradisek, J.** Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill [Text] / J. Gradisek, M. Kalveram, K. Weinert // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – Oxford, 2004. – Vol. 44. – P. 401 – 414.

68 **Jayaram, S.** Estimation of specific cutting pressures for mechanic cutting force models [Text] / S. Jayaram, S. G. Kapoor, R. E. DeVor // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – Oxford, 2001. – Vol. 41(1) – P. 265 – 281.

69 **Lazoglu, I.** Sculpture surface machining: a generalized model of ball-endmilling force system [Text] / I. Lazoglu // International Journal of Machine

Tools and Manufacture. – Oxford, 2003. – Vol. 43. – P. 453 – 462.

70 **Lee, P.** Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data [Text] / P. Lee, Y. Altıntaş // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – Oxford, 1996. – Vol. 36 (9). – P.1059 – 1072.

71 **Yucesan, G.** Prediction of ball end milling forces [Text] / G. Yucesan, Y. Altıntaş // ASME Journal of Engineering for Industry. – New York, 1996. – Vol. 118 (1). – P. 95 – 103.

72 **Zhu, R.** Mechanistic modeling of the ball end milling process for multi-axis machining of free-form surfaces [Text] / R. Zhu, S. G. Kapoor, R. E. DeVor // ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering. – New York, 2001. – Vol. 123 (3). – P. 369 – 379.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

Расчет частоты вращения шпинделя по заданной длине пути резания и режимам обработки

$$h_3 = \frac{\left(c_1 \left(\frac{\sigma_{BP}}{\sigma_H} \right)^{X_1} (BB)^{Y_1} E^{Z_1} \right) \left(\left(\frac{L}{S_Z \cdot n \cdot z} \right)^{\frac{1}{z^{0.04}}} \cdot r \cdot n \cdot \arcsin \left(\frac{r + S_Z}{\sqrt{(r-h)^2 + (r+S_Z)^2}} \right) \right) (1 - \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{\operatorname{tg} \alpha \cdot k_{нокр} \cdot k_{hз} \cdot k_{фр}};$$

$$\theta = \arcsin \sqrt{\frac{t}{2r} \left(1 - \frac{t}{2r} \right)};$$

$$B = \frac{cB^x}{\Gamma^y D^z (1 - \sin \gamma)^q};$$

$$E = \frac{a_1}{\rho_1}, D = \frac{a_1}{b_1}, \Gamma = \left(\frac{\lambda_p}{\lambda_{обп}} \right) \left(\frac{\pi}{2} - (\alpha + \gamma) \right), B_i = \frac{v \cdot a_1}{a};$$

$$v_{рад} = \frac{\pi \cdot 2 \cdot r \cdot \sin(\lambda + \theta) \cdot n}{60000};$$

$$v_{тор} = \frac{\pi \cdot 2 \cdot (r_{тор} \cdot \sin(\lambda + \theta) + (r_{фр} - r_{тор})) \cdot n}{60000}.$$

Блок-схема расчета частоты вращения шпинделя по заданной длине пути резания и режимам обработки показана на рисунке А1.

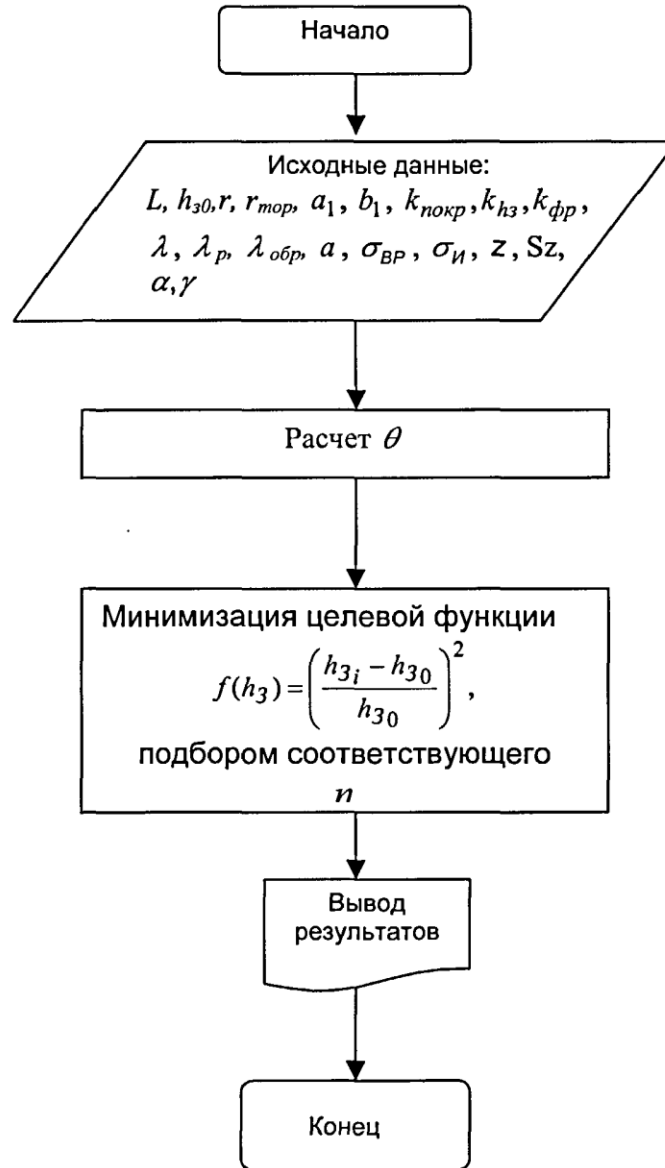


Рисунок А1 – Блок-схема расчета частоты вращения шпинделя

ПРИЛОЖЕНИЕ Б

Расчет максимально допустимой силы резания для участка детали

Радиусная фреза	
попутное	встречное
$P_x = k_1 P_x \cdot P(\sin \omega \sin \xi + \cos \omega \cos \psi \cos \xi)$ $P_y = k_1 P_y \cdot P(\sin \omega \cos \xi - \cos \omega \cos \psi \sin \xi)$ $P_z = -k_1 P_z \cdot P \cdot \sin \psi$	$P_x = k_1 P_x \cdot P(\sin \omega \sin \xi - \cos \omega \cos \psi \cos \xi)$ $P_y = k_1 P_y \cdot P(\sin \omega \cos \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \xi)$ $P_z = k_1 P_z \cdot P \cdot \sin \psi$
Тороидальная фреза	
попутное	встречное
$P_x = k_1 P_x \cdot P(\sin \omega \sin \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \cos \xi)$ $P_y = k_1 P_y \cdot P(\sin \omega \cos \xi - \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \sin \xi)$ $P_z = -k_1 P_z \cdot P \cdot \sin \psi \cos \Omega$	$P_x = k_1 P_x \cdot P(\sin \omega \sin \xi - \cos \omega \cos \psi \cos \xi)$ $P_y = k_1 P_y \cdot P(\sin \omega \cos \xi + \cos \omega \cos \psi \sin \Omega \sin \xi)$ $P_z = k_1 P_z \cdot P \cdot \sin \psi \cos \Omega$

$$P = \sum_{i=1}^j \tau_p a_1^i \Delta b_1 \left\{ \left(1 - a_{2i} B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}} E_i \right) \left[1 + \frac{1}{B_i} + \frac{B_i - \operatorname{tg} \gamma_i}{1 + B_i \operatorname{tg} \gamma_i} \right] + \right. \\ \left. + 0,48 E_i \left[\arccos(1 - a_{2i} B_i^{-b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}) + \frac{a_{2i} B_i^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma_i)^{-x}}}{\sin \alpha (\cos \gamma_i + B \sin \gamma_i)} + h_3^i \right] \cos \alpha \right\};$$

$$\xi = \operatorname{arctg} \left(\frac{y_i - y_{i-1}}{x_i - x_{i-1}} \right);$$

$$\psi = 2 \arcsin \sqrt{\frac{h}{2r} \left(1 - \frac{h}{2r} \right)}.$$

Блок-схема расчета максимально допустимой силы резания для участка детали показана на рисунке Б1.

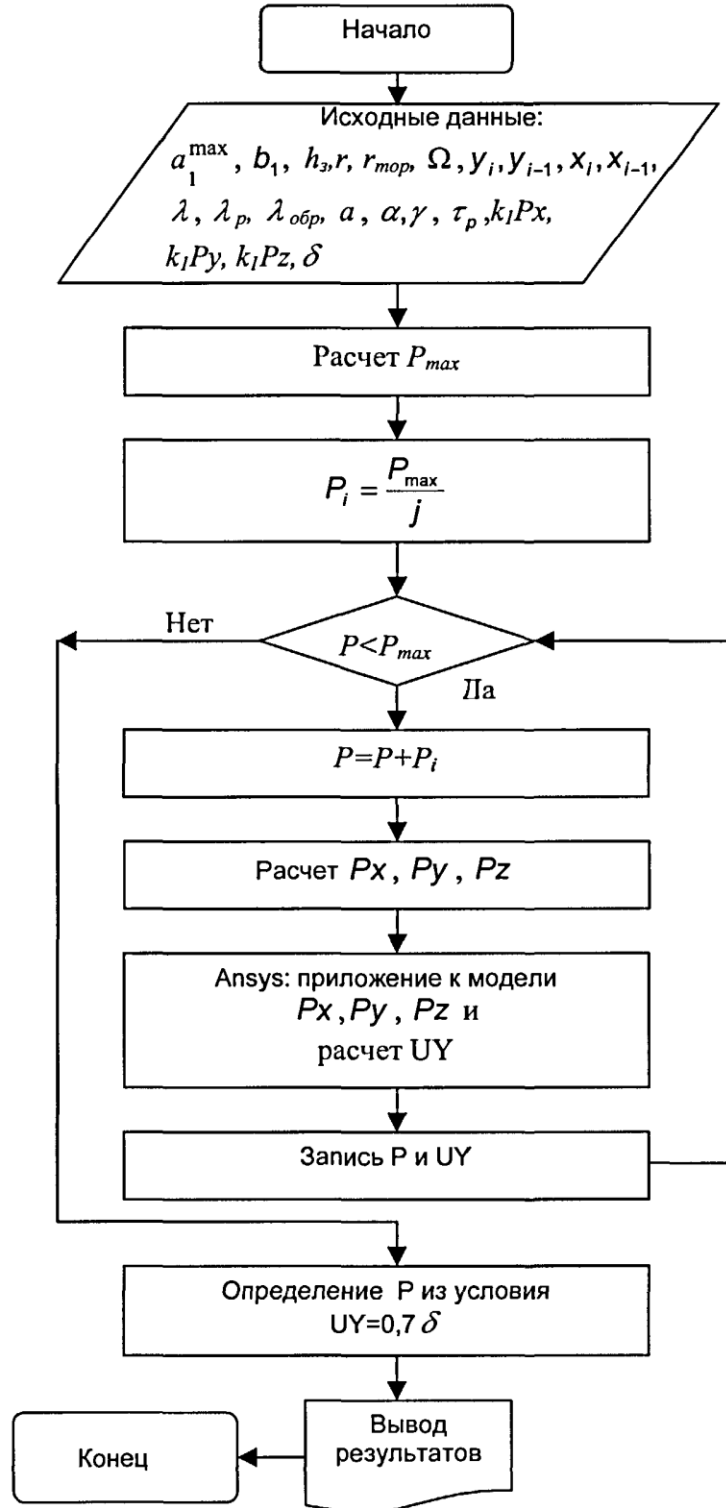


Рисунок Б1 – Блок-схема расчета максимально допустимой силы резания

ПРИЛОЖЕНИЕ В

Расчет износа фрезы по задней поверхности на i -м участке детали

$$Sz_{CP} = \frac{\sum_{i=1}^{i-1} Sz_{i-1} L_{i-1}}{\sum_{i=1}^{i-1} L_{i-1}}$$

Блок-схема расчета износа фрезы по задней поверхности на i -м участке детали показана на рисунке В1.

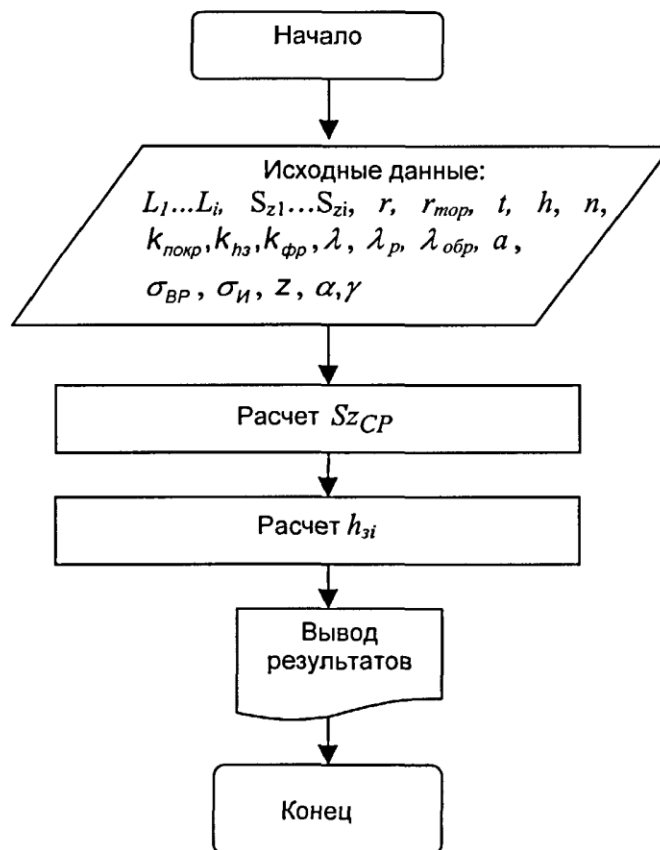


Рисунок В1 – Расчет износа фрезы по задней поверхности

ПРИЛОЖЕНИЕ Г

Расчет подачи на зуб фрезы исходя из заданного значения силы резания

$$a_f^i = S_z \sin \psi \sin \theta;$$

$$\psi = 2 \arcsin \sqrt{\frac{h}{2r} \left(1 - \frac{h}{2r}\right)};$$

$$\theta = 2 \arcsin \sqrt{\frac{t}{2r} \left(1 - \frac{t}{2r}\right)};$$

$$f(P) = \left(\frac{P_i - P_0}{P_0} \right)^2.$$

Блок-схема расчета подачи на зуб фрезы исходя из заданного значения силы резания показана на рисунке Г1.

Блок-схема расчета подачи на зуб фрезы исходя из заданного значения силы резания.

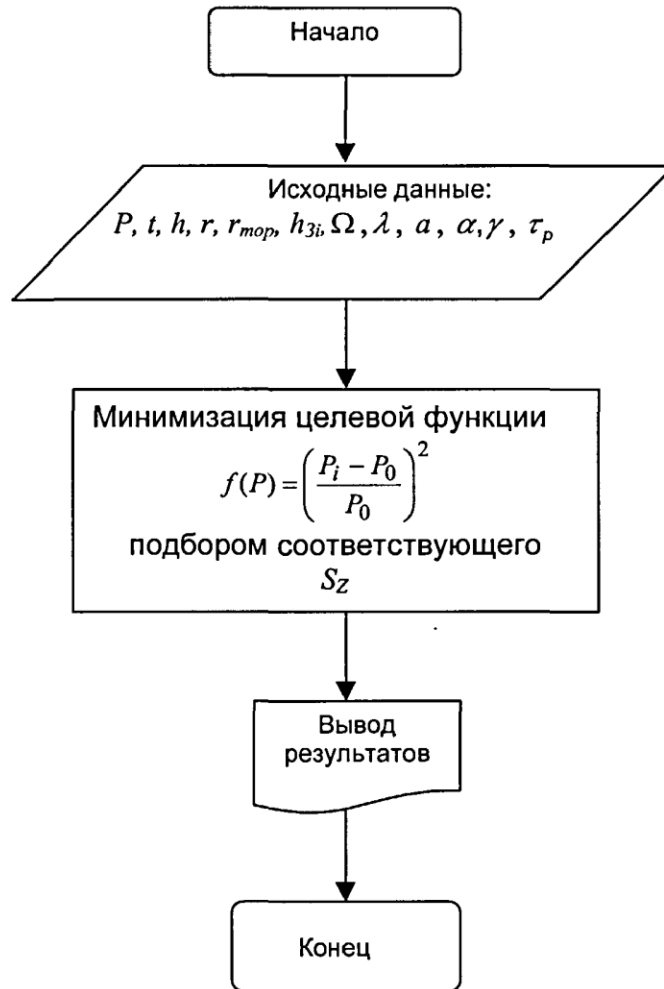


Рисунок Г1 – Блок-схема расчета подачи на зуб фрезы

ПРИЛОЖЕНИЕ Д

Поиск минимума функции

В данной программе есть необходимость минимизировать целевую функцию для подбора необходимого параметра удовлетворяющего определенным значениям целевой функции в которую он входит. Самым надежным методом подбора такого значения является метод бисекций или метод половинного деления [61]. Р. Brent в своей книге [64] предложил алгоритм нахождения минимума в основе которого – комбинация метода золотого сечения и последовательной параболической интерполяции. Этот метод сочетает в себе надежность и простоту метода бисекций, но в тоже время сокращает машинное время расчета. Алгоритм программы поиска минимума функции представлен на рисунке Д1.

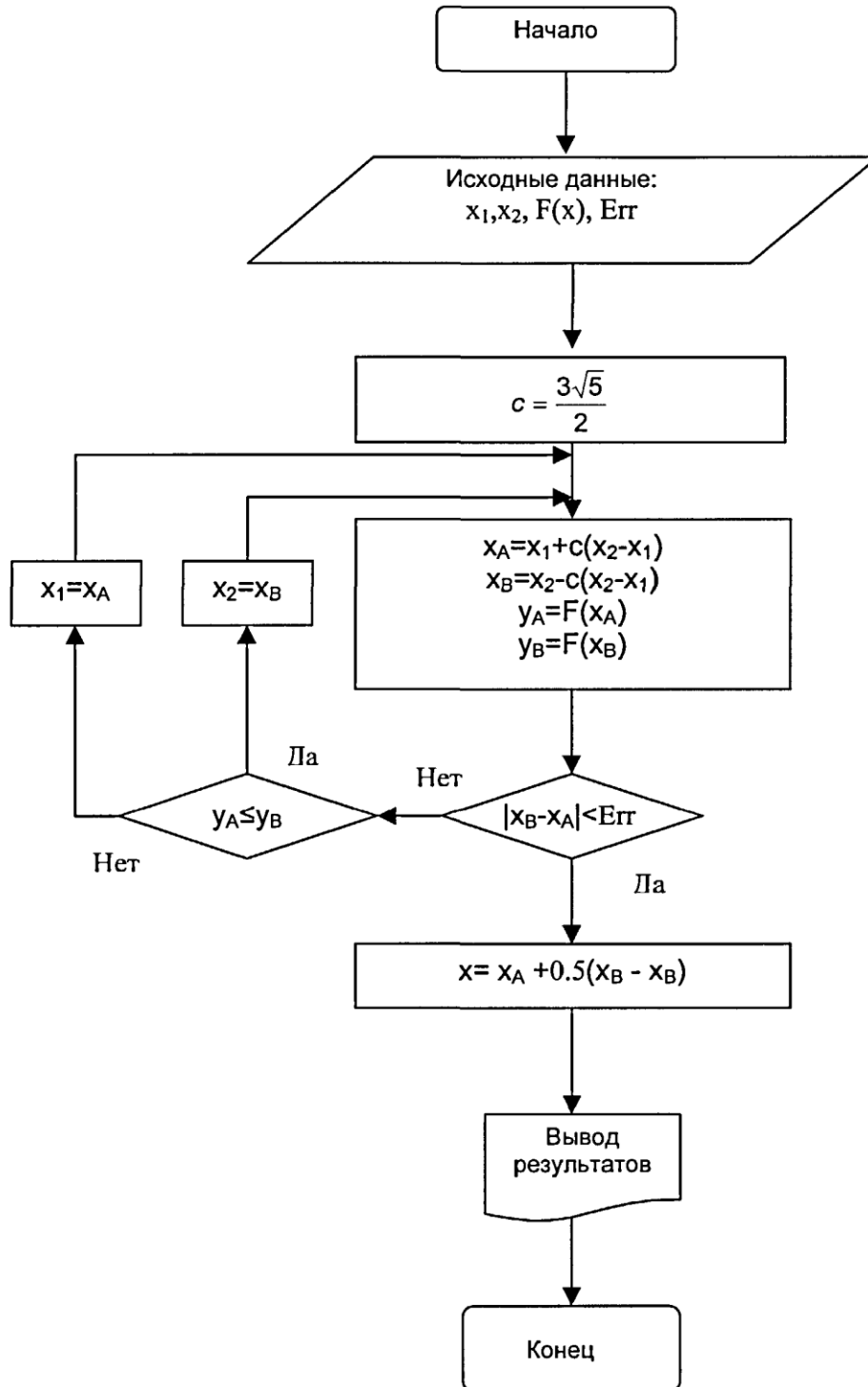


Рисунок Д1 – Блок-схема поиск минимума функции

УТВЕРЖДАЮ

Главный инженер



«Сатурн»

В. Н. Крылов

АКТ

о внедрении автоматизированной системы расчёта технологических условий обработки концевым фрезерованием маложёстких сложнопрофильных деталей с учётом заданной точности обработки

Автоматизированная система расчёта технологических условий обработки концевым фрезерованием маложёстких сложнопрофильных деталей с учётом заданной точности обработки внедрена на опытном заводе ОАО «НПО «Сатурн».

Внедрение системы позволило автоматизировать расчёт режимов резания на операциях обработки рабочих частей лопаток и крыльчаток, концевым фрезерованием, при этом расчётные режимы резания учитывают возможную деформацию детали от сил резания, закрепления и перераспределения остаточных напряжений и в тоже время скорректированы с позиции избежания вибрации детали на наименее жёстких участках.

Главный инженер опытного завода

В. П. Крюков
28.03.05

В. П. Крюков

Главный специалист отдела главного технолога
опытного завода

Л. Б. Уваров
28.03.05

Л. Б. Уваров