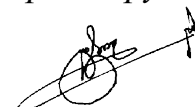


Министерство науки и высшего образования РФ
федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
Московский государственный технологический университет «СТАНКИН»
(ФГБОУ ВО МГТУ «СТАНКИН»)

На правах рукописи



Чжо У

**ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ
ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ
МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ**

Специальность: 05.02.07 «Технология и оборудование механической и физико-
технической обработки»

Диссертация
на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:

д.т.н., Зверев И.А.

Москва -2020 г.

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	4
Глава 1. АНАЛИЗ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ.....	11
1.1 Задачи моделирования при обработке резанием	11
1.2 Термомеханические процессы при обработке резанием	13
1.3 Особенности процесса деформирования обрабатываемого материала.....	22
1.4 Устойчивость процесса стружкообразования	26
1.5 Модели обрабатываемого материала, разрушения и трения.....	33
1.5.1 Определяющее уравнение для обрабатываемых материалов.....	33
1.5.2 Модели разрушения материала	37
1.5.3 Модели трения.....	40
1.6 Выводы по главе 1	43
Глава 2. МОДЕЛИРОВАНИЕ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ.....	46
2.1 Математическая модель процесса стружкообразования	47
2.1.1 Способы описания движения деформируемого материала	47
2.1.2 Методы решения уравнений движения деформируемого материала.....	50
2.1.3 Связанные уравнения движения деформируемого материала	52
2.2 Алгоритм моделирования процесса стружкообразования.....	58
2.3 Выводы по главе 2.....	64
ГЛАВА 3. ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ.....	66
3.1 Краткая характеристика современного программного обеспечения для моделирования процессов обработки резанием.....	66
3.2 Функциональные возможности программного модуля DEFORM 2-D	69
3.3 Выводы по главе 3.....	77
Глава 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ	79

4.1 Общие принципы КЭ-моделирования процесса резания.....	80
4.2 Результаты исследований стружкообразования при точении типовых высокопрочных сталей и титановых сплавов	85
4.2.1 Физико-механические свойства типовых высокопрочных сталей и титановых сплавов	85
4.2.2 Адиабатический характер процесса стружкообразования в локальной зоне сдвига.....	90
4.2.3 Распределение деформаций и температуры в зоне резания	93
4.2.4 Параметры сегментации стружки.....	98
4.2.5 Силы резания и частота сегментации стружки	100
4.2.6 Влияние переднего угла резца на стружкообразование.....	106
4.2.7 Влияние режимов обработки различных материалов на параметры стружкообразования.....	109
4.3 Определение оптимальных режимов точения, обеспечивающих максимальную стойкость инструмента	112
4.4 Технологические рекомендации по управлению процессом стружкообразования.....	117
4.5 Выводы по главе 4.....	121
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	125
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	129

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования. В современном машиностроении широко применяются высокопрочные стали, титановые и никелевые сплавы с особыми физико-механическими свойствами. При попытке интенсификации лезвийной обработки таких материалов возникают повышенные силы резания, температуры и износ инструмента. Тем не менее, с появлением новых инструментальных материалов, производительность обработки повышалась в основном за счет повышения скоростей резания.

Практика обработки резанием показывает, что при достижении определенной скорости резания происходит изменение характера процесса стружкообразования. Сливная стружка трансформируется в суставчатую (сегментную), а при дальнейшем повышении скорости резания образуется элементная стружка. Известно, что, с одной стороны, сегментная и элементная стружка приводит к увеличению износа инструмента и ухудшению качества обработанной поверхности, а с другой - к улучшению условий дробления и уборки стружки в условиях автоматизированного производства. Таким образом, возникает актуальная проблема получения заданного типа стружки в зависимости от требований технологического процесса, т.е. проблема управления процессом резания (стружкообразования).

Стружкообразование включает процесс упругопластических деформаций материала заготовки в первичной зоне стружкообразования (зоне сдвига) и процесс упругопластических деформаций на площадке контакта стружки и инструмента. Эти взаимосвязанные процессы определяют тип стружки, величину силы резания, температуру и интенсивность износа инструмента. Общей физической причиной формирования того или иного типа стружки является изменение собственной устойчивости процесса упругопластического деформирования различных обрабатываемых материалов с изменением условий их температурно-скоростного деформирования (резания).

Исследование механизмов и условий устойчивости процесса стружкообразования для его управления с целью интенсификации процесса резания является важной научно-технической задачей. С появлением современных САЕ-технологий появились новые возможности для детального изучения процесса резания и более обоснованных рекомендаций по совершенствованию процессов лезвийной обработки с применением различных инструментальных и обрабатываемых материалов.

Степень разработанности. Изучению процесса стружкообразования в различных условиях обработки посвящены работы Е.В. Артамонова [3], В.Ф. Боброва [11], А.С. Верещаки [23], С.В. Грубого [29], В.А. Залогов [33], Н.Н. Зорева [37], М.И. Клушина, А.А. Козлова [46], Г.Л. Куфарева [44], В.С. Кушнера [23], В.А. Кудинова [57, 58], Д.В. Криворучко [48], Т.Н. Лоладзе [62, 63], В.В. Максарова [65], А.И. Маркова, В.А. Остафьева [77], М.В. Полетики [83, 84], В.Н. Подураева [82], И.С. Праведникова [91], А.Н. Резникова [94, 95], Р.Ф. Рехта, С.С. Силина [100], Н.В. Талантова [106], И.А. Тиме, Э.М. Трента [107], М.Е. Эльясберга [117] и многих других исследователей, где показано, что вид и форма стружки зависят от ряда факторов: геометрии режущего инструмента; свойств обрабатываемого материала, режимов резания и др.

В предыдущих многочисленных исследованиях установлено, что высокоскоростная обработка может вызывать неустойчивость процесса резания, в результате чего снижается точность и качество обработки, а также стойкость инструмента. При этом существуют два совершенно различных механизма потери устойчивости в динамической системе станка:

1. потеря динамической устойчивости при резании, обусловленная динамическими свойствами замкнутой упругой системы станка, заготовки и инструмента;
2. потеря собственной устойчивости процесса стружкообразования, обусловленная неустойчивостью процесса упругопластических деформаций в зоне резания, что выражается в переходе процесса от непрерывного сливного

стружкообразования к сегментному (элементному) и не связано с динамическими свойствами упругой системы станка, но потенциально может способствовать возникновению неустойчивости в форме автоколебаний динамической системы станка при резании.

Процессы динамической устойчивости упругой системы станка при резании подробно исследованы в фундаментальных работах проф. В.А. Кудинова [57, 59], М.Е. Эльясберга [117], И.Г. Жаркова [32] и многих других исследователей. Напротив, недостаточно изученная проблема собственной устойчивости процесса стружкообразования является сдерживающим фактором для интенсификации механической обработки резанием.

К настоящему времени имеется достаточно много экспериментальных данных по процессу стружкообразования. В существующих теоретических разработках использованы аналитические методы с существенными ограничениями по параметрам процесса. С появлением современных специализированных САЕ-технологий, в которых практически реализован МКЭ, появилась возможность для прогнозирования параметров процесса стружкообразования с минимальным набором исходных ограничений и допущений. Появились технические возможности для более детального изучения стружкообразования при резании металлов и, на этой основе, предложить рекомендации, направленные на совершенствование технологических процессов механической обработки резанием с применением различных инструментальных и обрабатываемых материалов с различными физико-механическими свойствами. Особенно интенсивно в последние годы такие исследования проводятся за рубежом.

Таким образом, исследование условий устойчивости процесса стружкообразования для его управления с целью интенсификации процесса резания является важной научно-технической проблемой.

Объект исследования. Процесс резания при лезвийной обработке сталей и сплавов.

Предмет исследования. Устойчивость процесса стружкообразования при точении труднообрабатываемых материалов при изменении геометрии инструмента и режимов резания.

Соответствие диссертации паспорту научной специальности. Работа соответствует научной специальности 05.02.07 – Технология и оборудование механической и физико-технической обработки в части п.2 ее паспорта.

Цель и задачи работы. Цель настоящей работы - интенсификация токарной обработки труднообрабатываемых материалов на основе моделирования процесса стружкообразования.

Для достижения поставленной цели в работе необходимо решить следующие задачи:

1. Исследовать физические причины и механизмы неустойчивости стружкообразования при переходе от сливной к сегментной стружке с повышением скорости резания.

2. Определить физико-математическую модель для описания упругопластических деформаций материала в зоне стружкообразования с учетом эффектов деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения обрабатываемого материала.

3. На основе МКЭ и стандартного ПМО разработать методику для прогнозирования параметров процесса стружкообразования по параметрам инструмента, режима резания и физико-механическим свойствам обрабатываемого материала.

4. Провести исследования влияния геометрии инструмента, режимов резания и свойств обрабатываемого материала на параметры стружкообразования при точении типовых конструкционных труднообрабатываемых материалов (жаропрочных и криогенных сталей, титановых сплавов). Проверить адекватность предлагаемой методики путем сравнения численных и натурных экспериментов.

5. Предложить технологические рекомендации для интенсификации и управления процессом стружкообразования с целью получения необходимого типа стружки для заданных условий производства.

Научная новизна. Научная новизна работы состоит в следующих положениях:

1. На основе МКЭ разработана методика для прогнозирования параметров процесса стружкообразования по параметрам инструмента, режима резания и свойствам обрабатываемого материала с учетом его деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения. Методика позволяет прогнозировать следующие показатели:

- напряжения, деформации, скорости деформаций, силы резания и температуры в зоне резания, а также форму и частоту сегментации стружки;
- критические значения режимных параметров обработки при переходе от сливного к сегментному стружкообразованию.

Методика реализована на базе программного комплекса DEFORM 2-D и включает модели, алгоритмы и рекомендации, адекватность которых подтверждена сравнением с экспериментальными данными.

2. С помощью разработанной методики получены уточненные оценки для следующих показателей при точении конструкционных сталей (упрочненная сталь 45, 12X18H10T, 03X17H14M3) и титанового сплава BT-6:

- напряжений, деформаций, скоростей деформаций, сил резания и температуры в зоне резания, а также форму и частоту сегментации стружки;
- критических значений режимных параметров обработки при переходе от сливного к сегментному стружкообразованию.

Теоретическая и практическая значимость работы. На основе МКЭ разработана специализированная методика для численного моделирования и прогнозирования параметров процесса стружкообразования по параметрам инструмента, режима резания и свойствам обрабатываемого материала с учетом его деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения.

Предложены и обоснованы практические технологические рекомендации для создания системы мониторинга и управления процессом стружкообразования с целью получения необходимого типа стружки в соответствии с заданным типом производства.

Методы исследования. Теоретические исследования основаны на применении МКЭ для решения связанных уравнений механики сплошной изотропной несжимаемой среды, описывающих упругопластические деформации материала в зоне стружкообразования. Практические расчеты с помощью МКЭ выполнены в САЕ-приложении DEFORM 2D. Экспериментальные измерения проводились при токарной обработке заготовок из упрочненной стали 45 с микроскопическим исследованием стружки с помощью сканирующего электронного микроскопа (Zeiss Discovery V.12).

Положения, выносимые на защиту. Основные положения, выносимые на защиту следующие:

1. Результаты комплексного анализа исследований процесса стружкообразования при переходе от сливной к сегментной стружке с повышением скорости резания.
2. Расчетная методика, включающая модели, алгоритмы и практические рекомендации при использовании стандартного ПМО для моделирования процесса резания.
3. Результаты исследований процесса резания, включающих определение параметров стружкообразования и их зависимость от геометрии инструмента, режимов резания и свойств обрабатываемого материала.
4. Практические рекомендации для интенсификации процесса резания и управления процессом стружкообразования с целью получения необходимого типа стружки для заданного типа производства.

Степень достоверности и апробация результатов. В диссертационной работе представлены результаты исследований, выполненных автором в МГТУ «СТАНКИН» на кафедре ВТО в 2015 - 2019 годах. Достоверность полученных

результатов подтверждается адекватностью применяемых методов и согласованием теоретических и экспериментальных данных, а также экспериментальных данных других авторов. Основные результаты работы докладывались на заседаниях кафедры «Высокоэффективные технологии обработки» в МГТУ «СТАНКИН», на международной научно-практической конференции «Наука сегодня. Достижения, проблемы и перспективы». Вологда, 13 сентября 2017 г, Всероссийской научно-технической конференции «Станкостроение и инновационное машиностроение. Проблемы и точки роста» СИМПТР-2020. Уфа: УГАТУ, 26-28 февраля 2020 г и XIII Всероссийской конференции молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России». Москва: МГТУ им Баумана, 22-25 сентября 2020 г.

Глава 1. АНАЛИЗ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ

В настоящей главе приведен обзор научных публикаций по физическим явлениям, сопровождающим стружкообразование при резании труднообрабатываемых материалов, как процесса упругопластических деформаций металлов с учетом влияния тепловых эффектов. На основе выполненного анализа обзора показана необходимость термомеханического подхода к исследованиям деформационного процесса стружкообразования с учетом зависимости параметров процесса от температуры и скорости деформаций.

1.1 Задачи моделирования при обработке резанием

В настоящее время активно развиваются современные CAE-технологии в области моделирования технологических процессов. Достижения в области программных и технических средств открывают широкие возможности для применения численных методов, в частности МКЭ, в имитационном моделировании технологических процессов обработки. Международная организация CIRP ежегодно проводит конференции «CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations», посвященные достижениям ведущих лабораторий мира в области моделирования процессов механической обработки резанием.

На сегодняшний день огромное число научных публикаций, посвященных исследованиям в области моделирования процессов обработки резанием, можно условно разделить на три направления, каждое из которых активно развивается (рисунок 1.1):

1. разработка физико-математических моделей различных процессов резания и исследование их точности;
2. исследования с помощью моделей и выявление новых закономерностей различных процессов обработки резанием;
3. оптимизация технологических параметров рабочих процессов.

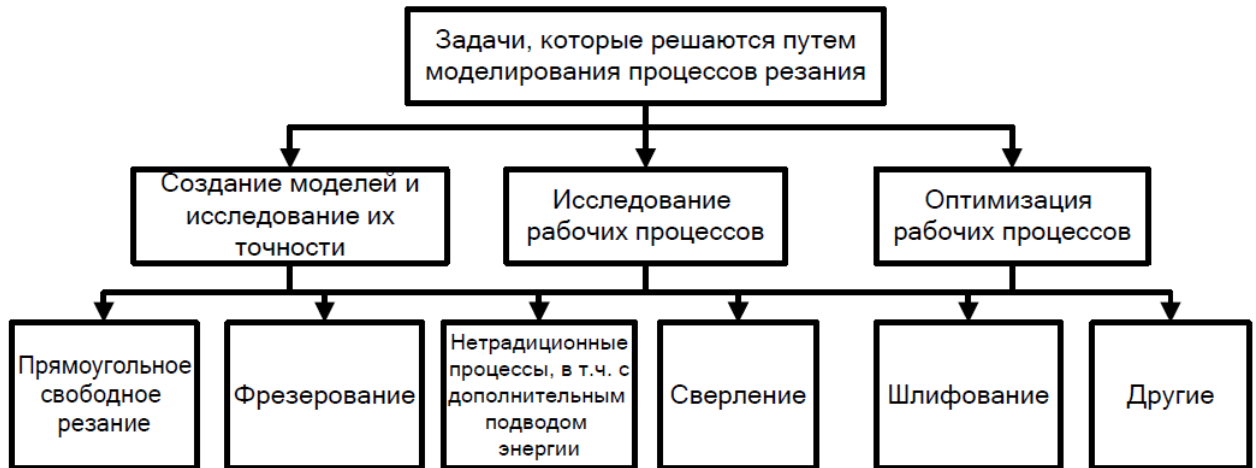


Рис. 1.1 Направления исследований в моделировании процессов резания [48]

Кроме того, каждое из направлений объединяет несколько актуальных тем. Так, в области разработки моделей можно выделить следующие темы:

1. геометрические модели процессов;
2. моделирование прочности и процесса изнашивания режущего инструмента;
2. моделирование процессов с использованием дополнительной энергии (предварительный нагрев заготовки, ультразвуковые колебания и др.);
4. моделирование процесса стружкообразования различных типов стружек при высокоскоростной обработке;
5. модели обрабатываемого материала и процесса трения;
6. 3D-моделирование процессов резания и трения.

В области исследований процесса резания были получены результаты в следующих направлениях:

1. обрабатываемость и стружкообразование при высокоскоростной обработке высокотехнологичных и труднообрабатываемых материалов;
2. точность размеров и качество обработки поверхности заготовок;

3. теплопроводность и температурные поля в зоне резания для разных способов обработки, в основном, фрезерование, шлифование, глубокое сверление.

4. влияние СОЖ на процесс резания;

5. распределение остаточных напряжений в обработанном поверхностном слое заготовки;

6. динамика и устойчивость технологических систем при резании, включая собственную устойчивость процесса резания и его влияние на динамику станка.

7. микрообработка (микрорезание) с малым отношением толщины срезаемого слоя к радиусу округления режущей кромки режущей части инструмента.

В области оптимизации технологических параметров процессов резания можно отметить следующие темы:

1. оптимизация геометрических параметров режущей части инструмента по критерию прочности;

2. оптимизация геометрии режущей части инструмента с целью дробления стружки в условиях автоматизированного производства;

3. оптимизация управляющих программ ЧПУ для многокоординатной обработки;

4. оптимизация процессов обработки резанием с дополнительными источниками энергии (предварительный подогрев заготовок, лазерная обработка поверхностного слоя, источники ультразвуковых колебаний и др.).

1.2 Термомеханические процессы при обработке резанием

Наука о резании металлов формировалась в течение многих лет в работах российских и зарубежных научных школ, в частности, Е.В. Артамонова [3], В.Ф. Боброва [11, 12], С.А. Васина [20], А.С. Верещаки [23], Г.И. Грановского [27], С.В. Грубого [29], В.А. Залогов [33, 48], Н.Н. Зорева [37, 38], В.А. Кудинова [57-

59], В.С. Кушнера [23], Г.Л. Куфарева [44], А.А. Козлова [46], В.А. Кривоухова, Т.Н. Лоладзе [62, 63], А.Д. Макарова [64], В.А. Остафьева [77 - 79], В.Н. Подураева [82, 83], М.Ф. Полетики [83, 84], А.Н. Резникова [94, 95], Р.Ф. Рехта, А.М. Розенберга [96, 97], О.А. Розенберга [97], Ю.А. Розенберга [96, 97], С.С. Силина [100], В.К. Старкова [103-105], Н.В. Талантова [106], Э.М. Трента [107], E.J. Armarego [120], P.L. Oxley [195] и других выдающихся ученых.

Отмеченные выше, а также многие другие исследователи сформировали существующие представления о процессе обработки металлов резанием как о нелинейном, нестационарном и связанном термомеханическом процессе упругопластического деформирования обрабатываемого материала с возможностью его хрупкого или вязкого разрушения в условиях действия высоких давлений, деформаций, скоростей деформации и температур. Общие представления о взаимосвязи физических процессов при резании изображены на схеме, представленной на рисунок 1.2.

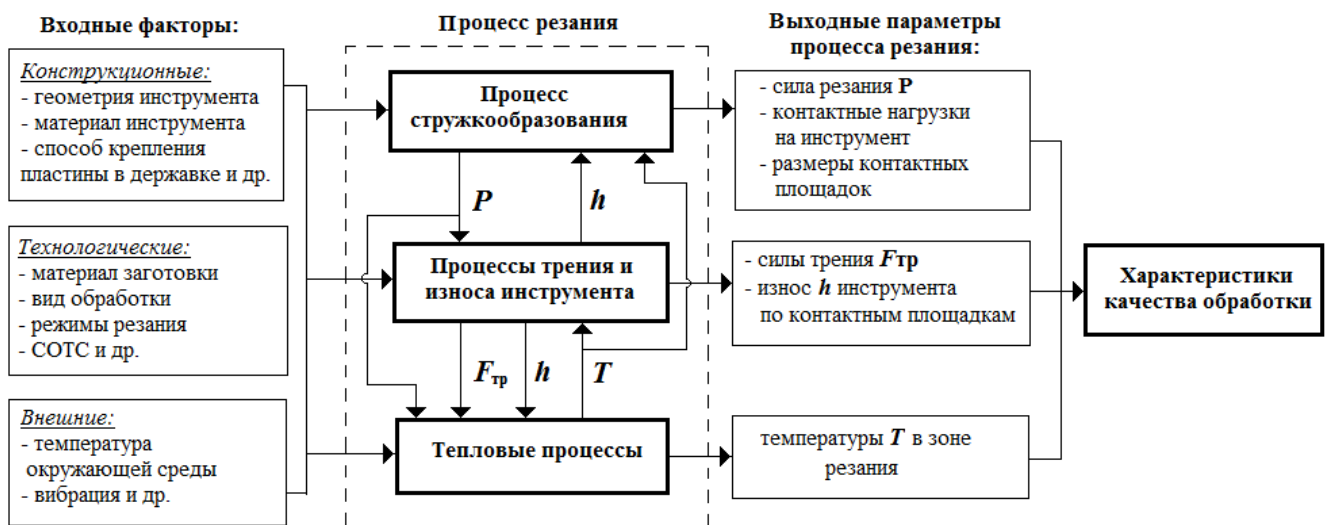


Рис. 1.2 Общая схема взаимосвязи физических процессов при резании

Сложность процесса резания обусловлена не только сложностью математического описания его нелинейных элементов, но еще и множеством взаимных обратных термомеханических связей между физическими процессами стружкообразования (упругопластические деформации материала), трения, износа и теплопередачи (рисунок 1.2). Сила резания P , как результат процесса стружкообразования, оказывает влияние на величину силы трения $F_{тр}$ и износа h ,

которые, определяют распределение температуры T в зоне резания, которая, в свою очередь, оказывает влияние на теплообразование, износостойкость инструмента и, в конечном итоге, на процесс стружкообразования и т.д.

На основе анализа результатов известных исследований [4, 11, 27, 96, 100, 107] процесс стружкообразования при прямоугольном свободном резании пластичных материалов можно представить в виде упрощенной схемы, представленной на рисунке 1.3.



Рис. 1.3 Схема стружкообразования [65]

Режущий клин упруго деформирует срезаемый слой обрабатываемого материала в зоне 1, который затем пластически деформируется в локальной зоне 2 (рисунок 1.3). По мере приближения к режущему клину деформация обрабатываемого материала возрастает. В условной плоскости сдвига 3 срезаемый слой материала подвергается деформации сдвига. В результате в срезаемом слое формируется стружка с пластинчатой структурой A , которая состоит из широких пластинок и узких плоскостей сдвига с равномерной периодичностью, практически нечувствительной к изменению условий обработки и зависящей только от свойств обрабатываемого материала.

Распределение нормальных σ и касательных τ напряжений на поверхности контакта лезвия со стружкой происходит на площадке пластического контакта с

размером L_n и площадке упругого контакта с размером L_c (рисунок 1.3). Нормальные напряжения σ существенно изменяются от режущей кромки лезвия до границы контакта L_n . В пределах зоны пластических деформаций L_n касательные напряжения τ распределяются почти равномерно, а затем снижаются до нуля в точке отрыва стружки от поверхности режущего лезвия. Величина касательных напряжений не превышает величины сопротивления пластическому сдвигу обрабатываемого материала τ_p . Таким образом, если сила внешнего адгезионного трения превышает сопротивление материала стружки пластическому сдвигу τ_p , то внешнее скольжение стружки по лезвию тормозится и заменяется внутренними сдвигами в прирезцовых слоях стружки, как энергетически более выгодными.

Скорость движения стружки по передней поверхности режущего клина зависит от величины локального коэффициента трения стружки $\mu = \operatorname{tg} \omega$ (где ω - угол трения), которое определяется отношением касательных τ к нормальным σ напряжениям в точке контакта. Понятно, что максимальное значение коэффициента трения μ принимает в точке отрыва стружки от лезвия и равномерно снижается по мере приближения к режущей кромке лезвия.

После прохождения зоны первичных пластических деформаций в условной плоскости сдвига 3 стружка замедляет движение по передней поверхности лезвия в области вторичной пластической деформации 4. Касательные напряжения τ на участке пластических деформаций длиной L_n считаются примерно постоянными, а сход стружки с режущего клина обусловлен пластическими деформациями внутреннего прирезцового слоя. При этом, нижний контактный слой стружки тормозит движение по передней поверхности. При дальнейшем движении под действием сил трения стружка в зоне 5 контактирует с передней поверхностью клина и подвергается упругой деформации. В результате описанных процессов формируются пилообразные элементы **Б** стружки.

В исследованиях [20, 57, 62] установлено, что на контактных поверхностях стружки и инструмента возникает явление адгезионного схватывания. Данное

явление имеет циклический характер, что может являться одной из причин возникновения автоколебаний в технологической системе [12, 32, 57, 117]. Авторами этих работ определены два режима контактного взаимодействия стружки и резца – это режим скольжения и режим адгезионного схватывания (торможения). Условия фазовых переходов зависят от кинематических и силовых взаимодействий инструмента с заготовкой. Контактное взаимодействие между стружкой и режущим лезвием зависит от несущей способности контакта, т.е. от максимального значения силы трения при которой осуществляется переход из фазы скольжения в фазу торможения. При этом получается, что крупная пилообразная форма стружки отражает реакцию деформируемого материала на данные условия обработки. На рисунке 1.4 показано формирование элемента стружки $O_1L_1L_2O_2$ к моменту завершения пластической деформации в конце зоны пластического контакта. При этом, принято допущение, что пластическая деформация внутри элемента и сжатие у передней поверхности лезвия происходят одновременно. Режущая кромка проходит расстояние l_y и элемент $O_1L_1L_2O_2$ трансформируется в элемент стружки $M_1M_2L_2O_2$.

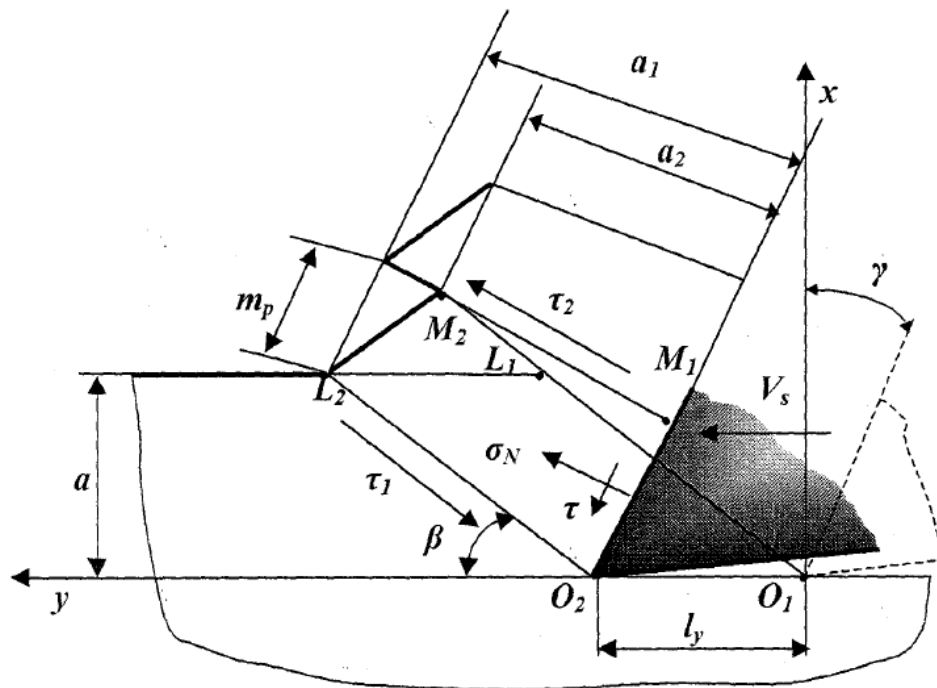


Рис. 1.4 Условная схема образования элементов стружки [11]

Изменяя жесткость технологической системы можно менять периодичность образования зубьев стружки (частоту формирования зубьев). Изменения частоты и углов наклона плоскостей сдвига определяются свойствами материала и режимными параметрами обработки.

Контакт режущего лезвия с заготовкой и стружкой сопровождается контактными процессами трения на его поверхностях. Непосредственно возле режущей кромки, как правило, существует так называемая застойная зона, которая при определенных условиях может превратиться в нарост.

Работа силы резания затрачивается на упругопластическое деформирование и разрушение материала срезаемого слоя и на трение на контактных поверхностях [11, 20, 23 и др.]. Согласно фундаментальным исследованиям А.Н. Резникова, Г.И. Епифанова и П.А. Ребиндера только 3-5% от механической работы силы резания составляет энергия упругой деформации, а остальная часть переходит в теплоту, которая выделяется в зоне резания и на поверхностях контакта режущей части инструмента с заготовкой и стружкой [94]. Процессы образования и распространения теплоты в системе подчиняются уравнению теплопроводности и теплового баланса [95].

Таким образом, в термомеханической системе резания все происходящие в ней процессы влияют друг на друга и взаимосвязаны (рисунок 1.2). В процессе обработки параметры системы могут отклоняться от термодинамического равновесия, что приводит к изменению механизма деформирования срезаемого слоя, вида стружки и устойчивости самого процесса резания (деформирования). Процесс самоорганизации в технологической системе происходит за счет обратных связей между процессом резания и динамической системой станка [57].

К настоящему времени отмеченные общие представления о процессе резания имеют некоторые отличия и даже расхождения у различных исследователей по следующим аспектам:

- ✓ механизмов стружкообразования (в том числе при высокоскоростной обработке и резании скругленным лезвием);

- ✓ формы и размеров зон первичной и вторичной деформаций на передней поверхности резца;

- ✓ эквивалентности механических свойств обрабатываемых материалов при стандартных испытаниях и в процессе резания, влияния деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения на деформации и касательные напряжения в плоскости сдвига;

- ✓ наличие внутреннего и внешнего трения на передней поверхности резца, роли и величине деформационной и адгезионной составляющих в общей силе трения и распределению нормальных и касательных контактных напряжений.

Наличие отмеченных расхождений у разных исследователей служит сдерживающим фактором для исследования процесса резания с помощью математического моделирования без предварительных экспериментальных исследований.

Со времен И.А. Тиме и до настоящего времени наиболее часто применяемой в аналитических моделях резания остается схема с одной или двумя параллельными условными плоскостями сдвига конечной толщины с некоторыми изменениями и дополнениями [11, 27]. Эта модель хорошо описывает взаимосвязи между основными параметрами процесса резания при условиях, когда образуется сливная стружка при резании острозаточенным инструментом [100]. При других условиях зона стружкообразования расширяется и искривляется, и модель с условной плоскостью сдвига перестает быть адекватной [25, 58]. Поэтому все модели, которые применяют этот подход, ограничены в применении из-за априорного предположения о форме зоны первичных деформаций, которое справедливо не для всех условий резания.

Применение различных вариантов аналитических теорий пластичности (например, теории линий скольжения) позволяет учитывать объемный характер зоны первичных деформаций, но исключают возможность учета деформационного упрочнения или температурного разупрочнения материала, т.е. учета влияния на него температурно-скоростного фактора [68, 89].

Практически все теоретические исследования процесса резания основаны на экспериментальных данных о механических свойствах обрабатываемого материала, которые получены из стандартных испытаний образцов (пределы прочности и текучести, относительное удлинение и сужение и др.). Часть свойств, например, усадка стружки определяются непосредственно при резании для заданных условий [100]. Такой подход обусловлен неопределенностью при сопоставлении закономерностей упрочнения-разупрочнения в стандартных испытаниях и при резании, а также при расчетах силы трения на контактных площадках резца.

В исследованиях А.М. Розенберга, А.Н. Еремина и др. показано, что величина сопротивления сдвигу в зоне стружкообразования существенно не зависит от температуры и скорости деформаций [96]. Дальнейшие более поздние исследования М.А. Зайкова, Н.Н. Зорева [38], А.С. Верещаки и В.С. Кушнера [23], Г.Л. Куфарева [44] и многих других российских и зарубежных исследователей установили, что показатели прочности материала при резании в условиях температурно-скоростного режима деформирования не соответствуют показателям прочности в стандартных испытаниях. Наличие расхождений между данными, полученными при резании и в условиях стандартных испытаний, вероятно обусловлены сложным неоднородным напряженно-деформированным состоянием в зоне стружкообразования [68, 74].

В дальнейших исследованиях получила развитие тенденция учета в аналитических моделях механических свойств материалов путем применения обобщенного определяющего уравнения с параметрами, определенными при стандартных испытаниях. Впервые этот подход был использован В. С. Скорняком и Н. П. Мазуром. Однако развитие этого подхода сдерживает отсутствие комплексной методики для определения параметров определяющего уравнения в условиях больших пластических деформаций, температуры и скорости деформаций при резании.

Относительно немного исследований, посвященных прогнозированию (моделированию) показателей качества обработки в условиях образования сегментных (суставчатых) стружек [25, 44, 46, 54, 108]. Это связано со сложностью формулировки критериев разрушения материала в зоне стружкообразования, случайного характера образования и развития трещин при образовании сегментных стружек, возможным изменением характера разрушения при изменении параметров процесса резания. Поэтому нуждается в дальнейшем развитии вопрос о разработке критериев образования различных типов стружек, которые основаны на свойствах обрабатываемого материала в различных условиях его деформирования.

В исследованиях [38, 25, 46] описаны механизмы образования различных типов стружек в зависимости от свойств обрабатываемого материала и условий обработки. Однако, остается открытым вопрос о расчетном прогнозировании типа стружки исходя из свойств обрабатываемого материала и условий обработки (геометрия и материал инструмента, режимы резания).

При скоростном резании при анализе механизмов образования стружек считается основным положение об отсутствии предельного упрочнения и разупрочнения. Эти эффекты не обнаруживаются при образовании сливной стружки путем последовательных сдвигов тонких слоев металла. Однако, при резании некоторых сталей и сплавов с малой теплопроводностью или с высокими скоростями резания образуется сегментная стружка (стружка локального сдвига), что обусловлено потерей устойчивости процесса упругопластического деформирования в областях локального сдвига из-за адиабатических условий деформирования [46, 48, 108]. У этой теории есть сторонники и противники, поэтому для моделирования сегментных стружек необходимо дальнейшее исследование эффекта деформационного разупрочнения обрабатываемого материала.

Процессы контактного взаимодействия режущего лезвия со стружкой и заготовкой характеризуются наибольшей степенью неопределенности, несмотря

на значительные успехи в развитии молекулярно-механической теории трения [31, 47]. До сих пор не определены роли деформационной (внутренней) и адгезионной (внешней) составляющих общей силы сопротивления скольжению на передней поверхности режущего лезвия [63]. В настоящее время в большинстве исследований для прогнозирования сил сопротивления скольжению на контактных поверхностях используют форму распределения контактных напряжений и параметров трения, полученных непосредственно при резании.

Применение новых покрытий и инструментальных материалов значительно снижает коэффициент адгезионного трения и увеличивает роль внешнего трения на контактной поверхности [20, 83, 106, 109].

1.3 Особенности процесса деформирования обрабатываемого материала

В настоящем параграфе отмечены общие закономерности процесса упругопластического деформирования обрабатываемого материала при стружкообразовании, а также связь этого процесса с собственной неустойчивостью процесса резания.

Значительное число научных публикаций посвящено изучению процесса упругопластического деформирования обрабатываемого материала, где исследовались следующие основные показатели [58, 62, 79, 80, 83, 94]:

- ✓ размеры контактных площадок, усадка стружки и другие параметры процесса резания;
- ✓ законы распределения нормальных и касательных напряжений на контактных площадках режущей части инструмента;
- ✓ температура нагрева инструмента;
- ✓ износ и критерии разрушения инструмента;
- ✓ собственная устойчивость процесса резания (устойчивость стружкообразования).

Для исследования напряженно-деформированного состояния в зоне стружкообразования и на контактных площадках необходимо решать уравнения, описывающие большие пластические деформации обрабатываемого материала в условиях высоких температур и скоростей деформирования. Однако, до сих пор в механике пластически деформируемого твердого тела нет полных реологических соотношений и уравнений состояния для различных материалов, которые позволяли бы получать точные математические решения задач, как, например, в теории упругости.

В подавляющем большинстве моделей пластических деформируемых твердых тел получены достаточно точные решения для условий малых деформаций и скоростей деформаций. Процессы стружкообразования при резании характеризуются значительными величинами деформаций ($\varepsilon \sim 1 \dots 5$ и более) и скоростей деформаций ($\dot{\varepsilon} \sim 10^4 \dots 10^6 \text{ c}^{-1}$).

Пластические деформации сопровождаются различными дефектами, в основном, в виде зарождающихся и взаимодействующих между собой дислокаций. В настоящее время развитие физики и теории пластических деформаций значительно определяется уровнем развития теории дислокаций. В частности по этой причине пластические деформации с высокой скоростью недостаточно изучены экспериментально и теоретически, что необходимо для высокоскоростного резания металлов. По этой причине у многих исследователей сформировались собственные, иногда противоположные взгляды, на проблемы стружкообразования в зоне резания.

В процессе пластической деформации выделяется тепло и повышается температура, что, в свою очередь, увеличивает диффузионную подвижность атомов и приводит к реализации вязкого механизма деформации. В результате облегчается процесс движения и уничтожения (аннигиляции) дислокаций, снижения внутренних напряжений и разупрочнения материала. При высоких температурах и скоростях деформаций также возможна потеря устойчивости кристаллической решетки [109].

В работе [109] отмечено, что дислокационные процессы разупрочнения начинают опережать во времени процессы упрочнения только выше некоторой критической температуры $T_{кр}$, которая определяется энергией связи атомов в кристаллической решетке.

В процессе пластической деформации выделяется тепло, которое нагревает материал. С повышением скорости деформации материал нагревается интенсивней и, при достижении критической температуры $T_{кр}$, разупрочнение будет опережать упрочнение.

Отмеченная фундаментальная роль тепловых эффектов в процессе пластической деформации является общепринятой в физической теории пластичности твердых тел [50, 86]. Исходя из этого, при анализе упругопластических деформаций в зоне стружкообразования необходимо также учитывать влияние температуры. Например, Т.Н. Лоладзе установил, что с увеличением температуры предварительного нагрева сталей и сплавов касательные напряжения в условной плоскости сдвига значительно снижаются [62].

В главе 4 показано, что упругопластические деформации при резании металлов характеризуются большими значениями деформаций ε и скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}$. При скоростном резании деформации могут достигать значений в несколько единиц $\varepsilon \sim 1 \dots 6$, а скорости деформаций значений порядка $\dot{\varepsilon} \sim 10^4 \dots 10^6 \text{ с}^{-1}$. В результате пластического деформирования металла, происходит повышение его температуры и, как следствие, возникает его деформационная неустойчивость. При этом, в локальной зоне сдвига деформационно-скоростное упрочнение металла аннулируется его температурным разупрочнением. Если интенсивность теплового разупрочнения металла выше интенсивности его деформационно-скоростного упрочнения, то деформации локализуются в области, где снижается сопротивление пластическому течению. Такой механизм неустойчивости пластических деформаций при достаточно высоких скоростях резания автором работы [46]

назван неизотермическим. Он реализуется, когда при рассеивании механической энергии пластической деформации происходит концентрация тепловой энергии в ограниченном объеме материала, которая не успевает отводиться за счет теплопроводности обрабатываемого материала.

В зарубежных публикациях этот механизм деформационной неустойчивости в локальной зоне сдвига называют адиабатическим. При этом, принято допущение, что в случае высокоскоростного резания, процесс деформирования имеет адиабатический характер, в отличие от процесса деформирования с низкой скоростью, когда интенсивность деформационного упрочнения выше интенсивности температурного разупрочнения материала и процесс протекает в изотермических условиях [133, 153, 192 и др.].

В некоторых исследованиях модель деформационно-упрочняемого материала определяется с помощью достаточно простого реологического соотношения [54]:

$$\tau = A\varepsilon^m, \quad (1.1)$$

где τ - касательные напряжения в первичной зоне стружкообразования, A , m - реологические эмпирические константы.

Выражение (1.1) применимо лишь в случае статических деформаций и температур и подходит для моделирования процесса образования стружек скалывания, когда в условиях малых скоростей резания можно пренебречь влиянием температурно-скоростных факторов.

В научно-технических публикациях приводится множество различных определяющих уравнений для описания поведения деформируемого материала в различных условиях деформирования. В Главе 2 приведены некоторые формы реологических определяющих уравнений упругопластических деформаций металлов, используемых при моделировании процесса резания. В зарубежных исследованиях наиболее широкое применение получило уравнение Джонсона – Кука.

Из российских ученых необходимо отметить В.С. Кушнера [23], который первым применил для моделирования упругопластических деформаций в зоне стружкообразования соотношение М.А. Зайкова в виде зависимости сопротивления пластической деформации σ_s от величины накопленной деформации ε , скорости деформации $\dot{\varepsilon}$ и температуры T :

$$\sigma_s = C\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \exp(-aT), \quad (1.2)$$

где C , n , m , a – эмпирические реологические константы материала.

В настоящей работе для численного моделирования процесса пластического деформирования металла при резании использована реологическая модель Джонсона-Кука, которая адекватно учитывает влияние температуры, степени и скорости деформации на напряжения текучести в металле, возникающие в зоне стружкообразования [168].

1.4 Устойчивость процесса стружкообразования

В общем виде реологическое определяющее уравнение для сопротивления пластической деформации σ при резании металла зависит от степени деформации ε , скорости деформации $\dot{\varepsilon}$ и температуры T :

$$\sigma = \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) \quad (1.3)$$

Дифференцирование выражения (1.3) дает известное соотношение А. Надаи [75]:

$$d\sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} d\varepsilon + \frac{\partial \sigma}{\partial \dot{\varepsilon}} d\dot{\varepsilon} + \frac{\partial \sigma}{\partial T} dT \quad (1.4)$$

Значение производных $\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon}$, $\frac{\partial \sigma}{\partial \dot{\varepsilon}}$ на диаграммах деформирования конструкционных сталей и сплавов, как правило, положительны, а величина производной $\frac{\partial \sigma}{\partial T}$ отрицательна. Это означает, что с ростом деформации и скорости деформации напряжение σ возрастает, т.е. проявляется эффект деформационно-скоростного упрочнения, а с ростом температуры величина сопротивления

пластическому деформированию σ снижается, т.е. проявляется эффект температурного разупрочнения материала. Доминирование одного процесса над другим зависит от условий и размеров области деформирования.

Выражение (1.4) можно рассматривать как критерий устойчивости деформирования материала (стружкообразования при резании), который определяет границы области устойчивости процесса пластической деформации, поскольку процесс пластического деформирования устойчив, если выполняется условие $d\sigma/d\varepsilon > 0$, и неустойчив, если $d\sigma/d\varepsilon < 0$ [75].

Процесс пластического деформирования в благоприятных плоскостях скольжения характеризуется некоторой мощностью тепловыделения $dq^{(1)}/dt$, но одновременно отводится некоторая часть образующегося тепла $dq^{(2)}/dt$ за счет теплопроводности материала. Согласно законам теплопроводности справедливы уравнения [95]:

$$\frac{dq^{(2)}}{dt} = \frac{k}{\rho} \Delta T; \quad \frac{dq^{(1)}}{dt} = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}, \quad (1.5)$$

где k - коэффициент теплопроводности материала, ρ - плотность материала, σ_{ij} - компоненты тензора напряжений, $\dot{\varepsilon}_{ij}$ - компоненты тензора скоростей пластической деформации, Δ - оператор Лапласа, T - температура.

Возможны два числовых соотношения между величинами $dq^{(1)}/dt$ и $dq^{(2)}/dt$:

$$\frac{dq^{(1)}}{dt} \gg \frac{dq^{(2)}}{dt}; \quad \frac{dq^{(2)}}{dt} \gg \frac{dq^{(1)}}{dt}. \quad (1.6)$$

С учетом (1.5) соотношения (1.6) примут следующий вид:

$$\frac{k}{\rho} \Delta T \gg \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}; \quad \frac{k}{\rho} \Delta T \ll \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (1.7)$$

Неравенство $\frac{dq^{(2)}}{dt} \gg \frac{dq^{(1)}}{dt}$ будет выполняться в области достаточно низких скоростей резания (скоростей деформаций), а неравенство $\frac{dq^{(2)}}{dt} \ll \frac{dq^{(1)}}{dt}$ при высокоскоростном резании (скоростей деформаций). Поэтому, при низких скоростях резания, когда преобладает теплоотвод и соблюдается условие $\frac{dq^{(2)}}{dt} \gg$

$\frac{dq^{(1)}}{dt}$ температура в плоскостях скольжения повышается незначительно и не достигнет критической величины $T_{кр}$, когда начинается интенсивное разупрочнение. В этом случае в первичных плоскостях скольжения преобладает эффект упрочнения и пластическая деформация начнет распространяться в соседние области материала. В этом случае можно считать процесс пластической деформации «изотермическим», однородным и устойчивым, поскольку интенсивность деформационного упрочнения выше интенсивности температурно-деформационного разупрочнения, что соответствует соблюдению условия $d\sigma/d\varepsilon > 0$ в соотношении А.Надаи (1.4).

В случае высокоскоростного пластического деформирования, когда интенсивность тепловыделения выше интенсивности теплоотвода $\frac{dq^{(2)}}{dt} \ll \frac{dq^{(1)}}{dt}$, температура быстро повышается и создаются условия для интенсивного разупрочнения материала в локальных областях материала, что, в свою очередь, ведет к резкому росту скорости деформации и к дальнейшему повышению температуры. Повышение температуры вызывает еще большее увеличение скорости деформации и неустойчивость процесса пластического деформирования, поскольку в этом случае интенсивность температурного разупрочнения выше интенсивности деформационно-скоростного упрочнения, а в соотношении А. Надаи выполняется условие $d\sigma/d\varepsilon < 0$.

Такой механизм неустойчивости процесса пластического деформирования можно назвать «неизотермическим», а сам процесс деформации, происходящим в локальных объемах, нестационарным и неоднородным [46].

В зарубежных публикациях описанный процесс высокоскоростной деформации, с точки зрения 2-го закона термодинамики для необратимых процессов, определяется как адиабатический [133].

Р.Ф. Рехт использовал явление неизотермической неустойчивости для объяснения образования различных видов стружек. На основе соотношения А. Надаи им была предложена формула для определения критической скорости

деформаций $\dot{\varepsilon}_{кр}$ выше которой эффект неизотермической неустойчивости имеет существенное влияние [99]:

$$\dot{\varepsilon}_{кр} = 4\pi\lambda\rho C_v(\varepsilon - \varepsilon_T) \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\varepsilon} / \frac{\partial\sigma}{\partial T} \right)^2 \frac{J^2}{\tau_T^2 L^2}, \quad (1.8)$$

где λ – коэффициент теплопроводности; ρ – плотность материала; C_v – объемная теплоемкость; ε_T – деформация сдвига, соответствующая пределу текучести; J – механический эквивалент теплоты; L – характерный размер области; τ_T – предел текучести материала на сдвиг.

Из формулы (1.8) следует, что неустойчивость в зоне стружкообразования должна проявляться в форме стружек сегментного типа при резании металлов с малым значением произведения теплофизических характеристик $\lambda\rho C_v$. Это, в первую очередь, легированные и закаленные высокопрочные стали, титановые и специальные никелевые сплавы. При обработке мягких низкоуглеродистых сталей и алюминиевых сплавов с большими значениями произведения $\lambda\rho C_v$ деформация однородна, а процесс резания происходит устойчиво с образованием сливной стружки.

Также из формулы (1.8) следует, что с повышением прочности обрабатываемого материала, уменьшением переднего угла резца и увеличением толщины срезаемого слоя снижается скорость резания, при которой возникает адиабатическая (неизотермическая) неустойчивость, которая проявляется в форме стружки сегментного типа.

Формула (1.8) является приближенной, поскольку получена на основе существенных упрощающих допущений и ее практическое использование в инженерных приложениях сопряжено с определенными трудностями. Тем не менее, она может быть использована в качестве первого приближения для оценки критической скорости резания $V_{кр}$ при которой возникает эффект неизотермической неустойчивости, т.е. осуществляется переход от сливного к сегментному стружкообразованию.

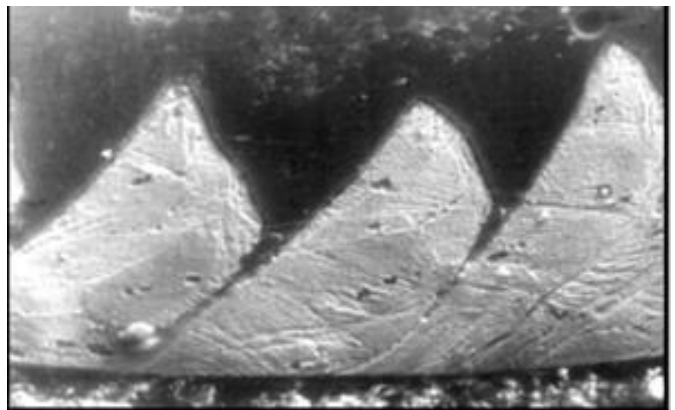
В некоторых исследованиях при обработке резанием различных материалов экспериментально определена такая критическая скорость резания $V_{кр}$ (скорость

деформации в зоне стружкообразования) выше которой сливная стружка превращается в сегментную [44, 121, 124, 131].

В качестве практического примера на рисунке 1.5,а представлена фотография сливной стружки, полученная при сравнительно невысокой скорости резания, когда процесс стружкообразования устойчив. Напротив, на рисунке 1.5,б показан пример неустойчивого сегментного стружкообразования, когда процесс пластической деформации локализован и неоднороден, что, при дальнейшем повышении скорости резания, приводит к образованию элементной стружки.



а) $V = 60$ м/мин



б) $V = 300$ м/мин

Рис. 1.5 Виды стружек при токарной обработке (Сталь 45 - ВК8) с разной скоростью резания: а) сливная стружка; б) сегментная стружка

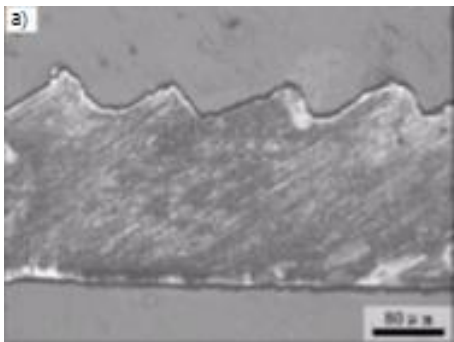
Процесс формирования сегментных стружек исследован в работе [46], где предложена гипотеза о кинематике деформирования сегментной стружки. В соответствии с этим предположением процесс начала развития неустойчивости занимает некоторое короткое время индукции процесса $t_{инд}$. Именно за время $0 < t < t_{инд}$ создаются условия для выполнения критерия неустойчивости $d\sigma \leq 0$ в соотношении А. Надаи (1.4) и процесс деформации в течение этого времени будет квазистационарным, который реализуется при сливном стружкообразовании. Таким образом, начало формирования сегментной стружки в тонком слое толщиной h практически ничем не отличается от сливного стружкообразования.

Однако, при дальнейшем развитии процесс формирования сегментной стружки отличается от сливного. В интервале времени $t_{инд} < t < t_{\partial}$ ($t_{\partial} \sim h/V$ - общее время деформации) создаются условия для развития неизотермической

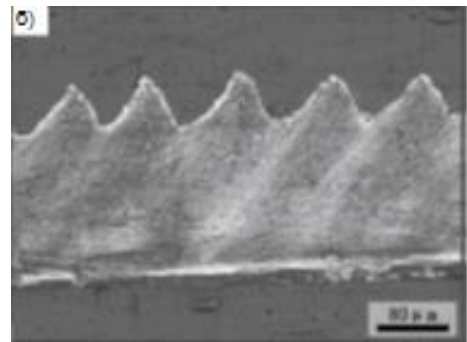
неустойчивости, когда в соотношении А. Надаи $d\sigma < 0$, что делает невозможным наличие стационарного процесса деформирования в отличие от процесса сливного стружкообразования. Очевидно, что частота сегментного стружкообразования соответствует $f_c \sim 1/t$. При соблюдении условия $t_{инд} > t_\partial$ неизотермическая неустойчивость пластической деформации не возникнет и стружкообразование будет сливным.

Оценка Р.Ф. Рехта (1.8) позволяет определить критические скорости резания $V_{кр}$ для возникновения неизотермической неустойчивости, которые во многих экспериментальных исследованиях показали удовлетворительное совпадение со скоростями сегментного стружкообразования.

Например, при обработке стали ЭИ481 ($S = 0,4$ мм/об; $t = 2$ мм) образование сегментной стружки начинается при скорости резания $V = 20$ м/мин (рисунок 1.6,а), а для стали 45 при скорости резания $V = 120$ м/мин (рисунок 1.6,б), что совпадает с оценкой по формуле (1.8).



а) $V = 20$ м/мин



б) $V = 120$ м/мин

Рис. 1.6 Виды стружки при точении: а) сталь ЭИ481 - ВК8; б) сталь 45 – ВК8

Заметим, что при скорости резания ниже $V_{кр}$, помимо сливной стружки может происходить образование элементной стружки и стружки надлома, появление которых обусловлено циклическими напряжениями сдвига τ , превышающими предел прочности обрабатываемого материала с разрушением по опережающей трещине, как получено Г.Л. Куфаревым [44]. Однако, этот процесс принципиально отличается от адиабатического процесса образования элементных и сегментных стружек при высокоскоростном резании с высокой температурой.

Процесс стружкообразования на низких скоростях резания происходит практически в изотермических и статических условиях деформирования. Из уравнения А. Надаи (1.4) следует, что при этом соблюдаются соотношения $\frac{\partial \sigma}{\partial T} \approx 0$, $\frac{\partial \sigma}{\partial \dot{\epsilon}} \approx 0$, а это принципиально отличает этот процесс от процесса неизотермической (адиабатической) неустойчивости на высоких скоростях резания с образованием сегментных и элементных стружек.

В настоящее время имеет большое теоретическое и практическое значение задача получения численных оценок критических режимов резания, на которых возникает сегментное стружкообразование, поскольку установлено, что это приводит к снижению точности и качества обработанной поверхности, а также стойкости инструмента. При этом, если частота неустойчивости стружкообразования совпадает с одной из собственных частот динамической системы станка, то это может привести к развитию автоколебаний при резании в технологической системе [59].

Для определения условий образования сегментных стружек, когда в плоскостях скольжения происходит локализация деформации, резкое изменение напряжения, температуры и увеличение скорости деформации в результате неизотермической неустойчивости необходимо получать решения уравнений динамики упругопластических деформаций в зоне стружкообразования. Поскольку получить аналитически такие решения не представляется возможным, то в настоящей работе с этой целью использовался МКЭ.

При этом надо иметь в виду одно принципиально важное обстоятельство. Если классические уравнения теории упругопластических деформаций, уравнения движения, определяющие (реологические) уравнения и уравнение теплопроводности решаются раздельно, то в этом случае невозможно объяснить появление неустойчивых режимов пластических деформаций, связанных с образованием сегментных и элементных стружек.

1.5 Модели обрабатываемого материала, разрушения и трения

В настоящее время метод конечных элементов (МКЭ) получил широкое применение для моделирования процесса резания, обеспечивая возможность прогнозирования напряженно-деформированного состояния, силы резания, температурного поля и других параметров в зоне стружкообразования. Однако, для количественного совпадения результатов экспериментов и моделирования необходимо иметь адекватные модели трения и разрушения материалов, а также модели, описывающие физико-механические свойства обрабатываемых материалов.

1.5.1 Определяющее уравнение для обрабатываемых материалов

Для моделирования процесса резания обрабатываемого материала применяется теория пластичности [2, 112]. Поведение деформируемого изотропного несжимаемого материала описывается гиперповерхностью текучести в пространстве напряжений, которая служит границей между упругой и пластической областями и задается уравнением общего вида:

$$f_T(\sigma_{ij}) = 0 \quad (1.9)$$

Во многих исследованиях эта зависимость определена из опытов по деформированию образцов в условиях однородного НДС и называется кривой течения. С учетом условия пластичности Мизеса некоторые авторы кривую течения называют «определяющим уравнением» [33]:

$$\sigma_i = \sigma_T = \sigma_T(\varepsilon_i, q, \dot{\varepsilon}_i, T), \quad (1.10)$$

где σ_i – интенсивность напряжений; σ_T – предел текучести материала; ε_i – интенсивность деформаций; q – параметр упрочнения, $\dot{\varepsilon}_i$ – интенсивность скоростей деформаций; T – температура.

Для количественного моделирования процесса стружкообразования в достаточно широком диапазоне практически используемых режимов резания, определяющее (реологическое) уравнение (1.10) для обрабатываемого материала должно адекватно отражать взаимосвязь следующих основных параметров процесса деформирования материала: σ_i ; ε_i ; $\dot{\varepsilon}_i$; T .

В настоящей работе установлено, что в зоне стружкообразования при значительной температуре T пластические деформации ε могут достигать нескольких единиц, а скорости деформации достигают значений $\dot{\varepsilon} \sim 10^3 \dots 10^6 \text{ с}^{-1}$. В качестве примера на рисунке 1.7 показано распределение температуры и интенсивности скоростей пластической деформации при точении стали 45.

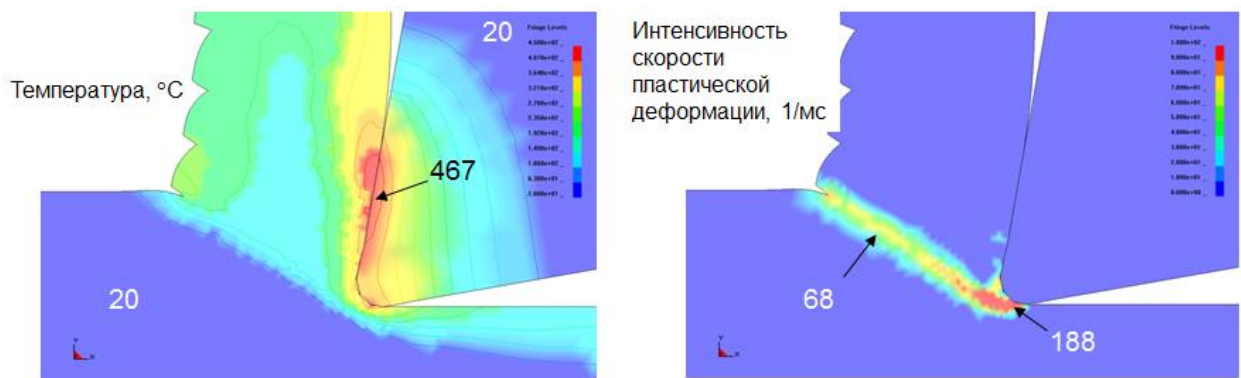


Рис. 1.7 Расчетные температуры и интенсивности скоростей пластической деформации (сталь 45 – Т15К6, $V = 60 \text{ м/мин}$, $S = 0,1 \text{ мм}$)

Как уже было отмечено выше, процесс сегментации стружки имеет адиабатический (неизотермический) характер из-за больших значений скоростей пластических деформаций $\dot{\varepsilon}_i$, а также их неоднородного распределения в локальной зоне первичных пластических деформаций (рисунок 1.7).

Пластически деформированная стружка сходит по передней поверхности лезвия, где под действием сил трения формируется зона вторичных пластических деформаций, где скорость деформации снижается на порядок (рисунок 1.7), а температура внутренних прирезцовых слоев стружки может повыситься до температуры плавления материала T_n [57, 58].

Большинство исследователей придерживаются гипотезы, что макропластическая деформация – это результат необратимых сдвигов в

материале, которые происходят по границам зерен путем движения дислокаций. При этом существенную роль играют температура, скорость деформации и тип кристаллической решетки металла [67, 71, 86, 104, 113]. Так, повышение температуры, для подавляющего большинства конструкционных материалов вызывает температурное разупрочнение. И только некоторые материалы имеют температурные интервалы с небольшим упрочнением [93].

Скорость деформации также оказывает существенное влияние на прочность материала. Например, увеличение скорости деформации $\dot{\epsilon}_i$ до $10^4 - 10^5 \text{ c}^{-1}$ может увеличить предел текучести стали 45 σ_T на 40% [93]. На основе анализа диаграмм текучести конструкционных сталей T.D. Marusich установил повышение предела текучести стали 45 со скоростью деформации при $\dot{\epsilon} > 10^3 \text{ c}^{-1}$ (рисунок 1.8) [186].

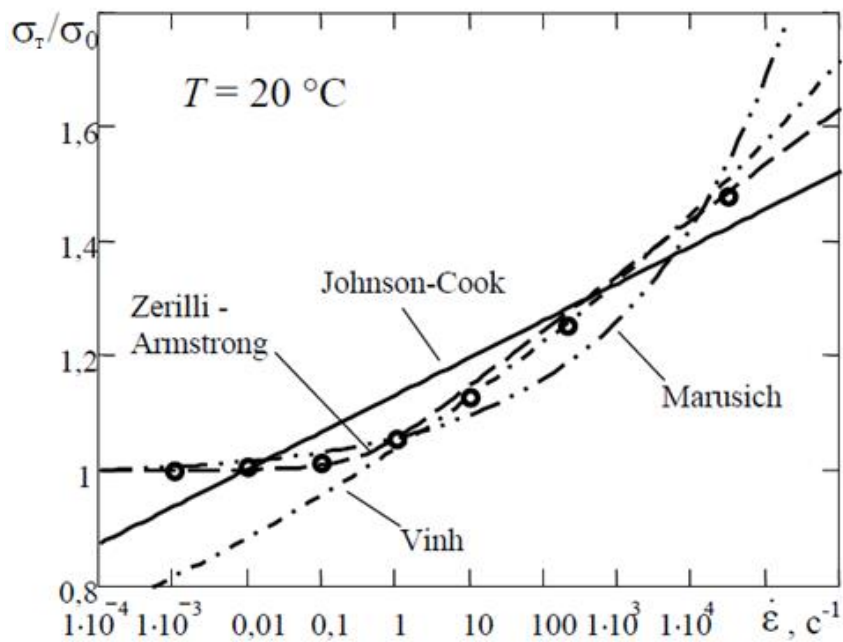


Рис. 1.8 Зависимости предела текучести σ_T стали 45 от скорости деформации $\dot{\epsilon}$ («о» - экспериментальные данные [186])

В своих ранних исследованиях А.М. Розенберг и А.Н. Еремин предполагали, что скоростное упрочнение и температурное разупрочнение материала могут компенсировать друг друга [96]. В настоящее время это предположение нельзя считать доказанным, на что указывает В.С. Кушнер [20].

Из-за сложности физических процессов, сопровождающих деформирование материала при стружкообразовании, его математическое описание не имеет

простого решения. Предлагаются различные подходы к описанию кривых текучести, но наибольшее применение получили эмпирические регрессионные зависимости для определяющего уравнения в следующем общем виде:

$$\sigma_s = [\sigma_T(\varepsilon_i) \cdot U(\dot{\varepsilon}_i) + \sigma(T, \dot{\varepsilon}_i)] \cdot \varphi(T), \quad (1.11)$$

где σ_s – сопротивление пластической деформации, слагаемое $\sigma_T(\varepsilon_i) \cdot U(\dot{\varepsilon}_i)$ представляет жесткопластическую модель деформаций со скоростным эффектом, слагаемое $\sigma(T, \dot{\varepsilon}_i)$ учитывает вязкое сопротивление материала, множитель $\varphi(T)$ учитывает влияние температуры.

В зарубежной литературе имеется множество источников по нескольким десяткам различных вариантов формы определяющего уравнения (1.11), составленного для различных материалов и условий. Подробный обзор существующих вариантов приведен в монографии Д.В. Криворучко и В.А. Залого [48]. Наибольшее распространение в прогнозировании процессов резания среди зарубежных авторов получила модель материала J.R. Johnson - W.H. Cook (Джонсона-Кука), которая содержит 5 эмпирических констант и имеет следующую исходную форму [168]:

$$\sigma_s = [A + B \cdot (\varepsilon_i)^n] \cdot [1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon}_i)] \cdot [1 - (T/T_*^m)], \quad (1.12)$$

где константы A , B , n характеризуют деформационное упрочнение материала, а C и m - соответственно скоростное упрочнение и температурное разупрочнение, T_* - гомологическая температура.

В российских научных публикациях наиболее известна реологическая модель материала в виде уравнения М.А. Зайкова [39].

$$\sigma_s = C \varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \exp(-\alpha T), \quad (1.13)$$

где n , m , α - эмпирические константы, характеризующие степень деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения материала.

В определяющее уравнение и уравнение пластических деформаций входят данные о механических и теплофизических свойствах обрабатываемого материала, а также зависимости плотности, теплопроводности и теплоемкости материала от температуры.

1.5.2 Модели разрушения материала

При постоянной температуре процесса, разрушение материалов можно условно классифицировать как хрупкое и вязкое [89]. При этом надо иметь в виду, что хрупкость и вязкость – это только разновидности состояния материала, а не его свойства [50, 51].

Вязкое разрушение обусловлено большими деформациями с низкими скоростями разрушения внутри кристаллов. Относительно небольшая пластическая деформация порядка 10-20% обычно предшествует хрупкому разрушению, которое проявляется как разрушение между кристаллами с высокой скоростью [53].

При изотермических условиях деформации разрушение происходит с высокой скоростью из-за локального сдвига материала в условной плоскости сдвига, где от высокой температуры процесс деформирования теряет устойчивость. На условия возникновения локального сдвига (сегментного стружкообразования) большое влияние оказывают механические и теплофизические характеристики обрабатываемого материала [63, 93].

Таким образом, при резании материалы разрушаются по-разному в зависимости от напряжений, деформаций, скорости деформаций и температуры [53]. Поэтому различны и механизмы разрушения и отделения материала стружки, что необходимо учитывать при моделировании процесса резания обрабатываемого материала.

Экспериментальные исследования показывают, что, с точки зрения формирования элементов стружки, процесс разрушения материала имеет циклический характер, поскольку стадии зарождения и развития трещин повторяются [24, 84]. В общем случае модель разрушения должна прогнозировать следующие эффекты:

1. начальный момент разрушения;
2. направление распространения трещины.

В некоторых исследованиях критерий разрушения сформулирован в терминах пластической деформации, в других - в терминах напряжений [18]. При моделировании резания, в общем случае, в качестве комплексного критерия разрушения лучше всего использовать комбинацию величины пластической деформации с нормальными и касательными напряжениями с учетом предыдущей истории деформирования и температуры.

В соответствии с физическим критерием разрушения начальный момент разрушения прогнозируется путем сравнения текущего показателя напряженно-деформированного состояния с его предельным значением, например, критерий Хубера - Мизеса. Гораздо реже используются так называемые геометрические критерии, которые не имеют физического содержания, но применяются для повышения устойчивости численного решения, например, предельное расстояние от узла сетки до режущей кромки инструмента.

Математическое описание основных применяемых физических критериев разрушения дано в монографиях [26, 45]:

- интенсивность пластических деформаций;
- плотность энергии деформации;
- накопленная работа разрушения;
- максимальные главные напряжения;
- сопротивление развитию трещины;
- накопленных повреждений.

Наиболее часто используемым при моделировании пластических материалов является критерий накопленных повреждений В.Л. Колмогорова [45], в зарубежной литературе более известный как критерий разрушения Джонсона - Кука [168]. В этой полуэмпирической модели процесс накопленной деформации разрушения определяется соотношением [45]:

$$\varepsilon^f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \cdot (1 + D_4 \ln(\dot{\varepsilon})) \cdot (1 + D_5 T^*), \quad (1.14)$$

где экспериментальные параметры D_1 , D_2 , D_3 характеризуют влияние напряженного состояния на предельные пластические деформации до момента

разрушения; D_4 отражает влияние скорости деформаций; D_5 – температуры деформаций; параметр жесткости нагружения $\sigma^* = \sigma_o/\sigma_3$; σ_o – гидростатическое (среднее) давление; σ_3 – эквивалентное напряжение по теории Мизеса; так называемая гомологическая температура $T^* = \frac{T-T_0}{T_{пл}-T_0}$, T_0 – температура окружающей среды; $T_{пл}$ – температура плавления материала.

Модель разрушения описывает историю повреждения каждого отдельного элемента с помощью так называемого параметра повреждаемости $D = \sum \frac{\varepsilon_i^p}{\varepsilon_f}$, где ε_i^p – эффективная пластическая деформация. Принято, что элемент разрушается при $D > 1$.

При КЭ-моделировании процесса резания в общем случае различают четыре разных способа реализации процедуры разрушения [69]:

1. разделением узлов на предварительно заданной границе;
2. разделением узлов вдоль произвольной границы (для моделирования трещины);
3. удалением элементов;
4. перестроение КЭ-сетки, что исключает необходимость задавать границы разрушения между срезаемым слоем и заготовкой и сохранять незначительные искажения сетки.

Для первых трех способов реализации процедуры разрушения необходимо разрабатывать специальные алгоритмы и программные модули, которые затем компилировать с используемой стандартной расчетной программой.

Последний 4-й способ, реализованный в DEFORM, обеспечивает получение более общего решения, в том числе для инструмента с округленной режущей кромкой.

В работах [48, 49, 74 и др.] установлено, что форма модели разрушения, в общем случае, влияет на форму стружки, силу резания, напряжения и температуру в зоне резания, а также на устойчивость численного решения.

обрабатываемого материала сдвигу τ_p в зоне первичных деформаций и от теплофизических свойств материала. Они изменяются от нуля в месте отрыва стружки от лезвия до значений $(2...3)\tau_p$ у вершины лезвия. Численное распределение контактных напряжений, полученное разными авторами экспериментальными способами для одинаковых материалов и условий обработки, может значительно различаться [79, 83, 182].

Таким образом, на контактных площадках инструмента с заготовкой нормальные и касательные напряжения, а также температура и скорость скольжения могут изменяться в широких пределах. В принципе, при таких разных условиях могут проявляться разные механизмы трения стружки и инструмента (рисунок 1.9): внутреннее в прирезцовых слоях материала стружки (зона III), внешнее сухое (полусухое) граничное (зона II); внешнее жидкостное (гидродинамическое) трение стружки с инструментом (зона I) в условиях высоких температур и скоростей резания или при подаче СОЖ.

В настоящее время общепризнана молекулярно-механическая (двойственная) природа процесса внешнего трения, предполагающая, что сила трения в контакте инструмента со стружкой и заготовкой состоит из молекулярной (адгезионной) и деформационной составляющих, величина и соотношение между которыми зависит от множества факторов: относительной скорости скольжения; контактного давления и температуры, механических свойств и микрогеометрии контактирующих тел и др. [47].

Для математического описания процесса трения в контакте стружки с инструментом применяют различные модели трения, как зависимости напряжения сдвига τ от различных факторов (таблица 1.1).

Для условий внешнего трения используется модель Амонтона - Кулона. Традиционно используемый средний коэффициент трения μ позволяет комплексно оценивать процессы на контактной площадке стружки с резцом [47, 48]. Простота математического выражения и наглядность этой модели, с учетом удовлетворительного совпадения с экспериментальными данными по силам

резания, обеспечили широкое применение этого закона в аналитических и в МКЭ-моделях процесса резания.

Таблица 1.1 Модели трения в контакте стружки с инструментом

Закон		Математическое выражение	Механизм трения
1	Амонтона - Кулона	$\tau = \mu \sigma_n$	внешнее трение
2	Зибеля	$\tau = m \cdot \tau_p$	внутреннее трение
3	Прандтля	$\tau = \tau_p$	внутреннее трение
4	М.С. Shaw	$\tau(\sigma_n) = \min[\mu(T, \sigma_n)\sigma_n; m\sigma_{\text{эКВ}}(\varepsilon^p, \dot{\varepsilon}^p, T)]$	внутреннее и внешнее
5	Т.Н. Childs	$\tau = m \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \left[1 - \exp\left(-\left(\mu \frac{\sigma_n \sqrt{3}}{m \sigma_T}\right)^n\right) \right]^{\frac{1}{n}}$	внутреннее и внешнее
6	Ньютона	$\tau = \frac{\eta \cdot \Delta V}{h}$	граничное трение
7	Штрибека	$\tau(V) = \tau_p + (\tau_s - \tau_p) e^{-\frac{ V }{ V_s } \delta_s} + \tau_s V$	трение покоя и скольжения

В последнее время некоторые авторы расширили границы применения закона Амонтона - Кулона для процесса резания. Так, Autenrieth и др. [129] предположили, что коэффициент трения μ связан с размером и давлением на контактных площадках торможения и скольжения. Ozel и Zeren [198], Зорев [38], Childs [146] и др. предположили, что коэффициент трения зависит от напряжения сдвига, скорости резания и температуры. Lim S.C. и др. [185] представили коэффициент трения μ как экспоненциальную функцию от скорости резания $\mu = \mu_0 \exp(-\eta V)$, где μ_0 и V - кулоновский коэффициент трения и скорость резания соответственно, η - малый параметр. Как указывают авторы, параметр η можно найти в условиях установившегося режима резания. При этом коэффициент трения μ описывает в среднем поведение скольжения и механизм пластического течения на режущей кромке лезвия инструмента. Поэтому η обозначает незначительную разницу между условиями статического сухого трения и динамическим контактом в процессе резания. На рисунке 1.10 приведены зависимости коэффициента трения μ от скорости резания при различных значениях η [185].

Применение зависимости коэффициента трения в функции от скорости резания (или через усадку стружки от скорости скольжения стружки по резцу) позволяет моделировать образование нароста у режущей кромки.

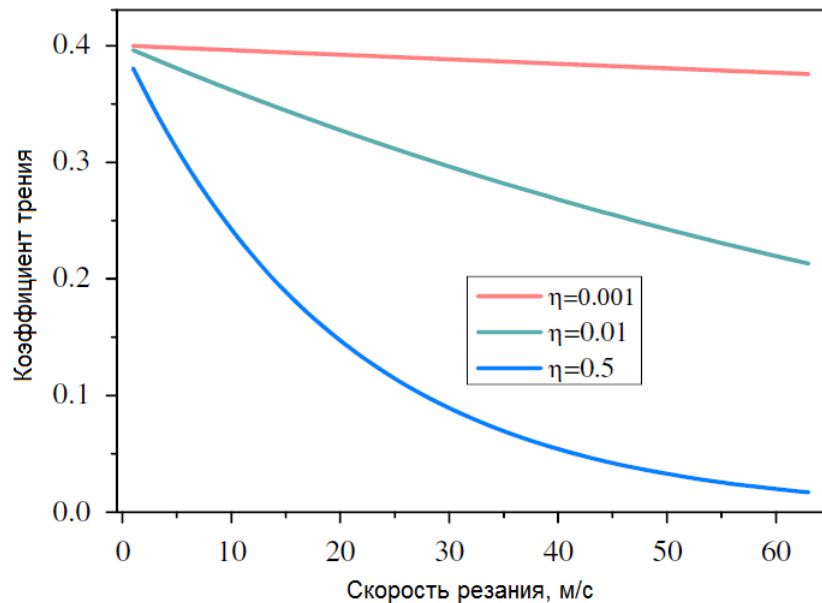


Рис. 1.10 Зависимости коэффициента трения от скорости резания [185]

Уравнение Зибеля и условие Прандтля используют для моделирования внутреннего (в прирезцовом слое) трения в контакте стружки с инструментом.

Комплексные законы для учета нормальных напряжений в режимах внутреннего и внешнего трения, а также механических свойств обрабатываемого материала и температуры предложили М.С. Shaw [213] и Т.Н. Childs [144].

Закон Ньютона применяется для моделирования условий граничного трения, когда используется скоростная обработка с использованием СОЖ [223].

Закон Штрибека крайне редко используется для моделирования процессов трения при резании [208].

1.6 Выводы по главе 1

На основе выполненного обзорного анализа существующих теоретических и экспериментальных исследований в области процесса стружкообразования при механической обработке резанием можно сделать следующие основные выводы.

1. Практика механической обработки резанием легированных, высокопрочных сталей и титановых сплавов показывает, что при возникновении неустойчивости процесса резания, связанного с явлением перехода от сливного стружкообразования к сегментному (или элементному), снижается точность и качество обработанной поверхности заготовки.

2. Специфика и закономерности упругопластических деформаций при резании металлов определяются тепловыми и скоростными процессами в зоне резания. Невозможно объяснить возникновение сегментной (суставчатой) и элементной стружки при скоростном резании металлов без учета тепловых эффектов. Имеются убедительные аргументы в пользу того, что переход от сливного к сегментному стружкообразованию обусловлен развитием неизотермической неустойчивости процесса упругопластического деформирования обрабатываемого материала в адиабатических условиях, характерных для высокоскоростного резания.

3. Теоретический анализ процесса стружкообразования при резании металлов необходимо проводить в рамках термомеханического подхода [20, 23] (связанной) постановке, т.е. с учетом эффектов деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения обрабатываемого материала. Это означает, что к уравнениям, описывающим движение вязкопластической деформируемой среды в зоне стружкообразования, необходимо добавить уравнение теплопроводности, описывающее термодинамику процесса.

4. Для определения условий образования сегментных стружек, когда в плоскостях скольжения происходит локализация пластической деформации, резкое изменение напряжения, температуры и увеличение скорости деформации в результате неизотермической неустойчивости необходимо иметь решения уравнений динамики упругопластических деформаций в зоне стружкообразования. Поскольку без существенных упрощений получить аналитически такие решения не представляется возможным, то в настоящей

работе используется МКЭ и его практическая реализация в стандартном программном комплексе DEFORM 2D.

Глава 2. МОДЕЛИРОВАНИЕ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ

С повышением производительности и точности обработки, а также появлением новых обрабатываемых и инструментальных материалов все более широкое применение в исследованиях технологических процессов получает математическое моделирование.

Среди всего многообразия методов моделирования важное место занимает метод конечных элементов (МКЭ) благодаря своей наглядности, универсальности, высокой информативности и широкой распространенности его программно-математического обеспечения практически во всех сферах научной деятельности исследователей во всем мире. В области исследований процесса резания с помощью МКЭ решается широкий круг задач по моделированию динамики процесса резания, оценке напряженно-деформированного состояния в зоне резания и режущем инструменте, прогнозированию износа инструмента и остаточных напряжений в обработанной заготовке и др. Моделированию с помощью МКЭ различных показателей процесса резания посвящено множество работ, особенно за рубежом [48, 118, 119, 122, 123, 130, 133, 135, 136, 142-149, 159, 161, 173, 176, 183-187, 196-198, 222-225 и др.].

Вместе с тем, моделирование с помощью МКЭ процесса резания является не простой задачей. Прежде всего, это обусловлено чрезвычайной сложностью и взаимосвязанностью физических процессов, сопровождающих процесс резания, включая трение и износ, пластические деформации и разрушение обрабатываемого материала в условиях значительных деформаций, скоростей деформаций и температур.

В настоящей главе предлагается методика КЭ-моделирования процесса стружкообразования при токарной обработке резанием конструкционных сталей и сплавов. Методика реализована в программе DEFORM 2D на примере свободного прямоугольного резания, когда срезаемый материал и стружка находятся

практически в условиях плоского напряженно-деформированного состояния. Полученные при этом основные зависимости и закономерности в целом остаются справедливыми и для случая несвободного резания в предположении малости глубины резания при высокоскоростной токарной обработке.

Физико-математическая модель, используемая в методике, описывает механизмы упругопластических деформаций в зоне резания с учетом параметров инструмента и режимов резания, а также физико-механических свойств обрабатываемого материала.

2.1 Математическая модель процесса стружкообразования

Для описания процесса деформирования (резания) материала в зоне стружкообразования необходимо использовать адекватную физико-математическую модель, которая предложена в данном параграфе.

2.1.1 Способы описания движения деформируемого материала

В механике используются три основных способа (подхода) для описания движения сплошного деформируемого материала [48, 203]:

- 1) Эйлера;
- 2) Лагранжа;
- 3) объединенный способ Лагранжа-Эйлера.

В подходе Эйлера точки пространства, в котором двигается сплошная среда, считаются неподвижными и его обычно используют для моделирования задач текучей среды (газ, жидкость) или задач сверхпластичности. При этом, материальные точки среды не связаны с узлами расчетной КЭ-сетки, что позволяет материалу “протекать” сквозь КЭ-сетку в условиях конвективного

массового обмена. Неизвестные напряжения, деформации и скорости точек среды “привязаны” к узлам КЭ-сетки. Это позволяет сократить время решения задачи за счет применения сетки с меньшим числом узлов.

К существенным недостаткам метода Эйлера можно отнести то, что при моделировании контактная площадка стружки с инструментом должна сохраняться постоянной, как толщина и форма стружки. При этом, нет необходимости применять какой-либо критерий стружкоотделения (разрушения). В целом, нестационарное напряженно-деформированное состояние обрабатываемого материала в зоне резания описывается не вполне корректно.

При использовании метода Лагранжа материальные частицы (точки) подвижной деформируемой среды жестко связаны с узлами КЭ-сетки в расчетной модели. Неизвестные перемещения, напряжения, деформации и скорости точек среды находят в процессе решения задачи.

Разница в методах Эйлера и Лагранжа проявляется в поведении узлов КЭ-сетки. В сетке Эйлера узлы совпадают с точками пространства и их координаты зафиксированы, а материальные частицы перемещаются сквозь границы элемента с обменом материалом между конечными элементами.

В сетке Лагранжа узлы перемещаются вместе с частицами деформированной среды. При этом, траектории узлов сетки совпадают с траекториями материальных частиц среды и обмен массой между элементами отсутствует.

Метод Лагранжа-Эйлера соединяет преимущества сеток Лагранжа и Эйлера. Перемещения узлов сетки Лагранжа-Эйлера могут быть заданы произвольно и не связаны с перемещениями деформируемого материала. В качестве примера на рисунке 2.1 показаны граничные условия при формировании КЭ-сетки Лагранжа-Эйлера. Перемещения узлов на свободной границе заготовки заданы так, чтобы узлы остались на этой границе (условия Лагранжа). Внутренние узлы интенсивно деформируемой стружки перемещаются так, чтобы уменьшить искажения КЭ-сетки в зоне стружкообразования (условия Эйлера).

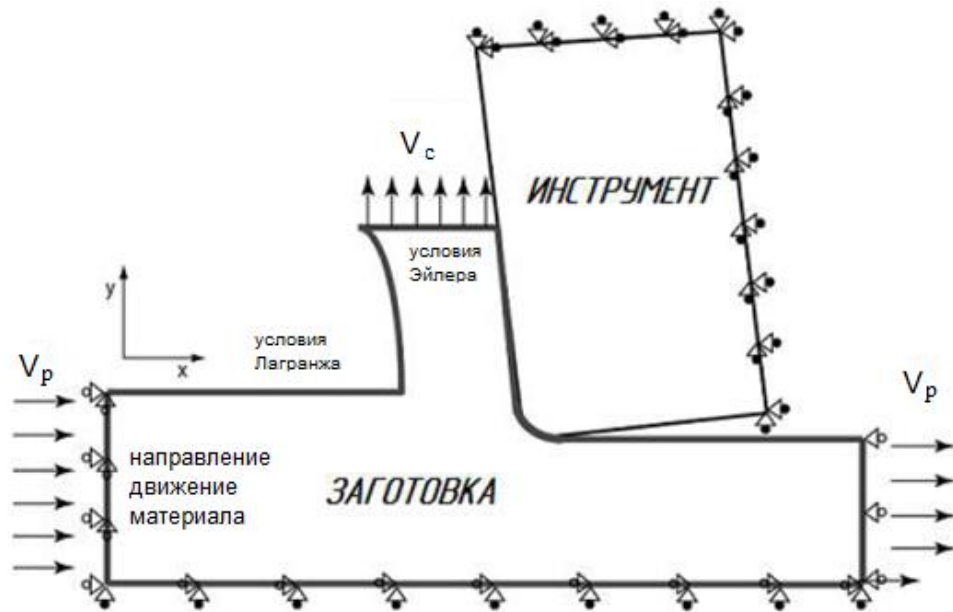


Рис. 2.1 Граничные условия Лагранжа-Эйлера для описания движения деформируемой среды в зоне резания

При обработке резанием с большими пластическими деформациями относительные перемещения материальных точек значительно превышают размеры КЭ-расчетной сетки. Для получения адекватного решения необходимо в процессе решения исключать (удалять) сильно деформированные конечные элементы из расчетной сетки. С этой целью при использовании подхода Лагранжа применяют так называемые алгоритмы адаптивных сеток, которые позволяют моделировать процесс стружкообразования от его начального момента до момента полного отделения стружки с применением одного из критериев стружкоотделения.

Все существующие алгоритмы стружкоотделения можно классифицировать по двум группам:

1. алгоритмы, основанные на геометрических предположениях о взаимном расположении плоскости резания и режущей кромки инструмента. Эти алгоритмы не имеют физического содержания и не получили широкого применения при моделировании нестационарных процессов резания;

2. алгоритмы, основанные на использовании физических критериев разрушения обрабатываемого материала, в качестве которых могут быть

использованы критические значения деформаций, энергии деформаций или напряжений, которые можно определить по результатам тестовых испытаний материалов.

Стружкоотделение срезаемого слоя выполняется путем разделения узлов Лагранжевой КЭ-сетки вдоль плоскости резания. Узел, лежащий на плоскости резания, разделяется на два. Один из них остается на обрабатываемой заготовке, а другой – на внутренней поверхности стружки, так, что перед режущим лезвием перемещается опережающая трещина со скоростью резания. Вершина образующейся трещины опережает режущую кромку на размер одного конечного элемента. Момент разделения узлов определяется по одному из физических критериев разрушения, который включает параметры напряженно-деформированного состояния обрабатываемого материала перед режущей кромкой инструмента.

2.1.2 Методы решения уравнений движения деформируемого материала

На каждом временном интервале алгоритм расчета включает следующие основные этапы:

1. интегрирование уравнений динамики и расчет перемещений узлов КЭ-сетки для заданных граничных и начальных условий. Те поверхности, на которых условия заранее не заданы, а определяются в ходе решения, считаются свободными.
2. расчет силового взаимодействия контактных площадок лезвия инструмента и сходящей стружки с учетом принятого закона трения.
3. расчет напряженно-деформированного состояния обрабатываемого материала и инструмента в зоне резания.
4. проверка критерия разрушения и отделение срезаемого слоя заготовки, т.е. стружкоотделение с формированием новых поверхностей.

В современных САЕ-приложениях применяют явные и неявные методы интегрирования динамических уравнений [10, 17, 41].

В неявных методах решения системы уравнений расчет конструируется из последовательности решений квазистатических задач с нагрузками, которые зависят от времени. Шаг по времени интегрирования Δt может быть выбран достаточно большим. При линейной матрице жесткости системы такая схема интегрирования является безусловно устойчивой. При этом, критерии сходимости, используемые при решении квазистатических задач, в большинстве САЕ-приложений установлены по умолчанию, а их изменение для рядовых пользователей практически невозможно.

При моделировании высокоскоростных процессов с большими деформациями шаги интегрирования по времени Δt приходится задавать достаточно малыми. Инерционные нагрузки также существенно возрастают и для более точного их определения необходимо вводить скорости и ускорения в число узловых неизвестных и вычислять их напрямую. Таким образом, решение задач высокоскоростного деформирования может потребовать значительных вычислительных ресурсов компьютера.

При использовании явных методов решения динамических уравнений используются рекуррентные соотношения, в которых перемещения, скорости и ускорения на текущем шаге по времени выражаются через их значения на предыдущем шаге. При переходе к главным координатам с использованием диагональной матрицы масс (вместо ленточной) можно применить алгоритмы для ее простого и быстрого обращения вместо операции триангуляции. Таким способом можно существенно сократить время одной итерации. Однако, для адекватного представления распределения массы в системе с помощью диагональной матрицы рекомендуется применять мелкую расчетную КЭ-сетку и очень малые шаги интегрирования по времени $\Delta t \approx 10^{-6} - 10^{-7}$ с. Вместе с тем, малый шаг позволяет отслеживать за всеми изменениями в поведении системы. Основное время расчета занимает процедура вычисления вектора внутренних

узловых сил, в котором учитываются все нелинейности системы, а не процедуры формирования и обращения глобальных матриц. Явные методы интегрирования уравнений динамики все чаще применяются для моделирования нестационарных кратковременных динамических процессов при обработке металлов резанием, что качественно отражено на рисунок 2.2.

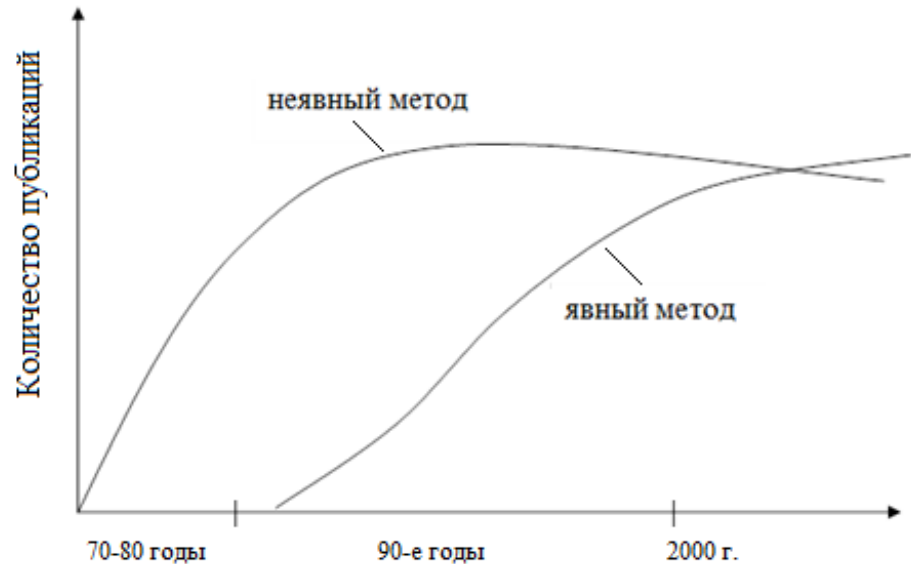


Рис. 2.2 Тенденции в изменениях количества научных публикаций, посвященных методам решения уравнений динамики [48]

3.1.3 Связанные уравнения движения деформируемого материала

Постановка связанных термомеханических задач механики сплошной деформируемой среды дана в работах [2, 34, 48, 75, 86]. В этом случае к уравнениям движения сплошной среды добавляется уравнение теплопроводности, которое выводится из законов термодинамики.

Уравнения динамики сплошной среды в зоне стружкообразования представлены в декартовой ортогональной системе координат x_k ($k = 1, 2, 3$).

Динамические уравнения движения сплошной изотропной деформируемой среды с учетом сил инерции имеют вид [2]:

$$\rho \left(\frac{\partial v_i}{\partial t} + v_k \frac{\partial v_i}{\partial x_k} \right) = \frac{\partial \sigma_{ik}}{\partial x_k}, \quad i, k = 1, 2, 3 \quad (2.1)$$

где v_i - компоненты скорости перемещений материальных точек среды; σ_{ik} – компоненты тензора напряжений; x_k - пространственные координаты; t - время.

Для упругопластической среды компоненты тензора суммарной деформаций ε_{ik} в лагранжевой системе координат могут быть представлены в виде суммы [2]:

$$\varepsilon_{ik} = \varepsilon_{ik}^e + \varepsilon_{ik}^p, \quad (2.2)$$

где ε_{ik}^e - компоненты тензора упругих деформаций; ε_{ik}^p - компоненты тензора пластических деформаций.

Компоненты тензора скоростей деформаций получены дифференцированием выражения (2.2) по времени:

$$\frac{d\varepsilon_{ik}}{dt} = \frac{d\varepsilon_{ik}^e}{dt} + \frac{d\varepsilon_{ik}^p}{dt} \quad (2.3)$$

Скорости упругих деформаций $\frac{d\varepsilon_{ik}^e}{dt}$ можно определить с помощью закона Гука [2]:

$$\frac{d\varepsilon_{ik}^e}{dt} = \frac{1}{2\mu} \left[\left(\frac{d\sigma_{ik}}{dt} \right) - \frac{\lambda\delta_{ik}}{2\mu+3\lambda} \left(\frac{d\sigma_{pp}}{dt} \right) \right], \quad (2.4)$$

где μ, λ - параметры Ламе; δ_{ik} - символ Кронекера.

Скорости пластических деформаций $\frac{d\varepsilon_{ik}^p}{dt}$ можно представить в следующем общем виде [2]:

$$\frac{d\varepsilon_{ik}^p}{dt} = \psi(\sigma_{ik}, \varepsilon_{ik}^p, T), \quad (2.5)$$

где T – температура деформируемой среды.

Конкретный вид определяющего уравнения (2.5) зависит от свойств обрабатываемого материала и условий его деформирования. В существующих к настоящему времени исследованиях оно обычно представлено в виде различных эмпирических и полуэмпирических зависимостей. Тогда, соотношение (2.3) для компонентов тензора скоростей деформаций можно записать в следующем виде [2]:

$$\frac{d\varepsilon_{ik}}{dt} = \frac{1}{2\mu} \left[\left(\frac{d\sigma_{ik}}{dt} \right) - \frac{\lambda\delta_{ik}}{2\mu+3\lambda} \left(\frac{d\sigma_{pp}}{dt} \right) \right] + \psi(\sigma_{ik}, \varepsilon_{ik}^p, T) \quad (2.6)$$

Кинематические уравнения совместности деформаций записываются в линейном виде [2]:

$$\frac{d\varepsilon_{ik}}{dt} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i} \right) \quad (2.7)$$

С учетом (2.7) соотношение (2.6) запишется в следующем виде:

$$\frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i} \right) = \frac{1}{2\mu} \left[\left(\frac{d\sigma_{ik}}{dt} \right) - \frac{\lambda\delta_{ik}}{2\mu+3\lambda} \left(\frac{d\sigma_{pp}}{dt} \right) \right] + \psi(\sigma_{ik}, \varepsilon_{ik}^p, T) \quad (2.8)$$

В общем случае сжимаемой среды уравнение неразрывности имеет следующий вид [2]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_k)}{\partial x_k} = 0 \quad (2.9)$$

Таким образом, система уравнений движения однородной упругопластической деформируемой среды имеет следующий общий вид:

$$\rho \left(\frac{\partial v_i}{\partial t} + v_k \frac{\partial v_i}{\partial x_k} \right) = \frac{\partial \sigma_{ik}}{\partial x_k} \quad i, k = 1, 2, 3 \quad (2.10)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_k)}{\partial x_k} = 0 \quad (2.11)$$

$$\frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i} \right) = \frac{1}{2\mu} \left[\left(\frac{d\sigma_{ik}}{dt} \right) - \frac{\lambda\delta_{ik}}{2\mu+3\lambda} \left(\frac{d\sigma_{pp}}{dt} \right) \right] + \psi(\sigma_{ik}, \varepsilon_{ik}^p, T) \quad (2.12)$$

Поскольку свойства сжимаемости среды проявляются только при ее движении со скоростями близкими к скорости распространения звука в металлах, то для случая обработки резанием примем к рассмотрению допущение о несжимаемости обрабатываемого материала. При этом условии уравнения (2.11) и (2.12) примут вид:

$$\frac{\partial v_k}{\partial x_k} = 0 \quad (2.13)$$

$$\frac{d\varepsilon_{ik}}{dt} = \frac{1}{2\mu} \left(\frac{d\sigma_{ik}}{dt} - \frac{\delta_{ik}}{3} \frac{d\sigma_{pp}}{dt} \right) + \psi(\sigma_{ik}, \varepsilon_{ik}^p, T) \quad (2.14)$$

Чтобы получить связанную систему уравнений для термомеханической системы необходимо еще записать уравнение теплопроводности, которое выводится с использованием принципов термодинамики необратимых процессов для упругопластических деформаций. В общем виде это уравнение записывается в следующей форме [75]:

$$C_v \rho \frac{dT}{dt} = \lambda \Delta T + \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p, \quad (2.15)$$

где C_v - теплоемкость материала при постоянном объеме, λ - коэффициент теплопроводности, $\Delta = \left(\frac{\partial^2}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_3^2} \right)$ - оператор Лапласа, σ_{ij} - компоненты тензора напряжений, $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$ - компоненты тензора скорости пластических деформаций.

Окончательно замкнутая связанная система уравнений движения сплошной среды в зоне стружкообразования запишется в виде:

$$\begin{aligned} \rho \left(\frac{\partial v_i}{\partial t} + v_k \frac{\partial v_i}{\partial x_k} \right) &= \frac{\partial \sigma_{ik}}{\partial x_k} \\ \frac{d\varepsilon_{ik}}{dt} &= \frac{1}{2\mu} \left(\frac{d\sigma_{ik}}{dt} - \frac{\delta_{ik}}{3} \frac{d\sigma_{pp}}{dt} \right) + \psi(\sigma_{ik}, \varepsilon_{ik}^p, T) \\ \frac{d\varepsilon_{ik}}{dt} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i} \right) \\ C_v \rho \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_k \frac{\partial T}{\partial x_k} \right) &= k\Delta T + \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p, \quad i, j, k = 1, 2, 3. \end{aligned} \quad (2.16)$$

В качестве определяющего уравнения для обрабатываемого материала (вида функции $\psi(\sigma_{ik}, \varepsilon_{ik}^p, T)$) в настоящей работе принято уравнение Джонсона-Кука, которое хорошо зарекомендовало себя для моделирования поведения обрабатываемого материала при резании и имеет следующий исходный вид [168]:

$$\sigma_s = [A + B \cdot (\varepsilon)^n] \cdot [1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon})] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{пл} - T_0} \right)^m \right], \quad (2.17)$$

где σ_s - сопротивление пластическому деформированию; $A = \sigma_T$ - предел текучести материала; $\varepsilon, \dot{\varepsilon}$ - интенсивности пластической деформации и скорости деформации соответственно; эмпирические коэффициенты A, B и C учитывают деформационно-скоростное упрочнение материала; $T, T_0, T_{пл}$ - заданная температура, температура окружающей среды и температура плавления обрабатываемого материала соответственно.

Последний множитель в формуле (2.17) учитывает температурное разупрочнение обрабатываемого материала.

Система связанных уравнений (2.16) - (2.17) численно решается МКЭ с учетом начальных и граничных условий для зоны резания, показанной на рисунке 2.3, где обрабатываемая заготовка жестко закреплена от перемещений по нижней

поверхности. Режущий инструмент имеет возможность горизонтального перемещения, но закреплен в вертикальном направлении.

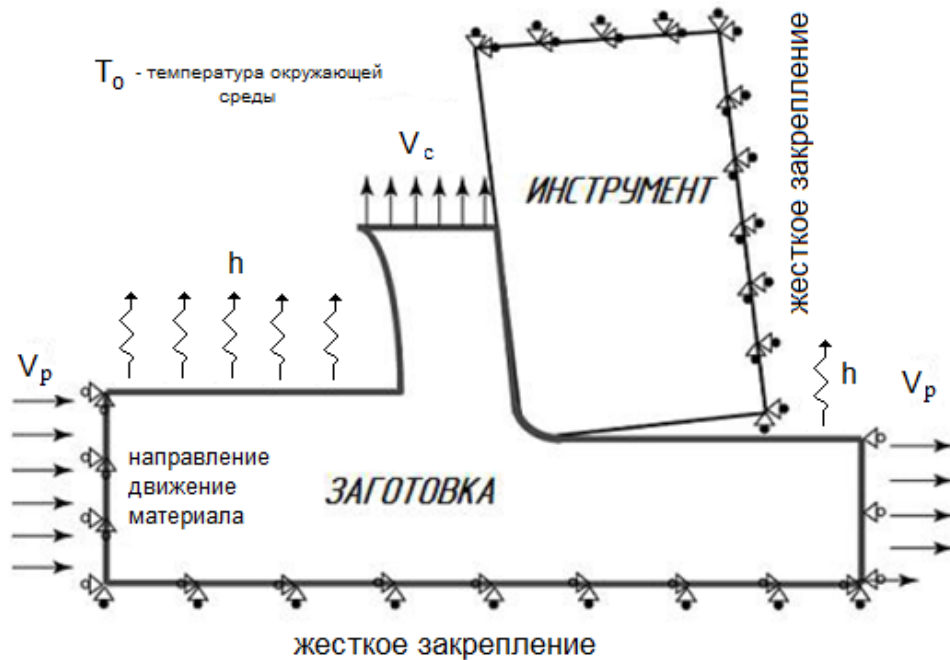


Рис. 2.3 Граничные и начальные условия в зоне резания

На свободных поверхностях заготовки и стружки отсутствуют внешние нагрузки, т.е. выполняется условие $\sigma_{ij}n_j = 0$, а на контактных поверхностях инструмента заданы коэффициенты трения. Скорость движения обрабатываемого материала на входе в зону стружкообразования численно равна скорости резания V_p . На контактных поверхностях инструмента задается коэффициент теплового сопротивления R , который зависит от величины нормального давления σ_n и шероховатости поверхности режущей части инструмента Ra (рисунок 2.4).

При этом должно выполняться известное соотношение [94]:

$$q_s \cdot S \cdot R = T_{\text{стружки}} - T_{\text{инструмента}},$$

где q_s – тепловой поток через поверхность S .

На свободных поверхностях заготовки и стружки теплообмен задается коэффициентом конвективной теплоотдачи h в соответствии с законом Ньютона-Рихмана [95]:

$$q_s = -h(T_0 - T_s),$$

где T_0 – температура окружающей среды, T_s – температура свободной поверхности.

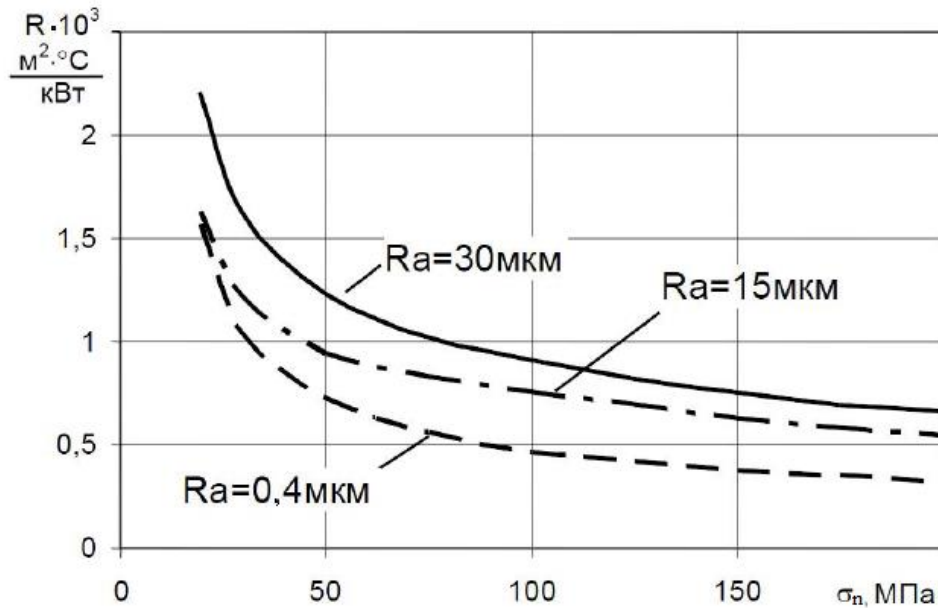


Рис. 2.4 Зависимости коэффициента теплового сопротивления R от шероховатости контактной поверхности Ra и нормального давления σ_n [164]

В работе В.А. Остафьева рекомендуются следующие численные значения для выбора коэффициента конвективной теплоотдачи h [77]:

- для сухого резания $h = h_0 \Delta T^{0,25}$, где $h_0 = 0,004 \frac{\text{кВт}}{\text{М}^2 \cdot \text{C}}$;
- для резания с СОЖ $h = 11,5 \frac{\text{кВт}}{\text{М}^2 \cdot \text{C}}$.

Резец рассматривается как упруго-деформируемое тело с разбиением на конечные элементы без возможности перемещений по вертикали.

В начальный момент времени температура на всех свободных поверхностях заготовки и резца задается равной температуре окружающей среды, а скорость движения среды на входе в зону стружкообразования равна скорости резания V_p (рисунок 2.3).

Таким образом, система связанных уравнений (2.16) - (2.17) с граничными и начальными условиями полностью определяет движение обрабатываемого деформируемого материала в зоне резания.

2.2 Алгоритм моделирования процесса стружкообразования

Общий алгоритм моделирования процесса стружкообразования, как решение связанной термомеханической задачи при совместном моделировании процессов пластического деформирования и теплопроводности обрабатываемого материала представлен на рисунке 2.5.

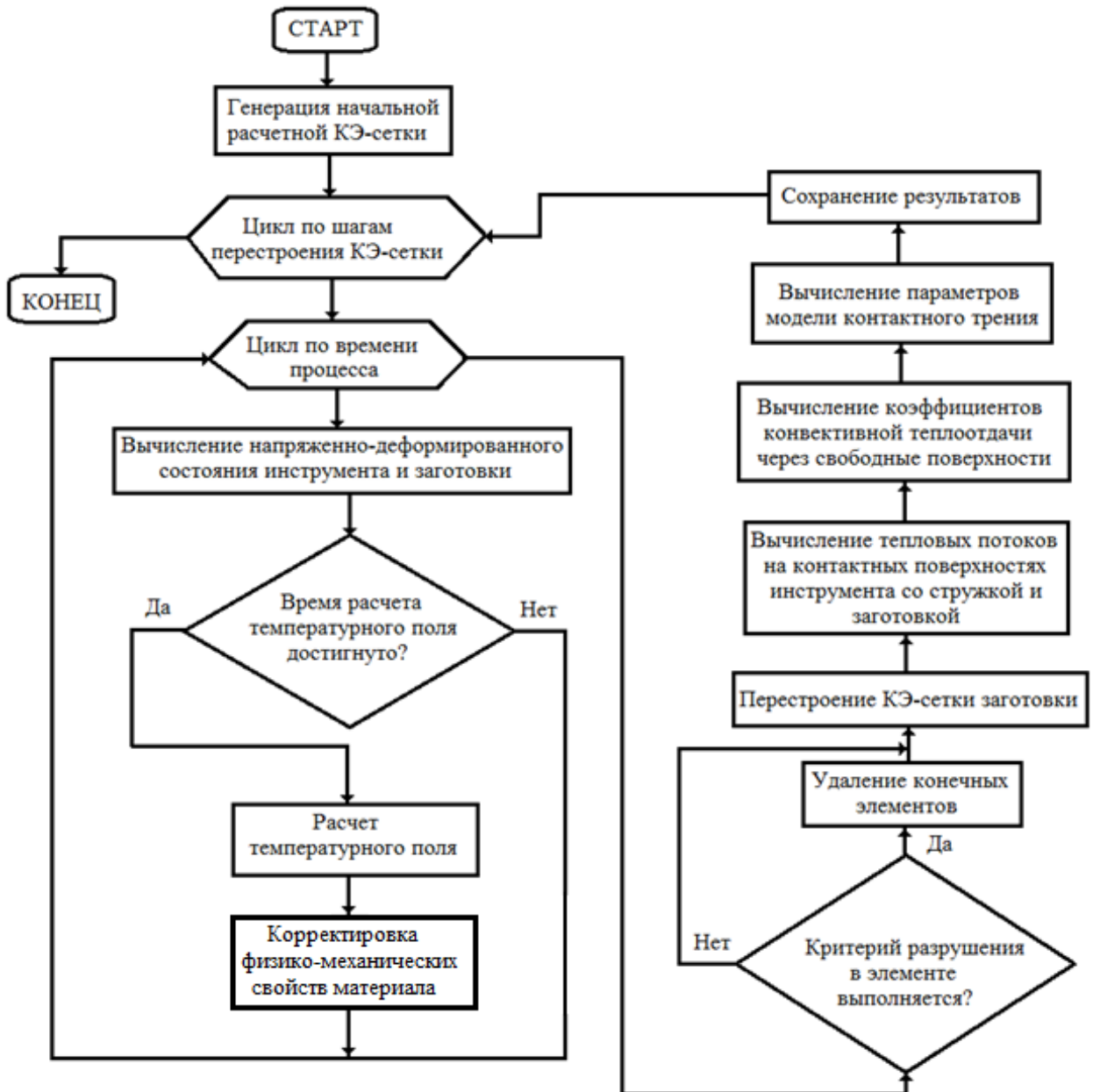


Рис. 2.5 Алгоритм моделирования процесса стружкообразования
Рассмотрим основные этапы представленного алгоритма.

1. На первом этапе происходит построение начальной КЭ-сетки моделей заготовки и инструмента. Перед началом основных вычислений задаются граничные и начальные условия: узловые ускорения; скорости; перемещения; начальная температура расчета.

Для применения процедур МКЭ по численному интегрированию термомеханических уравнений также задаются максимальное (предельное) время интегрирования процесса t_{max} , шаги интегрирования по времени Δt и по температуре Δt_T , а также шаг обновления (перестроения) КЭ-сетки $\Delta t_{сетки}$.

Поскольку шаг интегрирования уравнения теплопроводности по времени Δt_T задается на порядок больше, чем шаг интегрирования уравнений динамики Δt , то и обновление значений узловых температур выполняется реже, чем значения показателей напряженно-деформированного состояния материала.

2. Далее вычисляется вектор ускорений \ddot{u} во всех n узлах расчетной схемы процесса в текущий момент времени t :

$$\ddot{u}_n(t) = (\mathbf{M}_{nn}^{-1}) \cdot (P_n^{load}(t) + P_n^{contact}(t) + P_n^{BH}(t)), \quad (2.18)$$

где \mathbf{M}_{nn} – квадратная матрица масс системы ($2n \times 2n$); $P_n^{load}(t)$ – приведенные объемные и внешние силы на систему; $P_n^{contact}(t)$ – контактные нагрузки между инструментом и стружкой; $P_n^{BH}(t)$ – внутренние силы, приведенные к узлам сетки. На последующих этапах расчета данные параметры пересчитываются.

Интегрирование выполняется на основе метода конечных разностей и вычисляется вектор узловых скоростей:

$$\dot{u}_n\left(t + \frac{\Delta t}{2}\right) = \dot{u}_n\left(t - \frac{\Delta t}{2}\right) + \Delta t \cdot \ddot{u}_n(t). \quad (2.18)$$

После этого вычисляется вектор узловых перемещений:

$$u_n(t + \Delta t) = u_n(t) + \Delta t \cdot \dot{u}_n\left(t + \frac{\Delta t}{2}\right). \quad (2.19)$$

Для каждого КЭ вычисляются компоненты тензора скоростей деформации:

$$\dot{\epsilon}_{ij}\left(t + \frac{\Delta t}{2}\right) = \frac{1}{2} \left(\frac{d\dot{u}_i}{dx_j} + \frac{d\dot{u}_j}{dx_i} \right) \Big|_{t+\frac{\Delta t}{2}}. \quad (2.20)$$

Приращение накопленной деформации через время Δt :

$$d\varepsilon_{ij}(t + \Delta t) = \varepsilon_{ij}(t) + d\varepsilon_{ij}(t + \Delta t). \quad (2.21)$$

3. Температура определяется из решения уравнения теплопроводности Фурье с учетом термодинамических граничных условий в зоне резания (рисунок 2.4) [95]:

$$\rho C_v \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + Q, \quad (2.22)$$

где $Q = J\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}^p$ – мощность тепловыделения (диссипации) пластических деформаций, J – механический эквивалент теплоты, C_v – удельная теплоемкость материала.

Температура T вычисляется по следующей формуле с шагом по времени Δt_T [95]:

$$T(t + \Delta t_T) = T(t) + J\Delta t_T \frac{\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}^p}{\rho C_v} \Big|_t. \quad (2.23)$$

Теплофизические граничные условия:

- ✓ на свободной поверхности задана начальная температура окружающей среды T_o ;
- ✓ на контактных площадках задан тепловой поток $q_s = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} n_i$, где $q_s = \tau_n \dot{u}$.

В зоне резания тепловые потоки распределяются пропорционально термодинамическим свойствам контактирующих тел (рисунок 2.6).

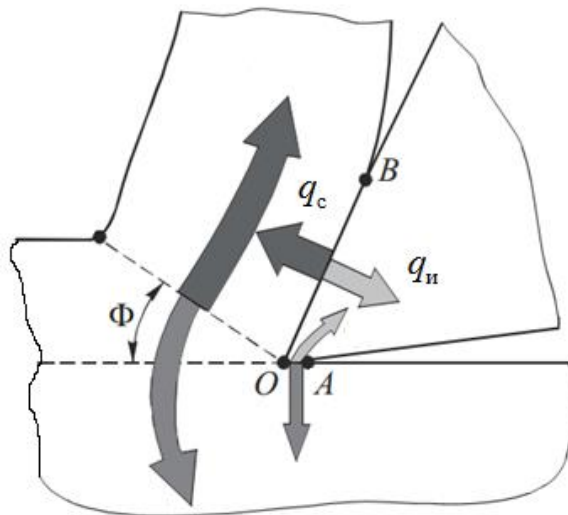


Рис. 2.6 Распределение тепловых потоков в зоне резания

В частности, например, на передней поверхности инструмента OB (рисунок 2.6) распределение тепловых потоков в стружку q_c и в инструмент $q_{и}$ происходит в соответствии с отношением [94]:

$$\frac{q_c}{q_{и}} = \frac{\sqrt{\lambda_c C_c}}{\sqrt{\lambda_{и} C_{и}}}, \quad (2.24)$$

где λ_c и $\lambda_{и}$ - коэффициенты теплопроводности материалов стружки и инструмента, C_c и $C_{и}$ – теплоемкости стружки и инструмента соответственно.

Аналогично распределяются тепловые потоки на задней поверхности режущего лезвия OA (рисунок 2.6).

4. Моделирование высокоскоростного деформирования материала представляет собой сложную задачу, для решения которой обычно используются эмпирические зависимости. К настоящему времени наибольшее применение получила реологическая модель Джонсона - Кука, которая позволяет вычислять сопротивление пластической деформации σ_s с учетом деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения обрабатываемого материала. Определяющее уравнение, связывающее интенсивности напряжений σ_s , деформаций ε и скорости деформаций $\dot{\varepsilon}$ имеет следующий общий вид [168]:

$$\sigma_s = [\sigma_T + B \cdot (\varepsilon)^n] \cdot [1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon})] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{пл} - T_0}\right)^m\right], \quad (2.25)$$

здесь σ_T – предел текучести; $T, T_0, T_{пл}$ – текущая температура, температура окружающей среды и температура плавления обрабатываемого материала соответственно. Коэффициенты B, C, n, m определяются экспериментально [33]. В программе DEFORM 2D имеется база данных наиболее распространенных конструкционных материалов с экспериментально установленными физико-механическими свойствами. Также имеется возможность для пользователя задать оригинальные значения указанных коэффициентов для его материала.

Вид формируемой стружки, силы резания и качество обработки в значительной степени определяются характером разрушения обрабатываемого материала.

В случае хрупкого разрушения, когда накопленная деформация относительно мала, в качестве критерия разрушения обычно принимается соотношение [101, 110]:

$$\sigma_i > \sigma_B,$$

где σ_i – интенсивность напряжений, σ_B – предел прочности материала на растяжение, который для хрупких материалов может достигать значительной величины.

В случае вязкого разрушения могут быть использованы два критерия в следующем виде:

1. предельная величина накопленной пластической деформации ε_B^p ;
2. энергетический критерий Кокрофта – Латама, который в программе DEFORM используется в форме предельного значения энергии накопленной пластической деформации $W = \int_0^\varepsilon \sigma_s d\varepsilon$, которая численно равна площади под диаграммой деформирования (рисунок 2.7).

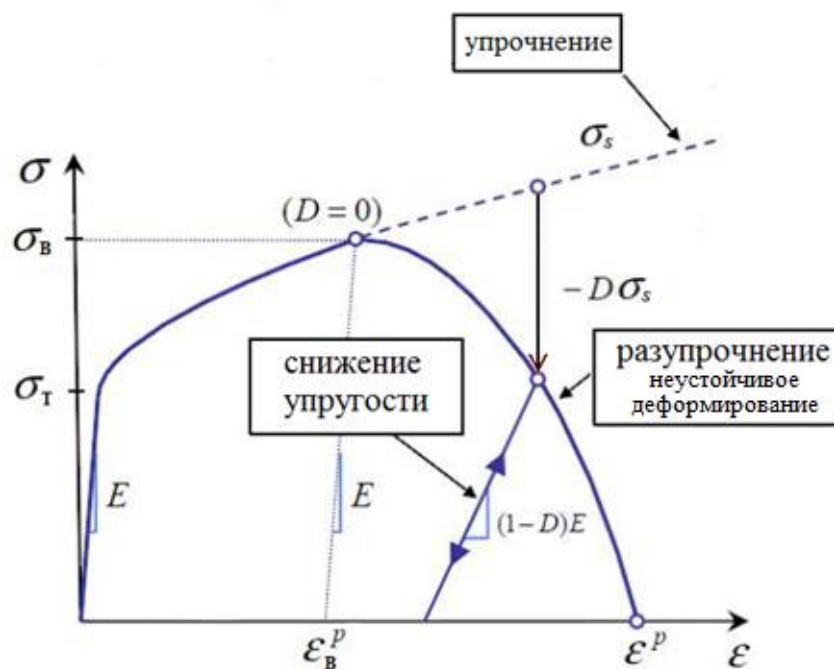


Рис. 2.7 Общий вид диаграммы деформирования упруго-пластического материала

На рисунке 2.7 показано поведение упруго-пластического материала с ростом деформации до полного разрушения. При увеличении напряжения до

предела текучести σ_T материал деформируется упруго. При дальнейшем росте напряжения до предела прочности σ_B и выше материал упрочняется по закону σ_s , который имел бы место при отсутствии разрушения. При значении напряжения близком к пределу прочности σ_B процесс деформирования теряет устойчивость и начинается процесс разупрочнения и дальнейшего разрушения по закону:

$$\sigma = (1 - D)\sigma_s,$$

где параметр D отражает степень накопленных повреждений в материале и изменяется от 0 до 1.

Выполнение критерия разрушения проверяется в каждом КЭ расчетной сетки и, в случае выполнения критерия, элемент удаляется из сетки, а тензор напряжений элемента обнуляется. При этом, может нарушаться численная устойчивость алгоритма расчета. С целью повышения устойчивости выполняется обновление (перестройка, адаптация) КЭ-сетки, что является важным достоинством программы DEFORM среди других расчетных САЕ-приложений общего и специализированного назначения.

5. Решение контактной задачи и определение возможности скольжения стружки по передней поверхности резца решается за несколько шагов. Вначале вычисляются нормальные силы давления на контактной площадке $P_{contact}^n$. Далее на основе принятой модели трения (в настоящей работе модели трения Кулона) вычисляются контактные напряжения σ_n и τ_n [48]:

$$\sigma_n = \sigma_n(P_{contact}^n); \tau_n = f_{max}(\sigma_n, \sigma_s), \quad (2.26)$$

где σ_s – напряжение пластического течения материала в тонком прирезцовом слое стружки.

На последнем шаге вычисляются касательные силы на контактной поверхности $P_{contact}^t = f(\tau_n)$.

Для проверки возможности пластического течения обрабатываемого материала со скоростью $V_{contact}$ на контактной поверхности стружки и резца проверяется условие равновесия сил в текущий момент времени t :

$$V_{contact} = \begin{cases} 0, & \text{если } P_{contact}^t(t) = P_{BH}(t) \\ V_{contact}, & \text{если } P_{contact}^t(t) > P_{BH}(t) \end{cases}$$

Затем текущее время увеличивается на шаг интегрирования Δt и вычисления циклически продолжаются.

С увеличением шага интегрирования Δt по времени снижается время расчета задачи, но одновременно и точность вычислений. Для оценки максимально допустимого и приемлемого по точности шага интегрирования по времени можно использовать следующую формулу [34]:

$$\Delta t_{max} = \frac{L}{c}, \quad (2.27)$$

здесь L – характерный размер конечного элемента, $c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ – скорость распространения продольной волны в обрабатываемом материале, E – модуль упругости, ρ – плотность материала.

Характерный размер конечного 4-х узлового плоского элемента, используемого в данной работе, определяется по следующей формуле [34]:

$$L = \frac{S}{\max(a_1, a_2, a_3, a_4)}, \quad (2.28)$$

где S – площадь конечного элемента; a_i ($i = 1, \dots, 4$) – длина стороны конечного элемента.

В некоторых алгоритмах для увеличения шага интегрирования с целью сокращения времени расчета применяют искусственное масштабирование масс конечных элементов. Сначала выбирают желаемый шаг интегрирования Δt , а затем определяют скорректированную расчетную плотность материала ρ и вычисляют локальные матрицы масс элементов. Однако такой прием вносит погрешность в решение динамических задач и в DEFORM не используется [17].

2.3 Выводы по главе 2

По результатам, полученным в главе 2, можно сделать следующие основные выводы.

1. Установлено, что процесс упругопластического деформирования обрабатываемого материала в зоне резания сопровождается взаимным влиянием тепловых, скоростных и деформационных процессов с обратными связями. Для описания упругопластических деформаций изотропного материала в зоне резания предложено использовать физико-математическую модель в виде системы связанных уравнений с учетом эффектов деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения обрабатываемого материала.

2. Для численного решения МКЭ уравнений течения обрабатываемого материала в зоне резания с учетом начальных и граничных условий разработан алгоритм, обеспечивающий устойчивость при компьютерных вычислениях.

3. Анализ функциональных возможностей стандартного программного комплекса DEFORM 2D показал его хорошую приспособленность для реализации предложенных МКЭ моделей и алгоритмов решения, что позволяет выполнять численные исследования влияния параметров инструмента и режимов резания, а также физико-механических свойств обрабатываемого материала на параметры процесса стружкообразования при токарной обработке конструкционных сталей и сплавов.

ГЛАВА 3. ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ

Поскольку основные закономерности и показатели свободного прямоугольного и несвободного резания при токарной обработке качественно совпадают или достаточно близки, то с целью сокращения времени и объема вычислений на персональном компьютере, а также более высокой наглядности представления результатов вычислений, в настоящей работе использовался стандартный программный модуль DEFORM 2-D, специально предназначенный для моделирования свободного прямоугольного процесса резания.

В третьей главе приведено краткое описание и функциональные возможности современного программного обеспечения в целом и конкретно стандартного программного модуля DEFORM 2-D, использованного для моделирования процесса стружкообразования. На основе выполненных численных экспериментов представлены рекомендации по рациональному выбору параметров расчетной КЭ-модели заготовки и режущего инструмента, обеспечивающие численную устойчивость и сходимость вычислительного процесса с использованием МКЭ.

3.1 Краткая характеристика современного программного обеспечения для моделирования процессов обработки резанием

В настоящее время моделирование процесса резания МКЭ выполняется с помощью программно-математического обеспечения (ПМО) двух видов:

1. коммерческое;
2. исследовательское.

Так называемые академические версии ПМО для университетов можно отнести к исследовательским. Примерное распределение общего объема научных

публикаций в области моделирования процессов резания МКЭ с использованием коммерческого ПМО представлено в виде диаграммы на рисунке 3.1 [48].

Как правило, исследовательское ПМО предназначено для решения узкоспециализированных задач моделирования процесса резания МКЭ и его использование ограничено.

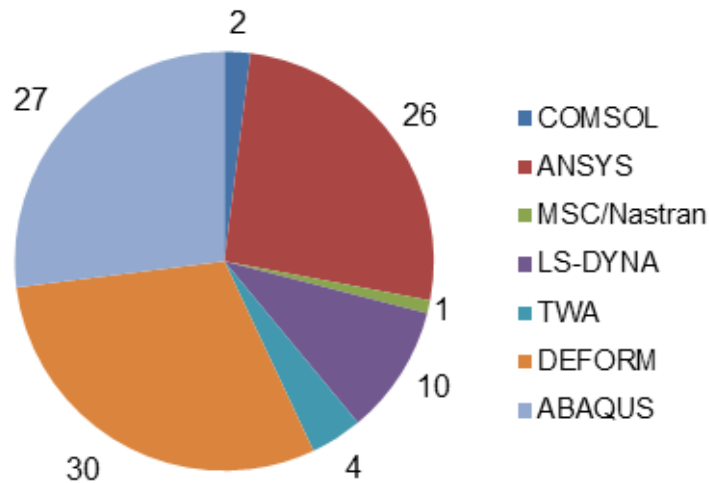


Рис. 3.1 Диаграмма распределения общего объема научных публикаций с использованием коммерческого программно-математического обеспечения

Широкое распространение коммерческого ПМО, в том числе академических версий для университетов, значительно расширило область исследований процесса резания. Доля научных публикаций в общем объеме применения универсального ПМО непрерывно увеличивается (рисунок 3.1), поскольку они имеют открытую архитектуру с возможностью компиляции и добавления к алгоритму расчета собственных процедур на языках Python, Fortran, Matlab и др.

В настоящее время авторы научных исследований и публикаций используют для МКЭ анализа процесса резания, как специализированное ПМО типа THIRD WAVE ADVANTEDGE (TWA) и DEFORM, так и универсальное программно-математическое обеспечение ABAQUS, ANSYS, LS-DYNA, COMSOL, MSC/Marc (таблица 3.1).

ABAQUS, DEFORM, ANSYS лидируют по частоте применения благодаря удобному интерфейсу для пользователей и широким функциональным возможностям (рисунок 3.1).

Таблица 3.1 Функциональные возможности современного ПМО

Критерий	Программно-математическое обеспечение					
	ABAQUS	ANSYS/ LS-DYNA	AdvantEdge (TWA)	DEFORM	COMSOL	MSC/Marc
Подготовка геометрической модели	свой процессор + импорт CAD-файла	импорт геометрии	свой процессор + импорт CAD-файла	свой процессор + импорт CAD-файла	свой процессор + импорт CAD-файла	свой процессор + импорт CAD-файла
База данных материалов	нет	да, с возможностью расширения	да	да, с возможностью расширения	да	нет
Тип элементов	все типы	все типы	тетраэдры, треугольники	тетраэдры, треугольники	все типы	все типы
Способ интегрирования по времени	явный/ неявный	явный/ неявный	явный	неявный	неявный	явный/ неявный
Процедура перестроения КЭ-сетки	нет	нет	да	да	да	да
Связь с другими ПМО	есть с Python	возможна с Fortran	нет	да, с Fortran	да, с Matlab	возможна с Fortran
Параллельные вычисления	допустимы	допустимы	допустимы	допустимы	допустимы	допустимы

В последние годы набирает популярность пакет COMSOL благодаря своим широким функциональным возможностям для моделирования сложных мультифизических систем и процессов.

Программный комплекс DEFORM (2-D и 3-D модули) обеспечивает непрерывный рост применения и популярности благодаря наличию шаблонов для создания различных моделей деформационных процессов при разных способах обработки резанием (точение, фрезерование, сверление), а также обработки давлением [81].

Узкоспециализированная программа THIRD WAVE ADVANTEDGE (TWA) применяется исключительно для моделирования процесса резания для собственных задач в рамках производственных компаний.

3.2 Функциональные возможности программного модуля DEFORM 2D

Программный модуль DEFORM 2-D включает в себя препроцессор для подготовки исходных данных, алгоритм генерации конечно-элементной сетки, вычислительный процессор (решатель) для расчетов методом явной дискретизации по времени и графический постпроцессор для просмотра результатов расчета (диаграмм изменения силы и температуры резания, деформаций и напряжений, перемещений и скоростей деформаций во времени).

Здесь представлено краткое описание функциональных возможностей DEFORM 2-D при подготовке исходных данных для моделирования прямоугольного резания (рисунок 3.2), а также личный опыт автора в численных экспериментах при проведении расчетов с помощью DEFORM 2-D.

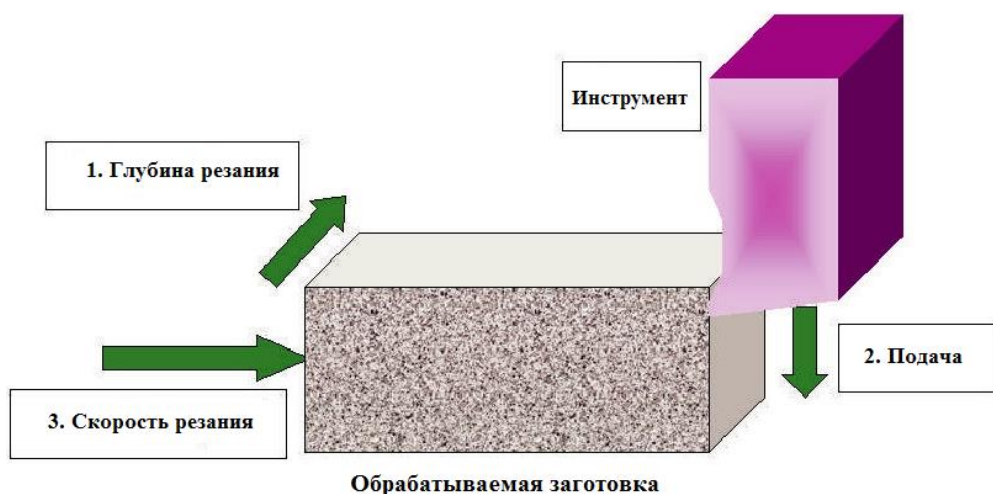


Рис. 3.2 Схема задания режимных параметров для прямоугольного резания в DEFORM 2D

Толщина заготовки и инструмента приняты единичными. В программе можно выбрать физическую систему единиц СИ.

Можно задать режимные параметры обработки, температуру окружающей среды, коэффициент трения между стружкой и поверхностью резца, коэффициент теплопроводности (рисунок 3.3).

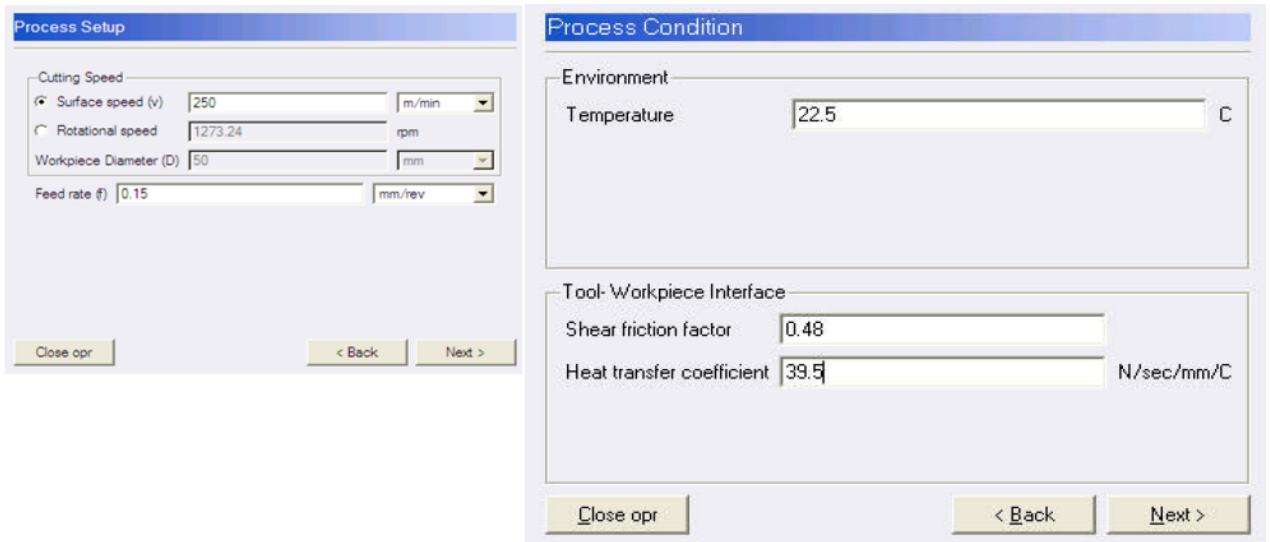


Рис. 3.3 Задание режимов обработки, температуры окружающей среды, коэффициента трения и теплопроводности заготовки

Геометрическую модель режущей части лезвия инструмента можно импортировать из файла, предварительно созданного пользователем в какой-либо CAD системе или использовать шаблон, который программа предлагает заполнить для различных типов лезвия инструмента (рисунок 3.4).

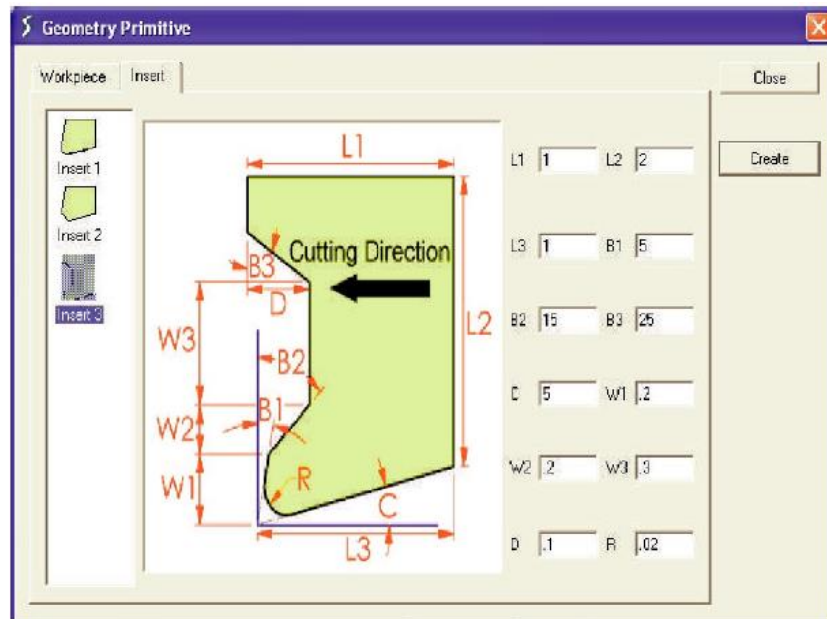


Рис. 3.4 Определение геометрических параметров инструмента по шаблону

В программе имеется возможность учитывать один из предлагаемых стандартных вариантов защитного покрытия инструмента. Покрытие можно задавать в два слоя с заданной пользователем толщиной слоя (рисунок 3.5).

Программа позволяет моделировать износ режущей части инструмента по модели износа Е. Усуи [217]. Задание численных эмпирических параметров модели остается на ответственности пользователя.

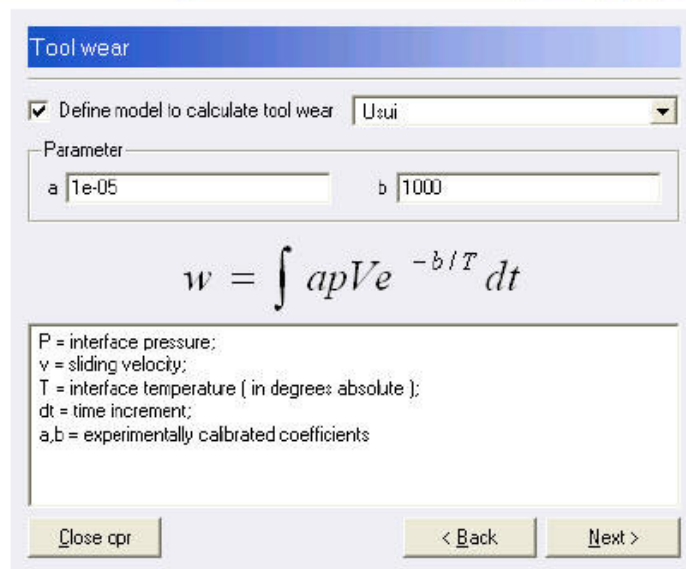
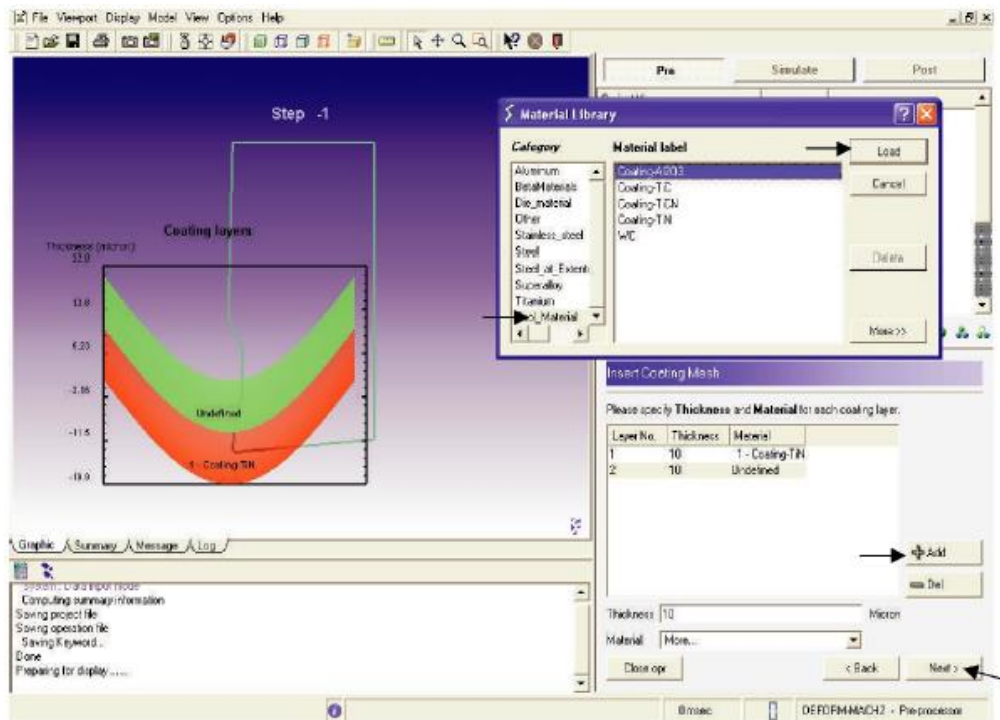


Рис. 3.5 Задание параметров покрытия и модели износа инструмента

Программа предоставляет возможность автоматически генерировать КЭ-сетку на режущей части инструмента (рисунок 3.6) с различной степенью густоты (градиентом). Материал инструмента можно выбрать из базы данных стандартных инструментальных материалов, либо создать материал с оригинальными физико-механическими свойствами.

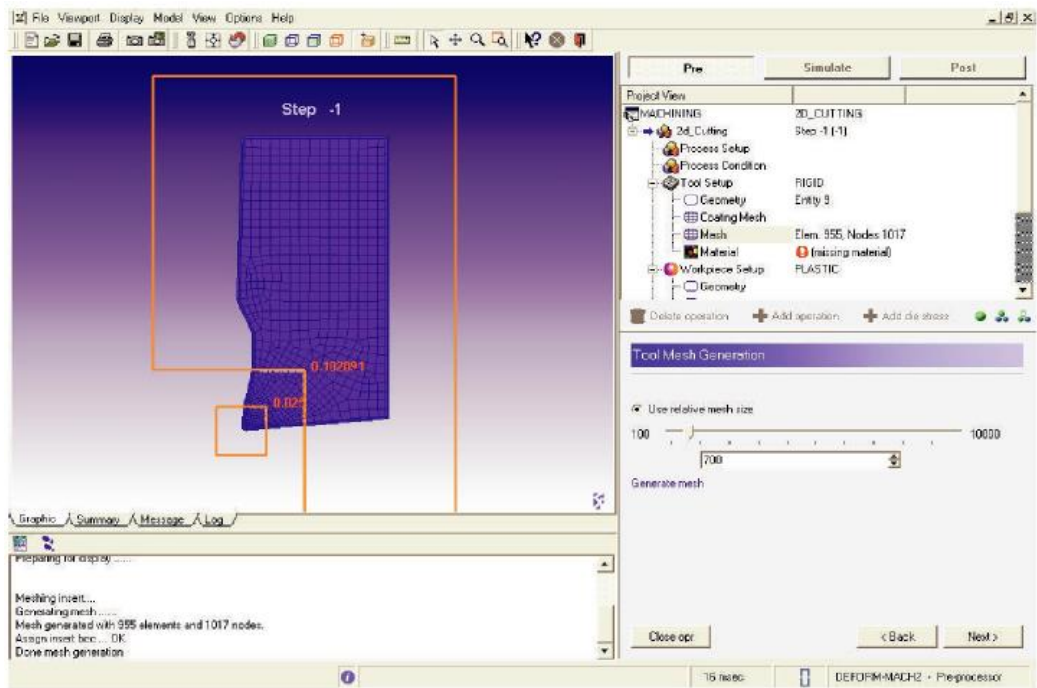


Рис. 3.6 Окно меню для задания КЭ-сетки на инструменте

Далее задаются граничные условия теплообмена инструмента с окружающей средой, включая поверхности контакта инструмента и стружки.

Важным является вопрос о закреплении инструмента, от которого зависит величина действующих на него сил резания. Здесь в программе имеются различные возможности (рисунок 3.7).

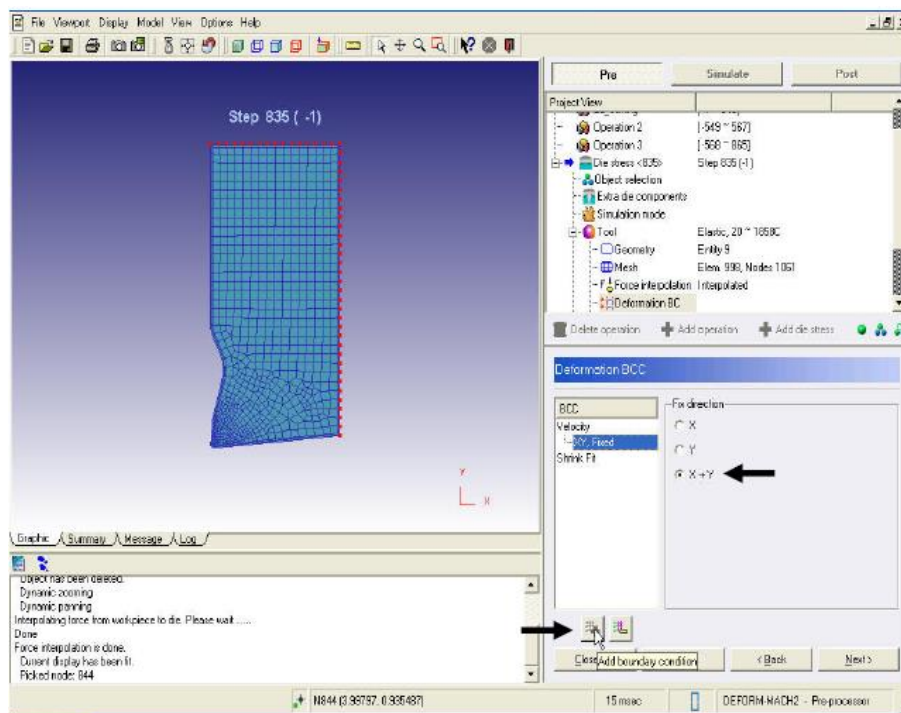


Рис. 3.7 Закрепление инструмента по границам

Высота и длина обрабатываемой заготовки задаются в меню на рисунке 3.8. По умолчанию программа предлагает рациональное соотношение между геометрическими размерами заготовки, которые пользователь может изменить по своему усмотрению. Длину заготовки необходимо выбирать по возможности меньше, но с учетом обеспечения адекватного решения задачи. Время расчета сокращается с уменьшением длины заготовки.

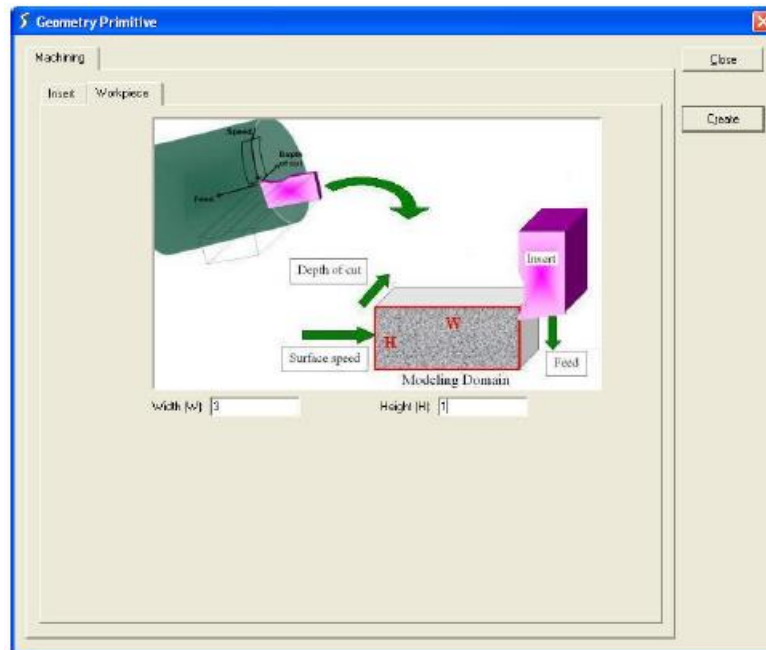


Рис. 3.8 Геометрия обрабатываемой заготовки

Для достижения установившегося процесса резания длина заготовки должна составлять примерно 10 ... 12 толщин среза. Высота заготовки составляет примерно 3 ... 4 толщины среза. При меньшей высоте происходит искажение поля напряжений возле режущей кромки. Радиус округления режущей кромки ρ не должен превышать толщины срезаемого слоя a . Рациональное с точки зрения автора соотношение $\rho/a = 0,1 \dots 0,2$.

После задания толщины срезаемого слоя a (подачи для прямоугольного свободного резания) сгенерируется расчетная КЭ-сетка, которая по возможности должна быть мелкой, особенно на контактной поверхности стружки с инструментом. При более мелкой сетке будут получены более точные и плавные изолинии напряжений. Время расчета примерно обратно пропорционально квадрату количества конечных элементов. Поэтому существует некоторый

оптимум по точности МКЭ между количеством КЭ и их размером. Численные эксперименты показали, что рациональный результат по времени и точности расчета получается при ~10 000 ... 12 000 конечных элементов.

Для однозначного решения задачи необходимо задать условия закрепления обрабатываемой заготовки от смещений как жесткого целого (рисунок 3.9).

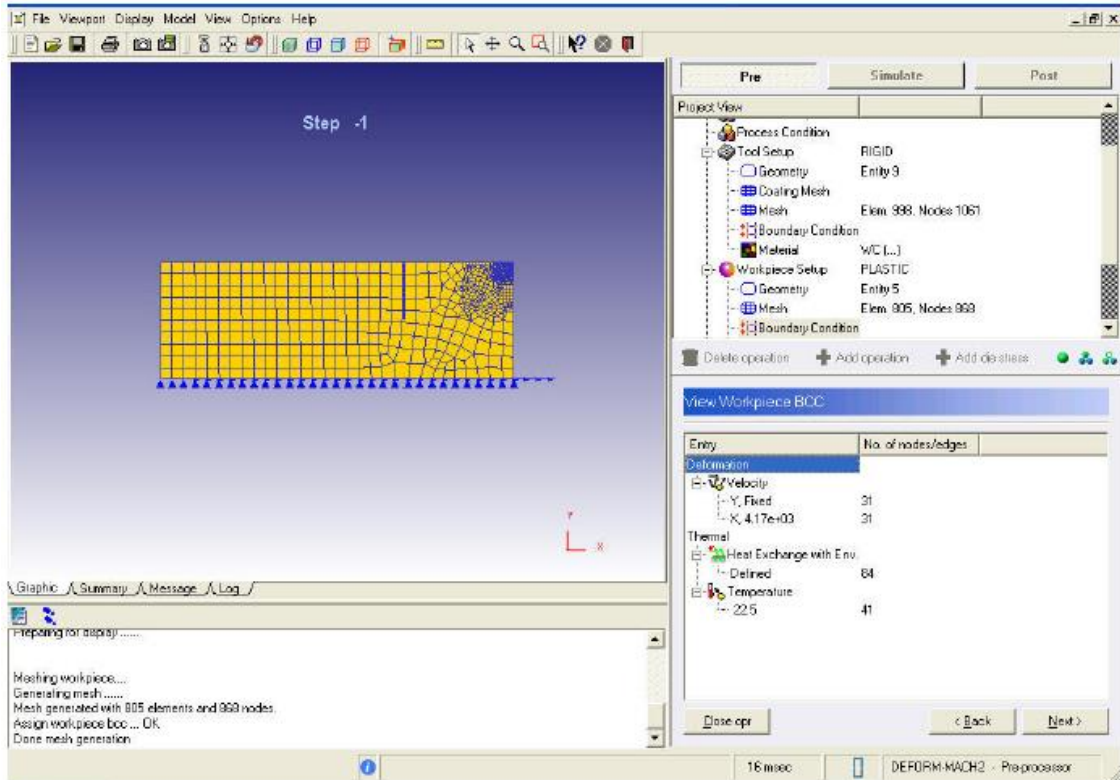


Рис. 3.9 Задание граничных условий для закрепления заготовки

Из базы данных материалов можно выбрать стандартный обрабатываемый материал либо создать оригинальный с заданными физико-механическими и теплофизическими свойствами и поместить в базу данных. Существующая база данных содержит материалы в соответствии с американским стандартом AISI (Американский Институт Стали и Сплавов).

Модель обрабатываемого материала можно задать в 2-х видах:

1. модель жесткого вязкопластического материала;
2. модель упруго-вязкопластического материала.

Далее задаются параметры расчета: длина резания; число шагов и др. Также задается начальная и конечная точка (сечение) на стружке, в пределах которых будет выполняться пошаговое перестроение КЭ-сетки (рисунок 3.10).

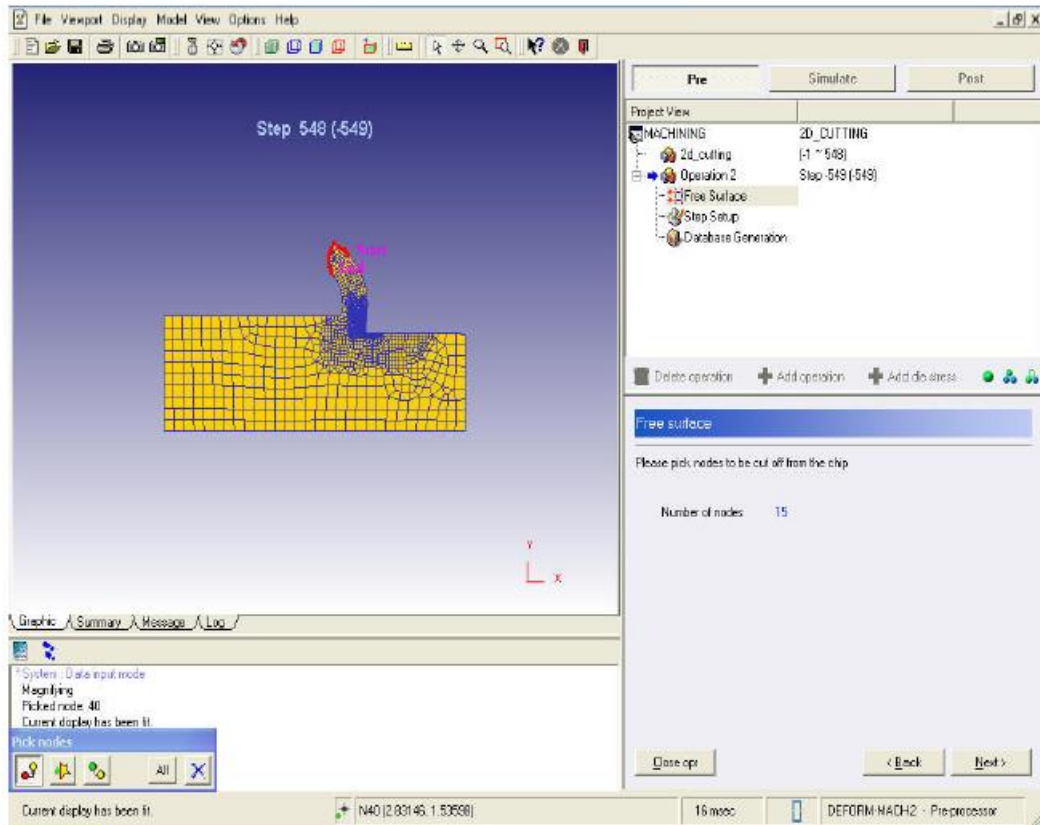


Рис. 3.10 Задание начальной и конечной расчетной точки процесса резания

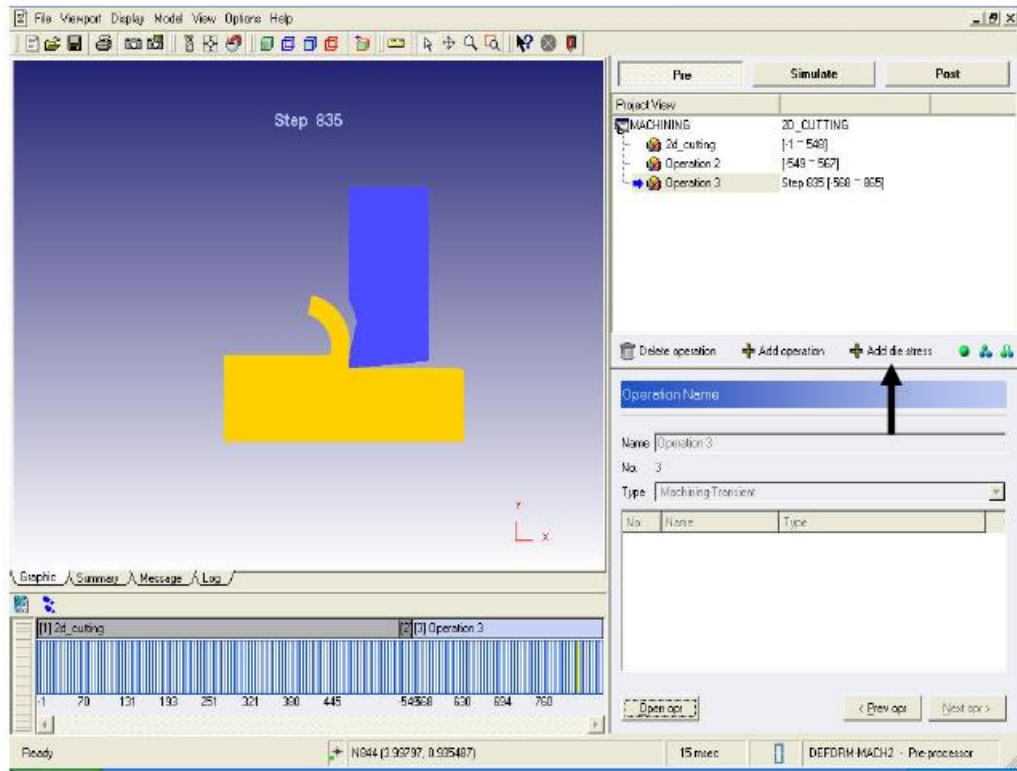
В программе имеется возможность рассматривать инструмент как деформируемое тело и выполнять расчет его напряженно-деформированного состояния для чего необходимо использовать соответствующую опцию (рисунок 3.11).

Также можно задать расчет сил резания, действующих на инструмент (рисунок 3.11а), и выполнить анализ его напряженно-деформированного состояния (рисунок 3.11б).

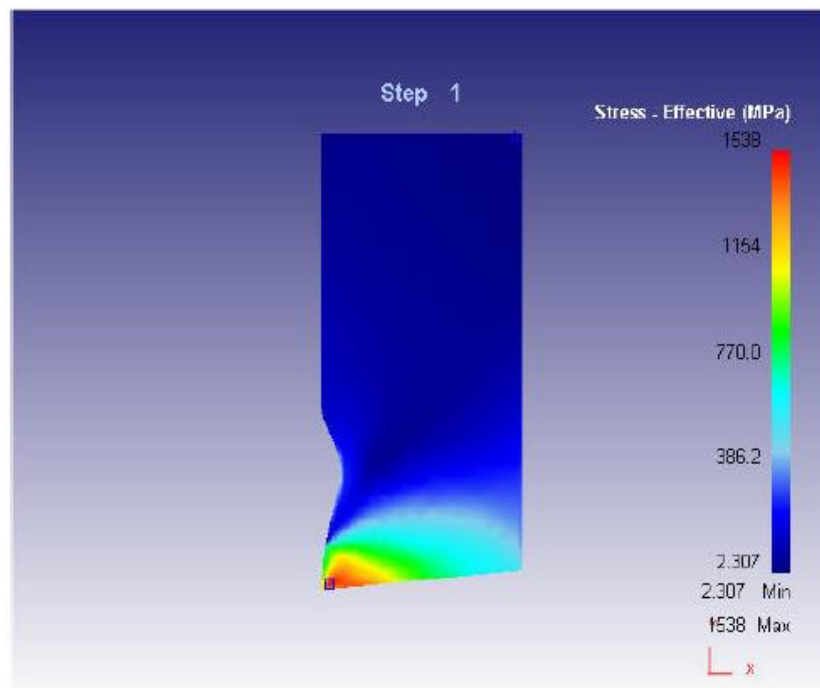
На последнем шаге задания исходных данных в программе задаются параметры за контролем процесса расчета: число шагов для записи промежуточных результатов расчета, контрольное время для остановки расчета и некоторые другие.

Для сокращения времени расчета желательно число шагов интегрирования (step) задавать по возможности меньше. Но, с другой стороны, это может привести к значительной погрешности и численной неустойчивости процесса

расчета, особенно при высокоскоростном резании. Обычно 1000 ... 2000 шагов обеспечивают необходимую устойчивость и точность расчета.



а)



б)

Рис. 3.11 Использование опций для расчета сил резания (а) и анализа напряженно-деформированного состояния инструмента (б)

На количество перестроений КЭ-сетки оказывает влияние размер конечного элемента и радиус округления режущей кромки. Этот параметр можно практически определить в результате численных экспериментов.

Пользователь может остановить расчет на любом шаге и затем продолжить, начиная с этого шага.

После окончания расчета постпроцессор позволяет просмотреть диаграммы распределения напряжений, деформаций и температур для любого вычисленного шага (кадра, рисунок 3.12). Перемещая курсор можно выбрать интересующий пользователя кадр. В программе предусмотрено сохранение информации в графический файл.

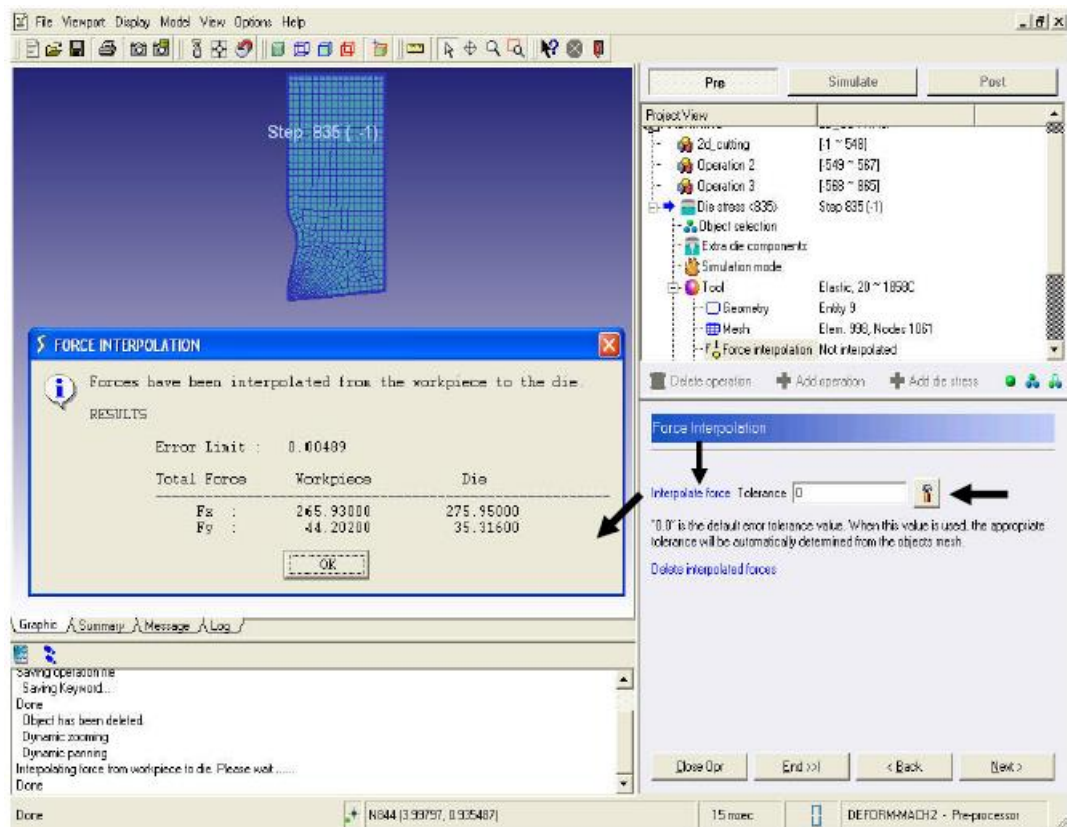


Рис. 3.12 Интерполяция сил резания

3.3 Выводы по главе 3

По результатам, полученным в 3 главе можно сделать следующие общие выводы.

1. На основе анализа значительного количества научных публикаций в области исследований процессов обработки резанием с помощью МКЭ установлены программные комплексы, получившие наибольшее распространение в мире. Дана краткая характеристика функциональных возможностей современного программно-математического обеспечения, используемого для моделирования процесса резания;

2. Выбор программного модуля DEFORM 2-D для моделирования процесса ортогонального свободного резания при токарной обработке обоснован тем, что основные физические эффекты процесса стружкообразования проявляются при любом виде токарной обработки. Вместе с тем, время моделирования при использовании модуля DEFORM 3-D для решения той же задачи возрастает в несколько раз.

3. Описаны функциональные возможности программного модуля DEFORM 2-D для моделирования МКЭ процесса токарной обработки.

4. На основе выполненных численных экспериментов приведены рекомендации автора по выбору рациональных значений и соотношений между параметрами расчетной модели процесса резания, обеспечивающие сходимость и устойчивость процесса расчета.

Глава 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ

Для интенсификации процесса обработки расчетное прогнозирование перехода от непрерывной к сегментированной стружке имеет важное значение при проектировании технологического процесса, поскольку вид стружки связан с качеством обработки и удобством ее уборки в автоматизированном производстве. Численное исследование процесса стружкообразования при механической обработке, основанное на использовании МКЭ, дает возможность прогнозирования выходных параметров процесса: силы резания; температуры; деформаций; формы стружки и др. Одна из важных характеристик морфологии стружки – это ее форма (сливная или сегментная), которая является одним из основных объектов исследования в настоящей работе.

В четвертой главе приведены результаты численных и экспериментальных исследований процесса стружкообразования при точении типовых высокопрочных сталей и сплавов в зависимости от параметров инструмента и режимов резания. Показано, что различные материалы обладают различной предрасположенностью к сегментному стружкообразованию, что обусловлено их различными механическими и теплофизическими свойствами.

При сегментном стружкообразовании напряжения, деформации, скорости деформаций и температуры локализуются в первичной плоскости сдвига. При этом составляющие силы резания динамически изменяются с частотой сегментации стружки. Основными факторами, оказывающими влияние на сегментацию стружки, помимо свойств обрабатываемого материала, являются скорость резания, подача и передний угол резца.

Оценка адекватности используемой модели проведена путем сравнения закономерностей процесса стружкообразования при изменении различных влияющих факторов. Для этого использованы, помимо собственных экспериментальных данных, опубликованные экспериментальные данные,

полученные другими исследователями в различных условиях, в том числе в виде фотографий микрошлифов корней стружек.

Расчетный анализ стружкообразования приводит к гипотезе о возможной связи превращения сливной стружки в сегментную при достижении в процессе резания некоторой критической температуры, аналогично оптимальной температуре резания по А.Д. Макарову [70], когда возникает минимальный относительный износ инструмента. Соответствие условий перехода сливной стружки к сегментной при оптимальной температуре резания можно рассматривать как качественное, которое требует дальнейшего исследования.

В конце главы предложены технологические рекомендации по управлению процессом стружкообразования по двум направлениям:

1. изменением механических свойств обрабатываемого материала путем теплового воздействия;
2. наложением ультразвуковых колебаний на режущий инструмент для изменения условий резания (деформирования) обрабатываемого материала.

4.1 Общие принципы КЭ-моделирования процесса резания

Разработка КЭ-модели происходит в несколько этапов на каждом из которых модель накапливает некоторые погрешности. Для разработки модели, обеспечивающей получение результата с приемлемой погрешностью, должны быть исследованы вопросы адекватности модели, а также причины возникновения погрешностей и влияющие на них факторы. На основе таких исследований сформулированы общие принципы практического применения КЭ-моделей для исследования технологических процессов:

1. принцип допустимой погрешности модели;
2. принцип рационального упрощения модели;
3. принцип оптимальности параметров вычислительных процедур;

4. принцип сопоставимости условий численного и натурального экспериментов.

Кратко рассмотрим эти принципы, применительно к 2D модели процесса резания, которая использована в настоящей работе.

Принцип допустимой погрешности моделирования. Предполагается, что для обеспечения достоверности результатов моделирования необходимо и достаточно обеспечить качественную и количественную адекватность КЭ-модели процесса резания только по исследуемым параметрам. При этом погрешности расчетов по другим параметрам не имеют существенного значения.

Например, на распределение расчетных напряжений в державке инструмента, погрешности в распределении напряжений и температуры в режущем лезвии инструмента на расстоянии менее нескольких толщин среза от режущей кромки не оказывают практического влияния. Поэтому машинное время моделирования можно значительно уменьшить при введении допущения о наличии только внешнего трения на контактных площадках резца, нулевом радиусе округления режущей кромки и отсутствии влияния температуры на контактное трение. При этом коэффициент трения в 2D модели прямоугольного резания принимается как средняя величина коэффициента трения по площадкам контакта для заданных условий резания. Применение принципа допустимой погрешности расчетного прогнозирования показано путем сравнения результатов автора 2D- и 3D-моделирования прямоугольного сухого резания с экспериментальными данными, приведенными в [33].

Расчетная схема 2D модели прямоугольного резания представлена в виде режущего клина с передним γ и задним α углами, который перемещается с постоянной заданной скоростью резания V и срезает слой постоянной толщины a и ширины b (рисунок 4.1).

Для реализации условия плоской деформации ширина режущего клина принята на 20% больше ширины заготовки равной $b = 2$ мм. Скорость резания $V = 200$ м/мин, толщина срезаемого слоя $a = 0,15$ мм.

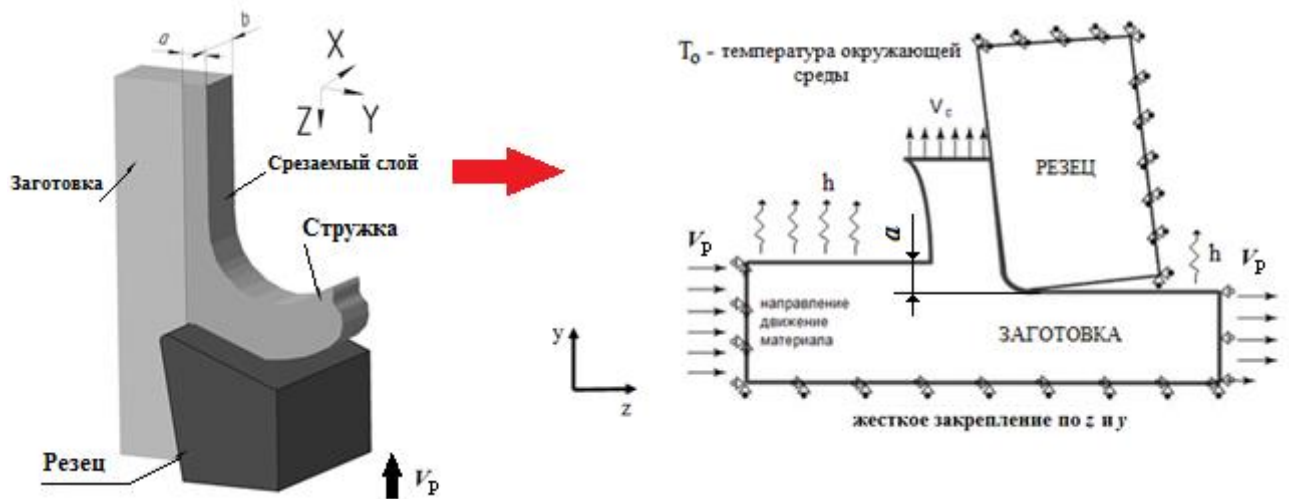


Рис. 4.1 Схема свободного прямоугольного резания и его расчетная 2D модель

Сопоставимые результаты расчетов и экспериментов (в пересчете на 1 мм ширины среза) представлены в таблице 4.1.

Таблица 4.1 Данные расчетов автора и экспериментов из работы [33]

Размерность модели	Время расчета, мин.	Толщина стружки, мм		P_z , Н		P_y , Н		Максимальная температура, °С	
		расчет	эксперимент	расчет	эксперимент	расчет	эксперимент	расчет	эксперимент
2-D	46	0,33	0,39	361	356 ± 17	164	237 ± 28	519	530
3-D	164	0,44		233		152		557	

Примечание: расчеты выполнены на PC Intel(R) Core(TM) i5 CPU 2.67 ГГц + RAM 8 Гб

В целом, расчетные результаты близки к экспериментальным данным. Наибольшая погрешность наблюдается в радиальной составляющей силы резания P_y из-за недостатка информации о параметрах режущей кромки в эксперименте. Кроме того, в реальном процессе резания почти сразу появляется фаска износа по задней поверхности, что приводит к несколько завышенной по сравнению с расчетом радиальной составляющей силы резания P_y .

Из таблицы 4.1 видно, что время вычисления по 3-D модели с тем же характерным размером КЭ возрастает почти в 4 раза по сравнению с моделью 2-D размерности и сокращением числа принятых допущений.

Принцип рационального упрощения. Заключается в выборе такой структуры КЭ-модели, которая обеспечивает расчет показателей процесса резания с допустимой погрешностью за кратчайшее время.

Для полного описания КЭ-модели резания требуются значительные вычислительные ресурсы, которые все еще остаются ограниченными для персональных компьютеров. Поэтому, в зависимости от уровня детализации задачи моделирования, исследователям приходится принимать некоторые упрощающие допущения.

Например, для решения задачи определения формы стружки можно ограничиться совместным детальным рассмотрением системы режущего лезвия, стружки и части заготовки в точке секущей плоскости режущей кромки, что аналогично свободному прямоугольному резанию. Для решения задачи о прочности режущей части инструмента и построения соответствующей КЭ-модели необходимо детально учитывать форму режущей кромки лезвия для учета распределения контактных напряжений, но в модели можно принять значительные упрощения относительно геометрии державки резца и заготовки. С другой стороны, при решении задачи расчета жесткости обрабатываемой заготовки под действием силы резания, КЭ-модель заготовки должна рассматриваться на уровне детализации заготовки с подробными геометрическими размерами и условиями закрепления. В этом случае детальное описание контактного взаимодействия режущего лезвия с заготовкой и стружкой уже не требуется.

Понятно, что принятые допущения зависят от сложности задачи моделирования процесса стружкообразования и наличия условий и ресурсов для ее практической реализации. С увеличением числа принятых допущений сокращается общее необходимое время для выполнения расчетов. При разработке модели резания должны быть приняты не все возможные допущения, а только те, которые обеспечивают получение достоверного результата. Достоверность и работоспособность КЭ-модели процесса резания в значительной мере связаны с

проблемами выбора расчетной схемы и принятых допущений, которые, как правило, решаются на экспертном уровне.

Для практической реализации КЭ-модели процесса стружкообразования необходимо выполнение **принципа оптимальности параметров вычислительных процедур**. Этот принцип состоит в том, что каждый программный модуль должен быть оптимизирован для решения задач процесса резания путем подбора типа и параметров КЭ, алгоритмов генерации КЭ и контактного взаимодействия, алгоритмов перестроения сетки, алгоритмов интегрирования уравнений динамики таким образом, чтобы обеспечить наивысшую производительность вычислительных процедур.

Всем этим требованиям удовлетворяет программный модуль DEFORM 2D, который использует для решения задачи оптимальное число 4-х угольных изопараметрических элементов (рисунок 4.2).

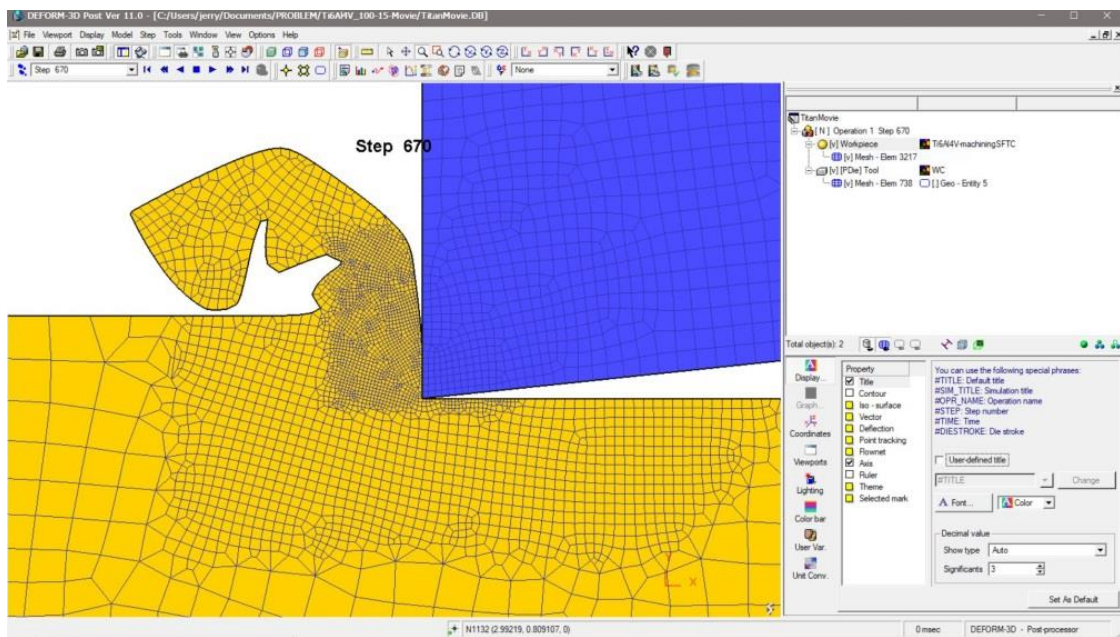


Рис. 4.2 Конечные 4-х угольные элементы в DEFORM 2D

Для практической реализации КЭ-моделей процесса резания необходимо соблюдение **принципа сопоставимости условий численного и натурального экспериментов**, который заключается в обеспечении геометрического подобия модели и исследуемого объекта, а также сходства между граничными и начальными условиями в КЭ-модели и в реальном процессе. Например, в работе

[119] показана важность соответствия ширины срезаемого слоя в натурном эксперименте и граничных условий в расчетной модели для соблюдения условий задачи плоской деформации и формы стружки.

Другой пример относится к граничным условиям закрепления режущего лезвия в резцедержавке, что оказывает существенное влияние на величину силы резания [48].

4.2 Результаты исследований стружкообразования при точении типовых высокопрочных сталей и титановых сплавов

В данном параграфе приведены результаты числовых и натурных исследований влияния различных технологических факторов на параметры стружкообразования при высокоскоростном точении типовых высокопрочных сталей и титановых сплавов. Понятно, что стружкообразование также в значительной степени зависит от физико-механических свойств обрабатываемого материала.

4.2.1 Физико-механические свойства типовых высокопрочных сталей и титановых сплавов

Для КЭ-моделирования процесса стружкообразования требуются данные о физико-механических и теплофизических свойствах обрабатываемого материала.

Определяющее уравнение для изотропного и вязкопластического обрабатываемого материала принято в форме соотношения Джонсона – Кука (формула 2.17).

Данные по упругим (E , μ) и теплофизическим (ρ , C_p , λ) свойствам материалов содержатся в известных справочниках, например [13, 14, 51, 73, 102, 110]. Для моделирования процесса резания необходима информация о поведении

обрабатываемого материала в условиях больших деформаций, скоростей деформаций и температурах. Большинство традиционных методов испытаний материалов позволяют определять их механические характеристики при низких скоростях деформаций в диапазоне деформаций до 10^{-1} и [102, 110]. В последнее время появились новые экспериментальные методы определения механических свойств материалов, например, методика Хопкинсона [33], которые позволяют проводить комплексные испытания на прочность и в некоторой степени учитывать специфические условия резания материалов – это большие деформации, скорости деформаций и температуры.

В работе [48] приведены экспериментальные данные по константам определяющего уравнения для следующих материалов: сталь 45; нержавеющая сталь 12X18H10T; титановые сплавы ВТ-6 и ВТ1-0. Указанные материалы были испытаны на растяжение-сжатие и резание по методике Хопкинсона, получены кривые текучести, а затем коэффициенты определяющего уравнения Джонсона - Кука определены расчетом. Сводные данные при температуре 20 °С представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 Физико-механические свойства материалов и коэффициенты определяющего уравнения Джонсона – Кука [48]

Материал	A , МПа	B , МПа	n	C	m	ρ , кг/м ³	$T_{пл}$, °С	E , ГПа	C_V , Дж/(кг·К)	λ , Вт/(м·К)
Сталь 45 (AISI 1045)	533	600	0,47	0,0134	1,1	7800	1460	200	432	47
Сталь 12X18H10T (AISI 321)	450	650	0,43	0,0310	1,0	7920	1420	198	500	15
Сталь 03X17H14M3 (AISI 316L)	200	500	0,39	0,0280	0,91	7750	1400	195	490	29,4
Сплав ВТ-6 (Ti-6Al-4V)	968	380	0,22	0,0197	0,577	4420	1600	105	520	7,2

Экспериментальные данные показывают (таблица 4.2), что сталь 45 обладает наибольшей способностью к деформационному упрочнению (показатель степени n), а титановый сплав ВТ-6 наименьшей. Наибольшая степень скоростного упрочнения у легированной стали 12Х18Н10Т (коэффициент C), а наименьшая у стали 45. В наибольшей степени температурное разупрочнение проявляется у стали 45 (показатель степени m), а менее всего – у титанового сплава ВТ-6.

Программа DEFORM 2D включает в себя обширную базу данных по физико-механическим свойствам наиболее широко распространенных сталей и сплавов, которая составлена по данным Американского Института Сталей и Сплавов (AISI).

Так, по данным AISI, на рисунках 4.3 – 4.6 представлены некоторые характерные диаграммы деформирования (кривые течения) в координатах переменных «напряжение – деформация - скорость деформации - температура» для указанных в таблице 4.2 материалов при разных температурах и скоростях деформации.

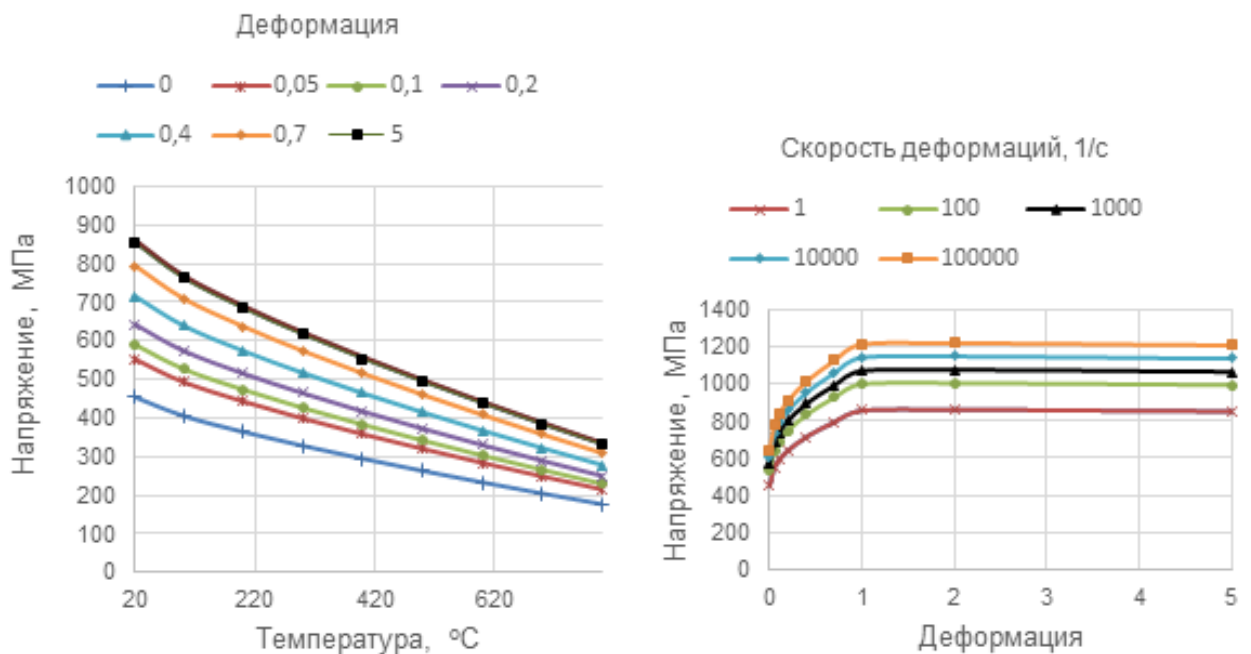


Рис. 4.3 Диаграммы деформирования стали 12Х18Н10Т (AISI 321)

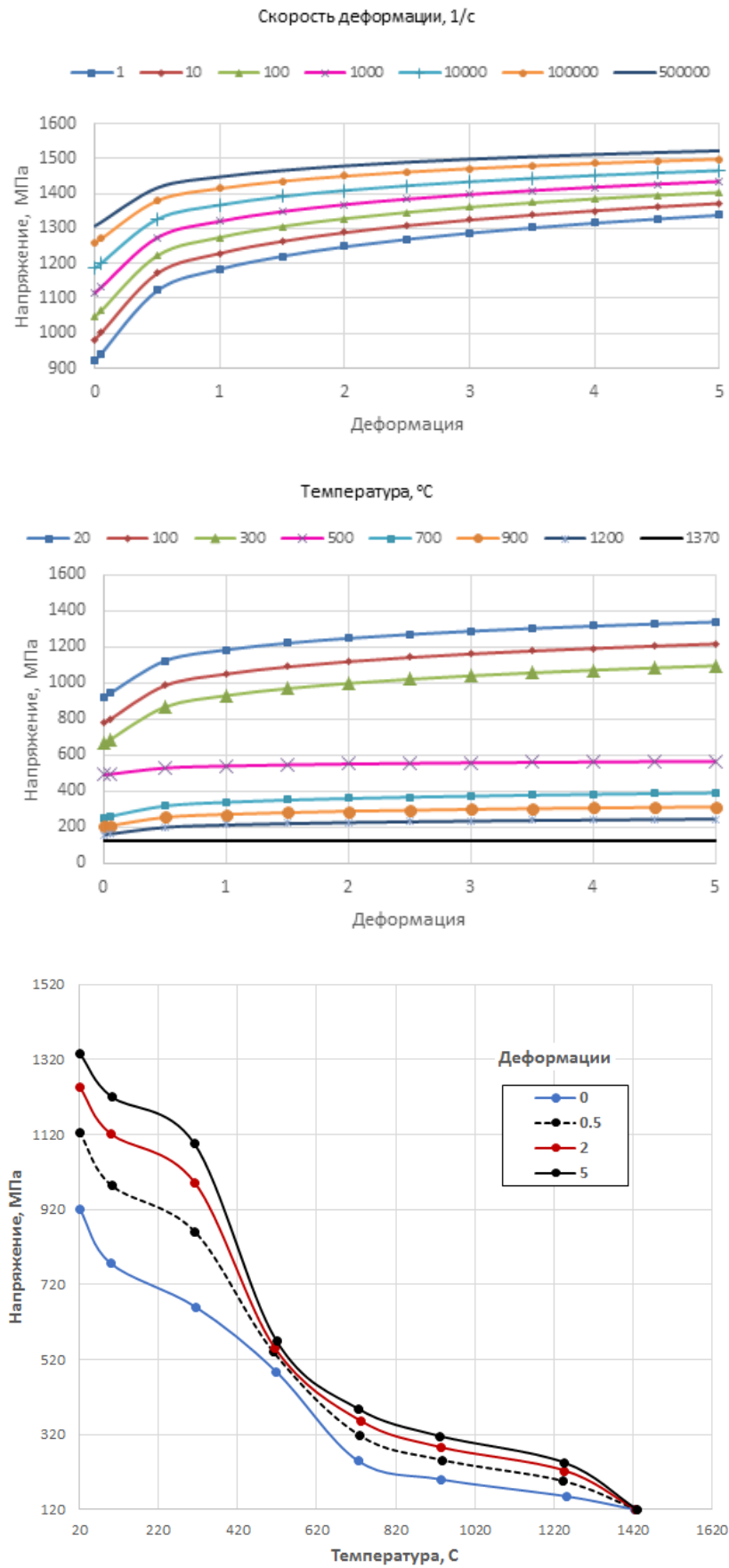


Рис. 4.4 Диаграммы деформирования стали 45 (AISI 1045)

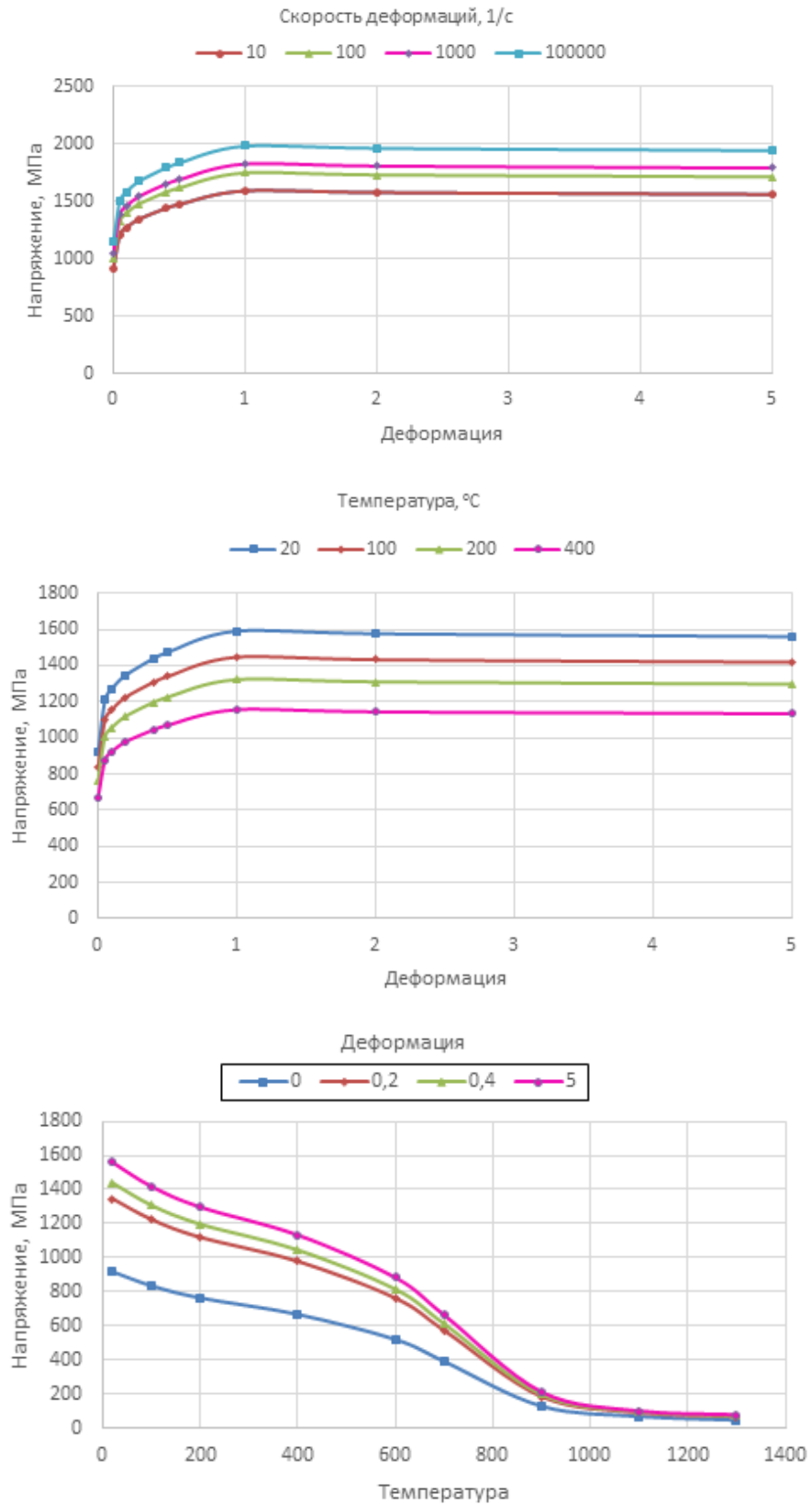


Рис. 4.5 Диаграммы деформирования титанового сплава ВТ-6 (Ti-6Al-4V)

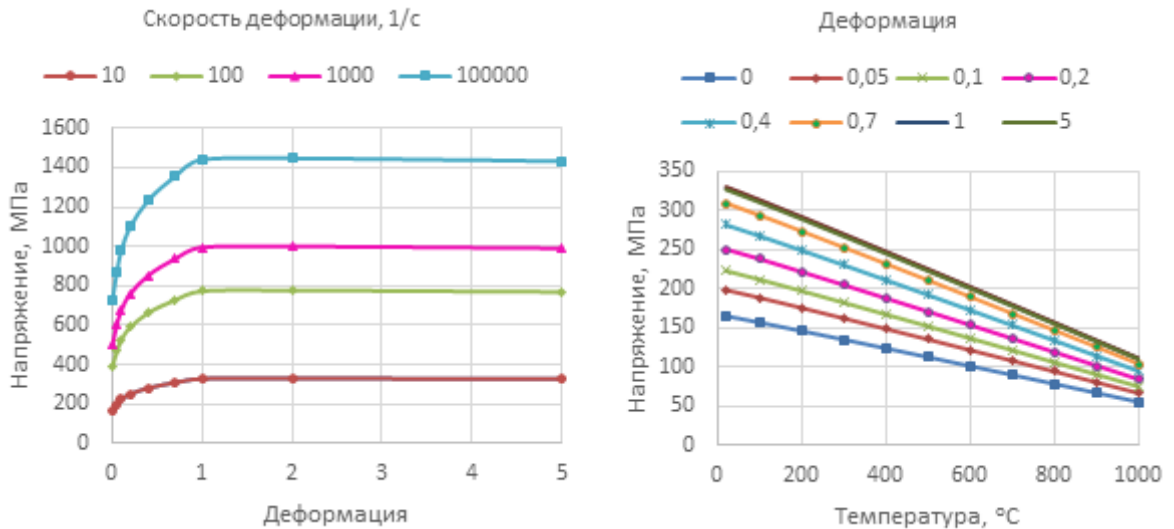


Рис. 4.6 Диаграммы деформирования стали 03X17H14 (AISI 316L)

Из рисунков 4.3 – 4.6 видно, что с увеличением температуры свыше 600 °С прочностные свойства рассматриваемых конструкционных материалов значительно снижаются. Например, резкое снижение прочности титанового сплава ВТ-6 происходит выше температуры его рекристаллизации ~ 670 - 680 °С (рисунок 4.4). Для большинства углеродистых и легированных сталей температура рекристаллизации связана с температурой плавления и составляет примерно $\sim (0,5 - 0,7) \cdot T_{пл}$ [93, 110].

4.2.2 Адиабатический характер процесса стружкообразования в локальной зоне сдвига

В главе 1 отмечено, что основной причиной потери деформационной устойчивости процесса стружкообразования при резании труднообрабатываемых сталей и сплавов, с переходом от сливной стружки к сегментной, является адиабатическое повышение температуры и последующее разупрочнение обрабатываемого материала с резким ростом скорости и величины пластических деформаций в условной плоскости сдвига.

При пластическом деформировании материала в процессе стружкообразования в условной плоскости сдвига происходит выделение

значительного количества теплоты. При условии, что скорость деформирования при резании велика (рисунок 4.7в), а время деформирования мало, *большая часть теплоты не успевает рассеиваться в окружающей среде или перейти в инструмент*, а остается в достаточно узкой (локальной) первичной зоне деформирования и идет на повышение температуры материала (рисунок 4.7а). Таким образом происходит адиабатический разогрев зоны локального сдвига шириной h с последующим падением прочностных свойств обрабатываемого материала, ростом величины и скорости пластических деформаций (рисунок 4.7б, в) и потерей устойчивости процесса деформирования (стружкообразования), т.е. переходом к сегментной стружке.

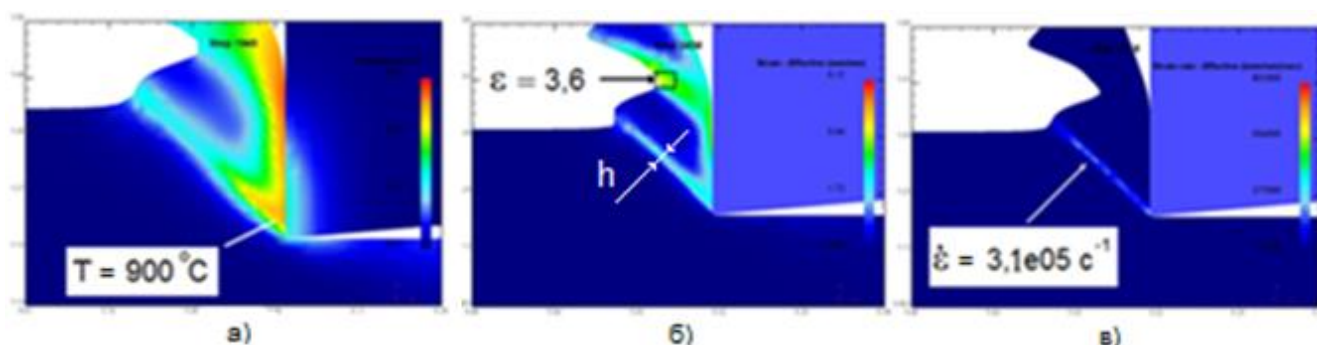


Рис. 4.7 Адиабатический разогрев в зоне локального сдвига шириной h при сегментном стружкообразовании: а) распределение интенсивности пластических деформаций; б) распределение интенсивности скоростей пластической деформации; в) распределение температуры.

Понятно, что условие, когда процесс пластических деформаций в зоне сдвига имеет адиабатический характер, должно включать в себя скорость деформирования (т.е. скорость резания), размеры области деформирования, а также теплофизические свойства обрабатываемого материала. Кроме того, поскольку для моделирования применяется МКЭ, то условие должно содержать и какой-либо характерный размер используемого конечного элемента. В нашем случае в DEFORM 2D используются 4-х узловые изопараметрические конечные элементы.

Примем допущение, что в адиабатическом процессе при пластической деформации одного конечного элемента за время Δt выделяется количество

теплоты Q , которое практически полностью остается в пределах элемента из-за малого рассеивания, т.е. примерно соблюдается следующее соотношение:

$$Q \approx W \cdot \Delta t, \quad (4.1)$$

где W – мощность тепловыделения в КЭ.

Распределение температуры по координате x от плоского точечного источника с мощностью W выражается следующей формулой [94, 95]:

$$T(x, \Delta t) = \frac{W}{4\pi\lambda x} \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha\Delta t}} \right) \right], \quad (4.2)$$

где функция $\operatorname{erf}(x) = \int_0^x e^{-t^2} dt$.

В 4-х угольном конечном элементе с характерным размером диагонали L за время Δt накопиться количество теплоты:

$$Q = \frac{4\pi\lambda}{\alpha\Delta t} \int_0^L x^2 T(x, \Delta t) dx, \quad (4.3)$$

где λ - коэффициент теплопроводности материала, $\alpha = \frac{\lambda}{C_v}$ - коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, C_v - объемная теплоемкость материала.

Подставив выражение (4.3) в формулу (4.1) с учетом (4.2) получим условие адиабатического характера теплового процесса стружкообразования в зоне сдвига:

$$\alpha\Delta t = \frac{1}{2}L^2 - \int_0^L x \cdot \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha\Delta t}} \right) dx \quad (4.4)$$

Условие (4.4) позволяет определить предельное время прохождения Δt конечным элементом с размером по диагонали L через зону локального сдвига. С учетом толщины h зоны интенсивного деформирования можно также определить минимальную (предельную или критическую) скорость резания V_{min} , при которой можно принять, что процесс деформирования имеет адиабатический характер:

$$V_{min} = \frac{h}{\Delta t} \xi, \quad (4.5)$$

где ξ - коэффициент укорочения стружки.

На рисунке 4.8 представлены результаты расчета влияния свойств обрабатываемого материала (для стали 45 и сплава ВТ-6), толщины зоны

локального сдвига h и характерного размера конечного элемента L на минимальную предельную скорость резания V_{min} , для которой справедливо допущение об адиабатическом характере процесса стружкообразования.

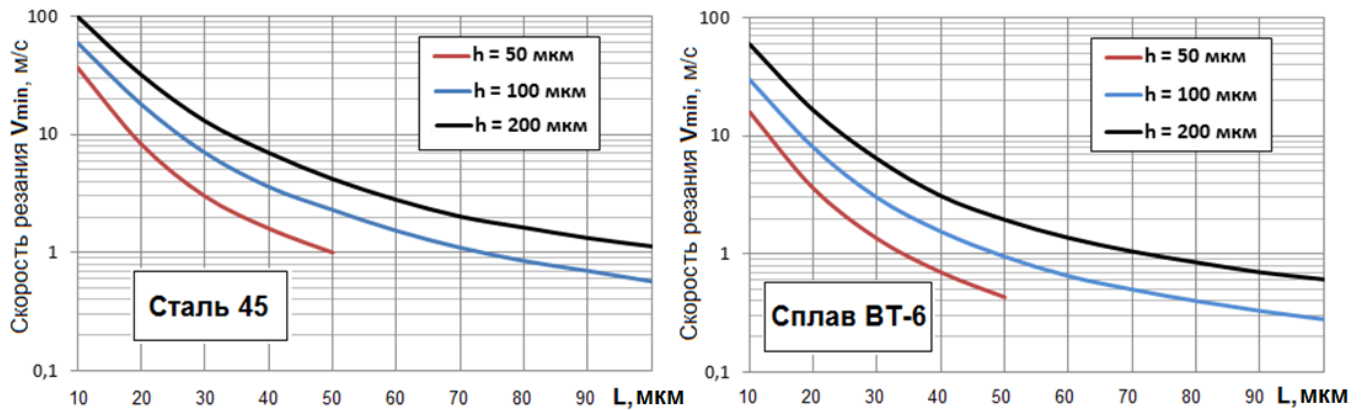


Рис. 4.8 Зависимость минимальной предельной скорости резания V_{min} от толщины зоны сдвига h и размера конечного элемента L при обработке стали 45 и титанового сплава ВТ-6

Расчетный анализ показал, что с увеличением толщины зоны локального сдвига h , при прочих равных условиях, увеличивается минимальная скорость резания V_{min} и размер конечного элемента L , при которых процесс стружкообразования имеет адиабатический характер. Также установлено, что чем меньше коэффициент температуропроводности материала α , тем меньше скорость резания и минимальный размер L конечного элемента, удовлетворяющие условию адиабатического характера (4.4).

4.2.3 Распределение деформаций и температуры в зоне резания

Для каждой пары «инструментальный-обрабатываемый» материал и при определенном сочетании параметров режима обработки происходит образование сливной или суставчатой (сегментной) стружки. В устойчивом (стабильном) процессе резания образуется сливная стружка (рисунок 4.9а), а при неустойчивом (нестабильном) процессе резания образуется сегментная стружка (рисунок 4.9б). Практика обработки резанием и моделирование процесса резания показывают,

что переход формы стружки от сливной к сегментной происходит при увеличении скорости резания выше некоторого критического значения.

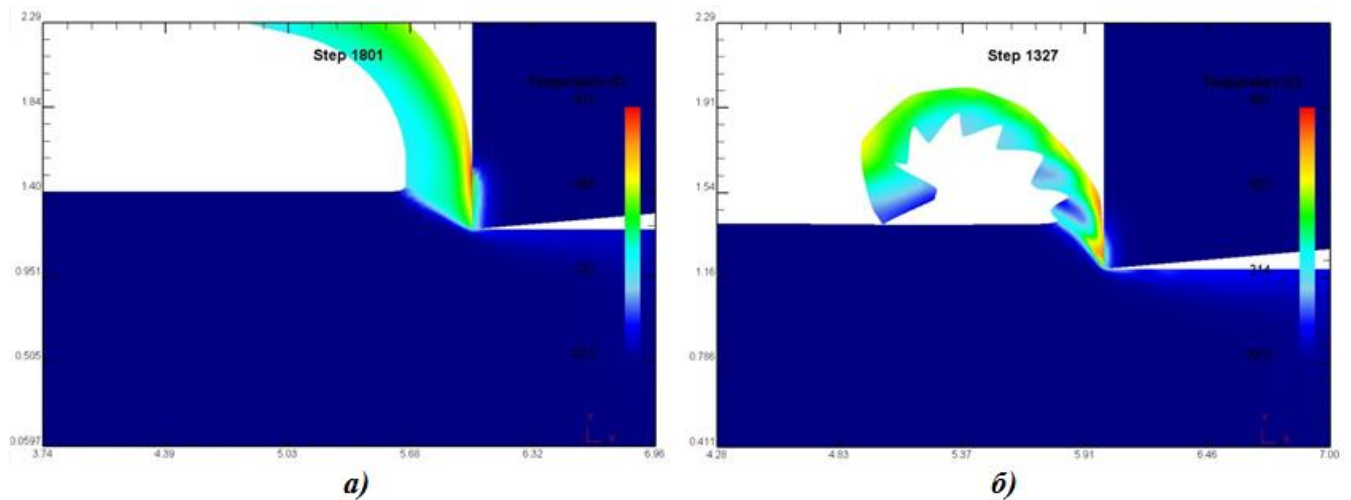
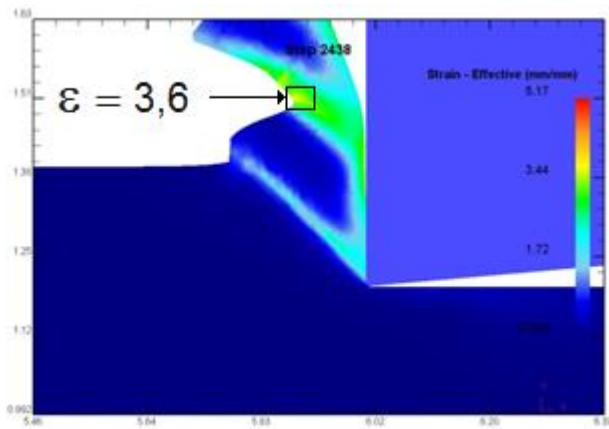


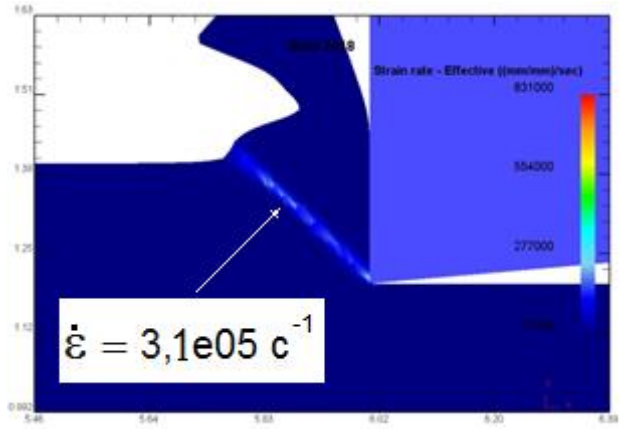
Рис. 4.9 Сливная (а, $V = 60$ м/мин) и сегментная (б, $V = 130$ м/мин) стружка (12X18H10T - T15K6, $S = 0,3$ мм)

На рисунке 4.10 показаны результаты расчета распределения интенсивности пластической деформации (эффективной деформации), скорости деформации и температуры в зоне резания при сегментном стружкообразовании.

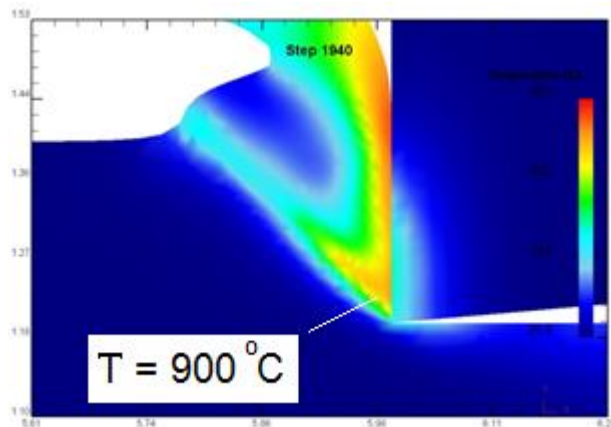
На рисунке 4.10 можно видеть процесс образования нового сегмента. В результате резкого повышения деформаций, скоростей деформаций и температуры в локальной плоскости сдвига, последующему температурному разупрочнению материала с возникновением неустойчивости процесса, и как результат, образование и сдвиг трещины вдоль плоскости сдвига и формирование сегмента стружки с образованием новой поверхности. При этом, пиковые значения температуры в плоскости сдвига у режущей кромки достигают значений близкой к температуре рекристаллизации (отпуска), а при сверхскоростном резании даже температуры плавления обрабатываемого материала, что приводит к образованию элементной стружки, когда отдельные сегменты стружки не связаны друг с другом. Также видно, что внутри образующегося зуба температуры, деформации и скорости деформации имеют гораздо меньшие значения.



а) интенсивность деформаций



б) интенсивность скорости деформаций



в) температура

Рис. 4.10 Пластические деформации (а), скорости деформации (б) и температуры (в) в локальной зоне сдвига (12X18H10T - T15K6, $V = 130$ м/мин, $S = 0,3$ мм)

Распределение температуры на внутренней поверхности образующейся стружки для сливной и сегментированной стружки различно. В случае образования сливной стружки, температура на передней контактной площадке резца и стружки распределена достаточно однородно, с максимумом, смещенным ближе к концу площадки контакта, как показано на рисунке 4.9а. В случае сегментной стружки температура вдоль внутренней поверхности стружки и контактной площадки с резцом далеко не однородна, проявляя периодическое изменение между областями с низкой и высокой температурой (рисунок 4.9б и рисунок 4.10в). Таким образом, поверхность резца подвергается циклическому тепловому нагружению, которое может способствовать быстрому изнашиванию режущего инструмента.

При сверхскоростном резании $V = 300$ м/мин с развитым сегментным стружкообразованием распределение температуры вдоль плоскости сдвига становится еще более неравномерно. На рисунке 4.11 показано распределение температуры на начальной и заключительной стадиях формирования элемента стружки в пяти заданных точках, расположенных вдоль основной полосы сдвига. Точка 1 находится рядом с вершиной инструмента, точка 3 - в середине поверхности сдвига, а точка 5 - вблизи свободной наружной поверхности стружки.

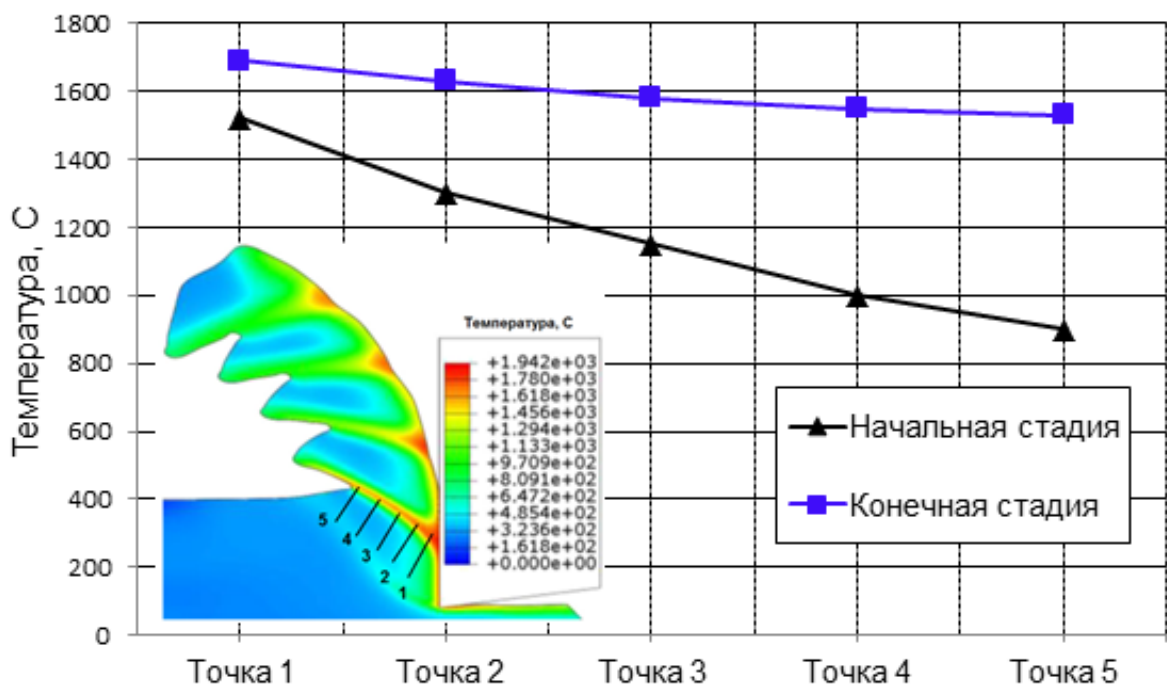


Рис. 4.11 Распределение температуры по расчетным точкам в плоскости сдвига на начальной и конечной стадиях формирования элемента стружки ($V = 300$ м/мин)

На начальной стадии формирования сегмента стружки температура высока вблизи режущей кромки инструмента 1520 °C, но быстро снижается к свободной поверхности стружки до 900 °C (рис. 4.11). На конечной стадии формирования сегмента температура максимальна вблизи режущей кромки (точка 1) и минимальна вблизи свободной поверхности стружки (точка 5). Распределение температуры на этой стадии формирования сегмента достаточно постоянно, разница в температурах около 150 °C между крайними точками 1 и 5, а температура возле режущей кромки инструмента равна 1730 °C.

Таким образом, можно предположить, что на заключительной стадии температура вдоль плоскости сдвига стабилизируется (рисунок 4.11).

На рисунке 4.12 показаны изолинии пластического течения (векторные линии скорости) обрабатываемого материала в зоне резания для двух значений скорости резания.

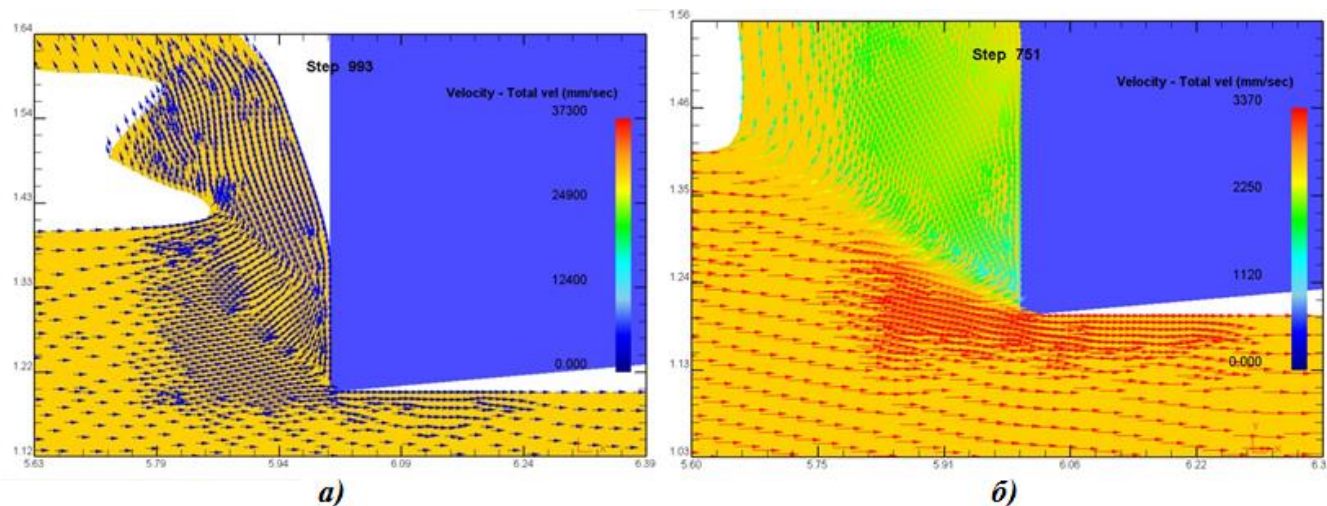


Рис. 4.12 Изолинии течения обрабатываемого материала в зоне резания:

а) $V = 100$ м/мин; б) $V = 200$ м/мин

Видно, что с повышением скорости резания при подходе к плоскости сдвига возрастает неравномерность в распределении скоростей течения материала. В плоскости сдвига происходит резкое изменение направления и снижение скорости потока материала. Торможение схода материала по режущему лезвию обусловлено, в том числе, благодаря наличию кулоновского трения на передней контактной площадке (средний коэффициент трения принят равным 0,4).

Если коэффициент трения задавать переменным в зависимости от скорости скольжения стружки по резцу (рисунок 1.10), то можно моделировать появление застойной зоны (нароста) в области режущей кромки инструмента. Известно однако, что процесс образования нароста обычно реализуется в области относительно низких скоростей резания и не являлся предметом исследования в данной работе.

4.2.4 Параметры сегментации стружки

Для обозначения степени сегментации стружки необходимо ввести соответствующую числовую характеристику. На рисунке 4.13 показано распределение интенсивности деформаций в зоне резания на конечной стадии формирования сустава стружки при обработке титанового сплава (BT-6 – BK8, $V = 300$ м/мин, $S = 0,2$ мм/об).

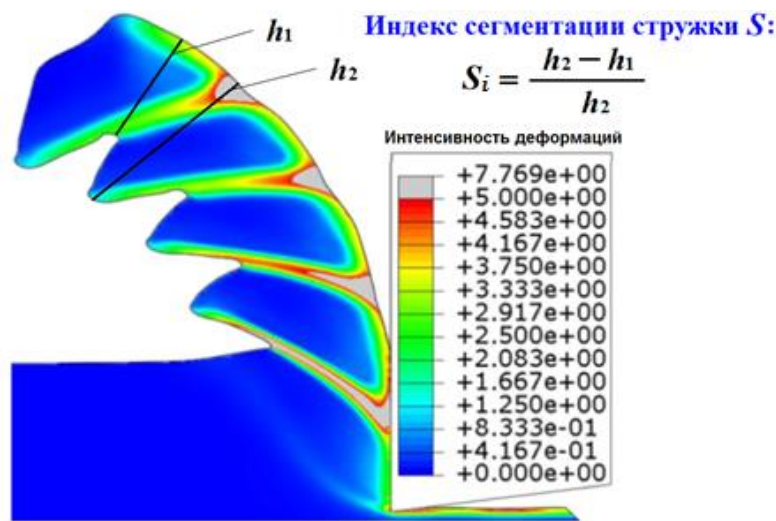


Рис. 4.13 Распределение интенсивности деформаций и определение индекса сегментации стружки

На конечной стадии формирования сегмента деформации достигают значения 5,1 вблизи режущей кромки инструмента, максимум 6,5 в середине первичной зоны сдвига и минимум 4,8 на внешней свободной поверхности стружки.

Для характеристики формы зубчатой стружки А. Molinari и др. [192] предложили использовать так называемый индекс сегментации S_i (рисунок 4.13):

$$S_i = \frac{h_2 - h_1}{h_2}, \quad (4.6)$$

где h_1 – расстояние от корня стружки до перемычки между сегментами, h_2 – высота сегмента от корня стружки.

Параметр S_i характеризует степень сегментации (нерегулярности) зубчатой формы стружки. При значении $S_i = 0$ стружка получается непрерывная сливная, а при $S_i = 1$ стружка получается элементная.

На рисунке 4.14 показана зависимость параметра S_i от скорости резания при точении титанового сплава ВТ-6 при значении подачи $S = 0,1$ мм.

Из рисунка 4.14 видно, что при скоростях резания до 10 м/мин стружка получается практически непрерывная сливная ($S_i = 0,05$), но с повышением скорости резания сегментация стружки увеличивается до значений $S_i = 0,5 \dots 0,6$, что характерно при обработке титановых сплавов.

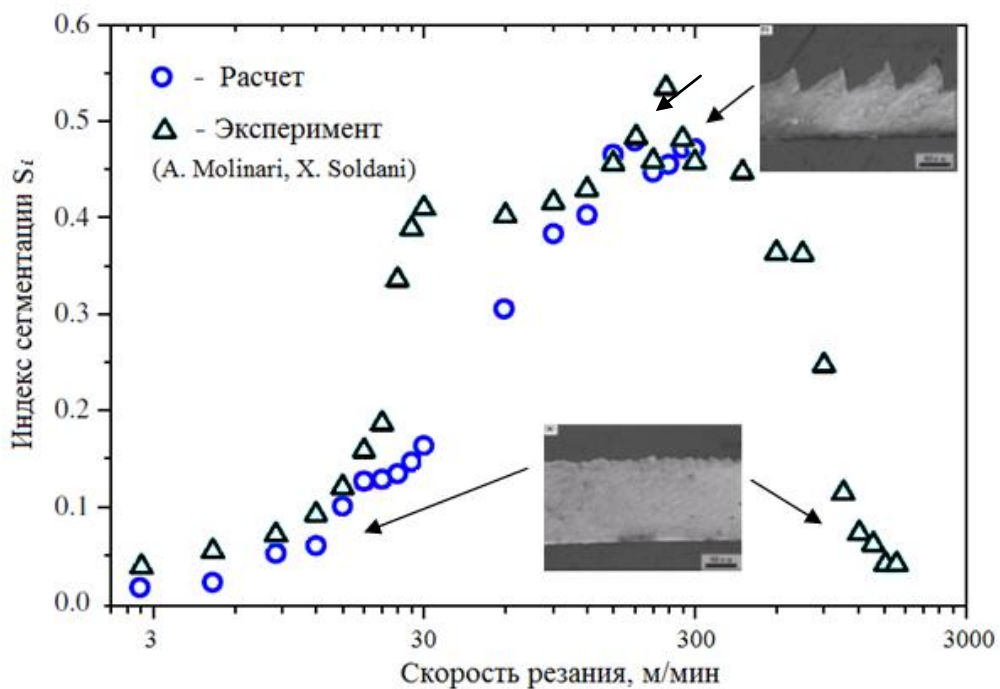


Рис. 4.14 Зависимость индекса сегментации S_i от скорости резания при точении сплава титана ВТ-6

Используя специальную газовую пушку, авторам работы [192] удалось достичь скорости резания порядка 2800 м/мин и при этом получить почти непрерывную форму стружки ($S_i = 0,04 \dots 0,05$). Используемая в настоящей работе модель материала Джонсона-Кука совместно с данными AISI по физико-механическим свойствам сплава ВТ-6 (Ti-6Al-4V) не позволила получить адекватный с экспериментом результат выше скоростей резания 300 м/мин, что

может быть связано с неполным совпадением условий расчета и эксперимента и требует специального исследования.

В целом, несмотря на существенные различия между расчетными и экспериментальными значениями индекса сегментации S_i в диапазоне скоростей резания 20 - 40 м/мин, с помощью моделирования удалось спрогнозировать одинаковые тенденции в трансформации формы стружки от сливной к сегментной при повышении скорости резания в диапазоне до 300 м/мин.

4.2.5 Силы резания и частота сегментации стружки

В данном параграфе представлены результаты сравнительного анализа между КЭ-моделированием, выполненного автором и экспериментальными данными о процессе сегментации стружки при обработке стали 45, полученными в работе [165], где R.W. Ivester и др. представили измерения, основанные на высокоскоростной фотосъемке процесса резания, что обеспечивает непосредственное пространственно-временное наблюдение динамических механизмов стружкообразования и имеет особую ценность по сравнению с методами косвенного измерения, например, акустическими и пьезоэлектрическими методами [55, 56, 63].

Испытательный стенд для высокоскоростного точения выполнен на базе модифицированного шлифовального станка (рисунок 4.15). Обрабатываемые заготовки представляют собой диски толщиной 2,74 мм и диаметром 127 мм, вырезанные из холодноотянутых стальных стержней из закаленной стали 45 (твердость образца на диаметре достигает величины 210 НВ).

В качестве режущего инструмента использовались серийно выпускаемые компанией Seco-Carboly сменные многогранные режущие пластины TNMG220408-MR4 CP25 с передним углом резца $\gamma = 0^\circ$. Измерение сил резания выполнялось с помощью 3-х осевого динамометра фирмы Kistler. Геометрия режущей части пластины представлена на рисунке 4.16.

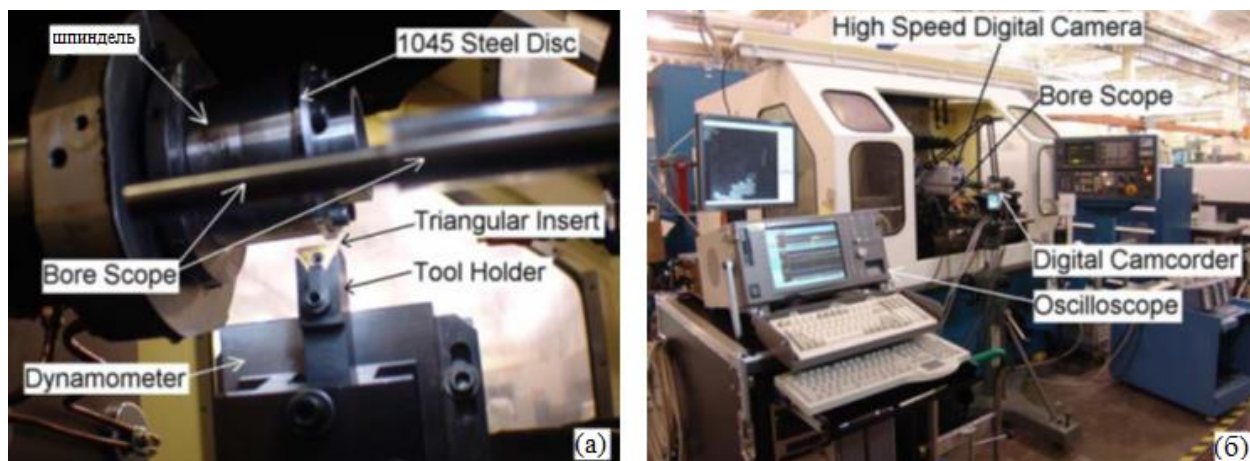


Рис. 4.15 Экспериментальный стенд: а) зона обработки; б) общий вид [165]

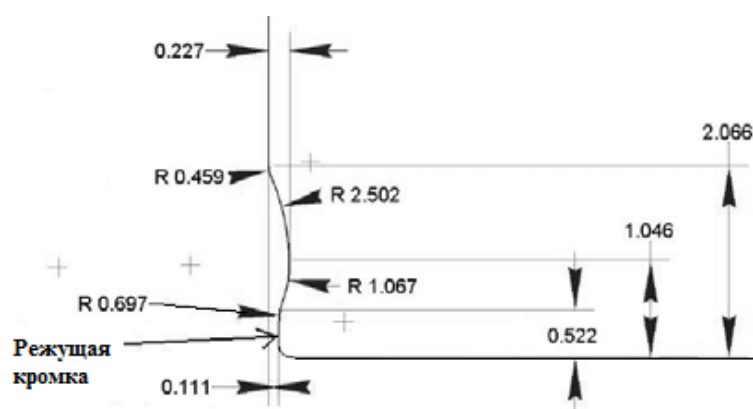


Рис. 4.16 Геометрия режущей части сменной пластины [165]

Цифровой осциллограф записывает сигналы динамометра с частотой дискретизации 2 МГц. Высокоскоростная камера и цифровая видеокамера одновременно записывают процесс резания с разных точек зрения. Высокоскоростная камера (выдержка 60 000 кадров/с, шаг по времени интегрирования сигнала $2 \cdot 10^{-6}$ с) обеспечивает ортогональный вид процесса резания. Цифровая видеокамера (выдержка 60 кадров/с, время интегрирования $1/60$ с) используется для контроля поверхности лезвия инструмента. Высокоскоростная камера обеспечивает микроскопическое изображение потока материала из заготовки в стружку, в то время как цифровая видеокамера показывает вид сверху на процесс стружкообразования. Синхронизация сигналов динамометра, высокоскоростной камеры и видеокамеры на частоте 22 МГц обеспечивает синхронность измерения во времени.

Сегментация стружки определяется путем анализа 1000 (длительность 0,017 с) последовательных кадров видео с момента начала установившегося резания.

На рисунке 4.17 показаны последовательно три кадра во время формирования нового сегмента.

Эти кадры показывают, что поступающий материал заготовки тормозится и накапливается на поверхности лезвия в виде нароста, который заставляет обтекать набегающий на него материал или частично осаждаться на него, увеличивая размер нароста (рисунок 4.17b).

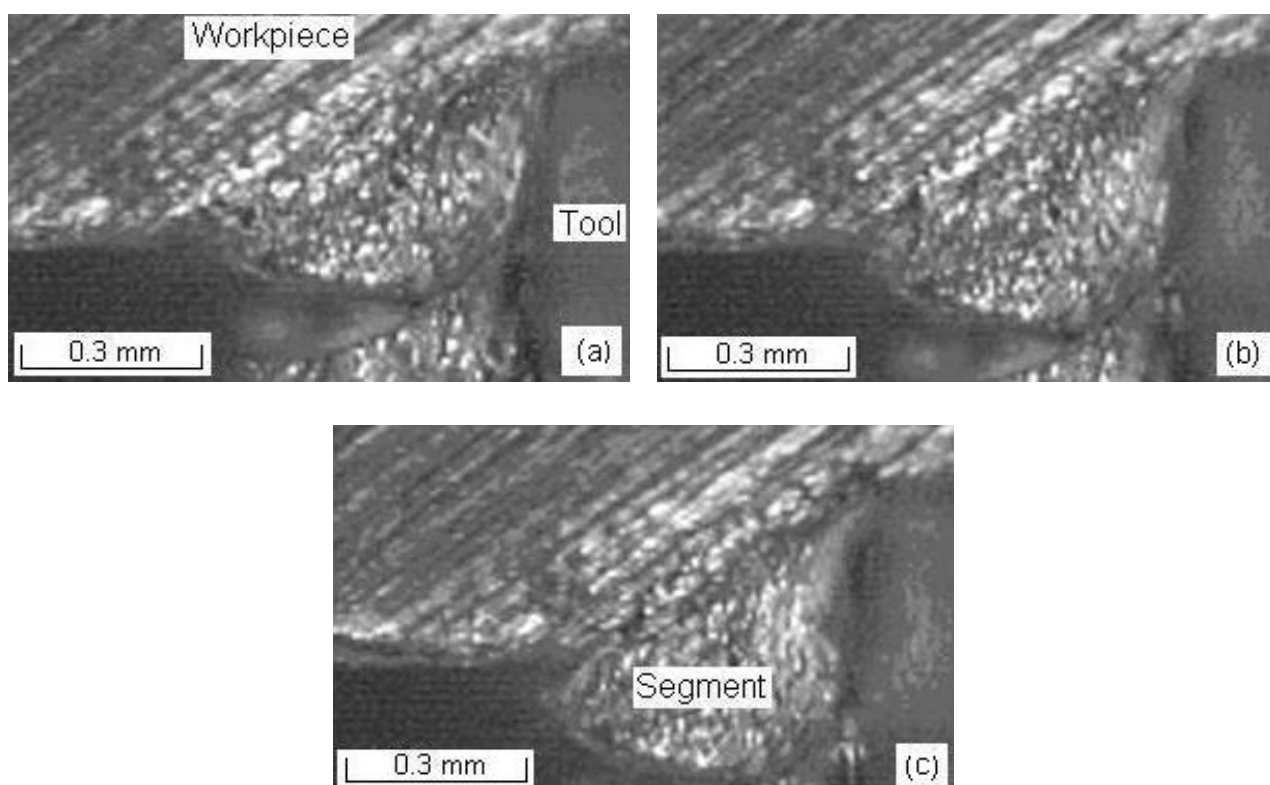


Рис. 4.17 Образование нового сегмента ($V = 400$ /мин, $S = 0,3$ мм/об) [165]

В конечном итоге, происходит температурное разупрочнение нароста, адгезионные напряжения и напряжения сдвига в контакте резко снижаются, что приводит к срыву нароста и образованию нового сегмента из поступающего материала. Визуально новый сегмент возникает, когда между поверхностью заготовки и вытесненной стружкой образуется трещина (рисунок 4.17c) и прилипший материал начинает скользить по поверхности лезвия.

Высокоскоростное видео подтверждает предположение о динамическом взаимодействии фаз торможения и скольжения между инструментом и стружкой.

Зона торможения распространяется от кромки инструмента вдоль поверхности лезвия по мере формирования нового сегмента. Область скольжения состоит из оставшейся части контактной длины, или площади контакта между ранее сформированными сегментами и гранью лезвия. Из-за сегментированного стружкообразования зоны торможения-скольжения на поверхности лезвия динамически изменяются в зависимости от термопластической нестабильности напряжений, необходимых для формирования нового сегмента. Формирование нового сегмента происходит тогда, когда касательные напряжения между лезвием, деформированным упрочненным материалом заготовки, накопленным на поверхности лезвия, и смежным сегментом превышают суммарную силу адгезионного и кинетического трения на поверхности лезвия.

На рисунке 4.18 показаны части реализаций записей составляющих силы резания P_z и P_y (в традиционной системе координат токарного станка) и фото продольного сечения зубчатой стружки, полученной с помощью электронного микроскопа Zeiss Discovery V12.

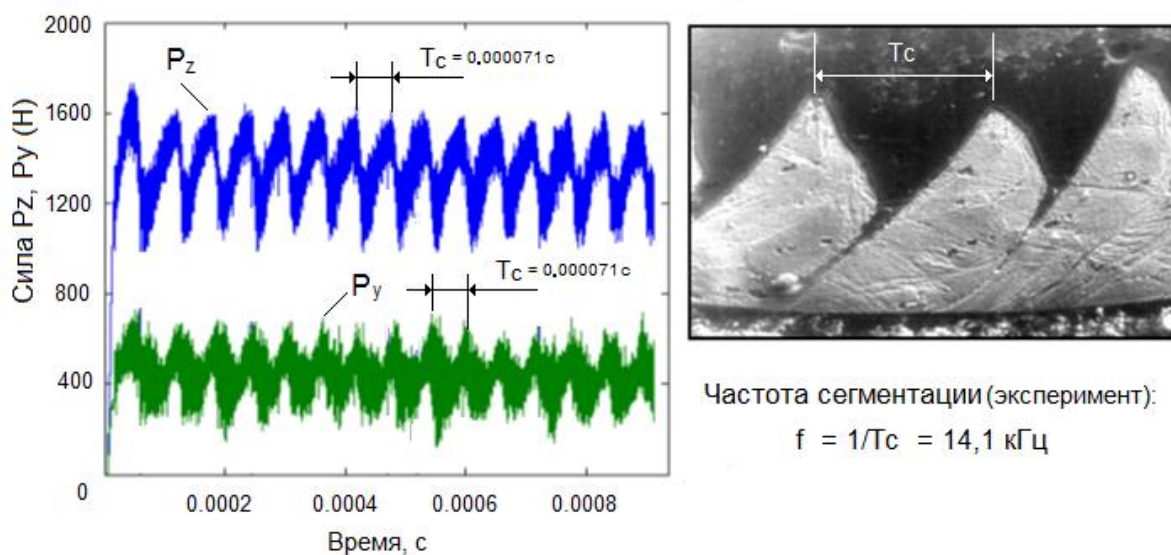


Рис. 4.18 Изменение составляющих силы резания во времени [165] (эксперимент, $V = 400 \text{ м/мин}$, $S = 0,3 \text{ мм/об}$)

Из рисунка 4.18 видно, что полосы сдвига подвергаются сильной деформации с образованием трещин. Материал внутри зуба стружки испытывает меньшую пластическую деформацию, и исходная микроструктура материала

существенно сохраняется. При сегментном стружкообразовании температурно-деформационная неустойчивость материала в плоскости сдвига вызывает периодические колебания составляющих силы резания P_z , P_y с периодом сегментации T_c (рисунок 4.18). При этом, минимальным значениям сил резания, соответствуют максимальные значения деформаций сдвига в плоскостях сдвига.

На рисунке 4.19 показаны выполненные автором расчетные реализации сил резания P_z и P_y при тех же условиях обработки. Пиковые точки колебаний силы соответствуют среднему периоду сегментации T_c .

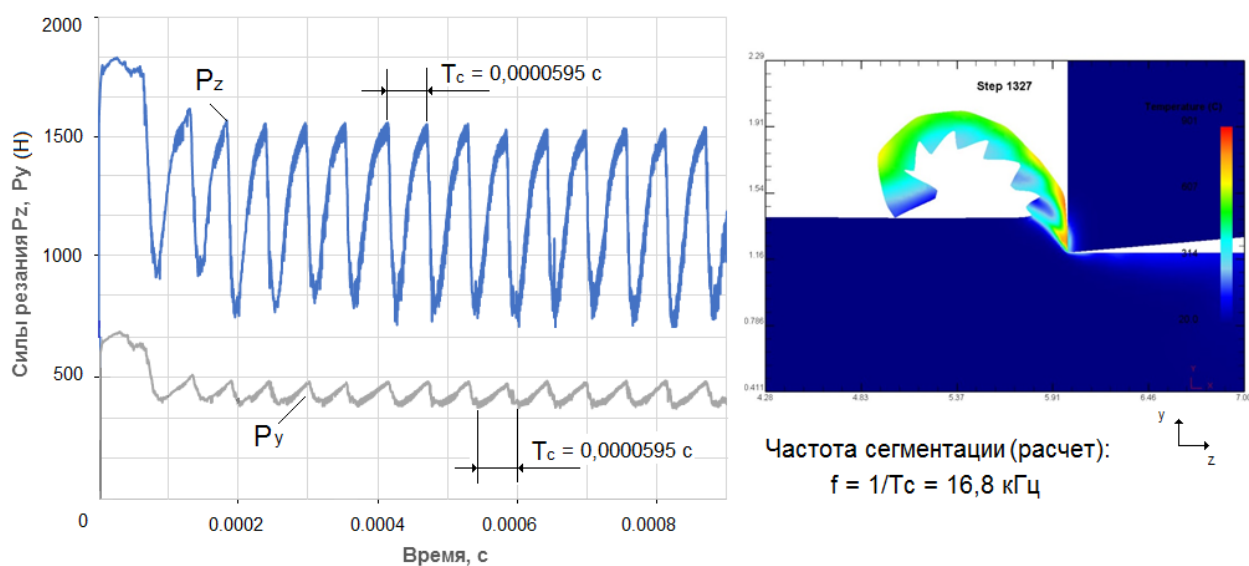


Рис. 4.19 Изменение сил резания во времени (расчет)

В экспериментах период сегментации T_i вычислялся по формуле:

$$T_i = N_i/R,$$

где N_i – число кадров между двумя сегментами, R – частота кадров (кадров/с).

В численных экспериментах частоты сегментации определялись с помощью спектрального анализа в Matlab реализаций сигналов сил резания. На рисунке 4.20 показаны полученные зависимости между средней частотой сегментации f_c и скоростью резания для 2-х значений подачи.

Из рисунка 4.20 видно, что расчетная частота сегментации практически линейно зависит от скорости резания, а общие тенденции изменения экспериментальных и расчетных данных совпадают, что подтверждает практически линейная корреляционная зависимость между двумя источниками

данных (рисунок 4.21). При этом, относительная погрешность между расчетом и экспериментом не превышает 20%. Исключение составляют скорости 300 и 500 м/мин, где относительная погрешность достигает 31-33%. При этом, расчетные значения частоты сегментации превышают экспериментальные частоты для всех значений скорости резания. Этот факт можно объяснить тем, что в расчетной схеме не учитывается дополнительная податливость технологической системы станка (СПИД), которая естественно присутствует в экспериментальной установке.

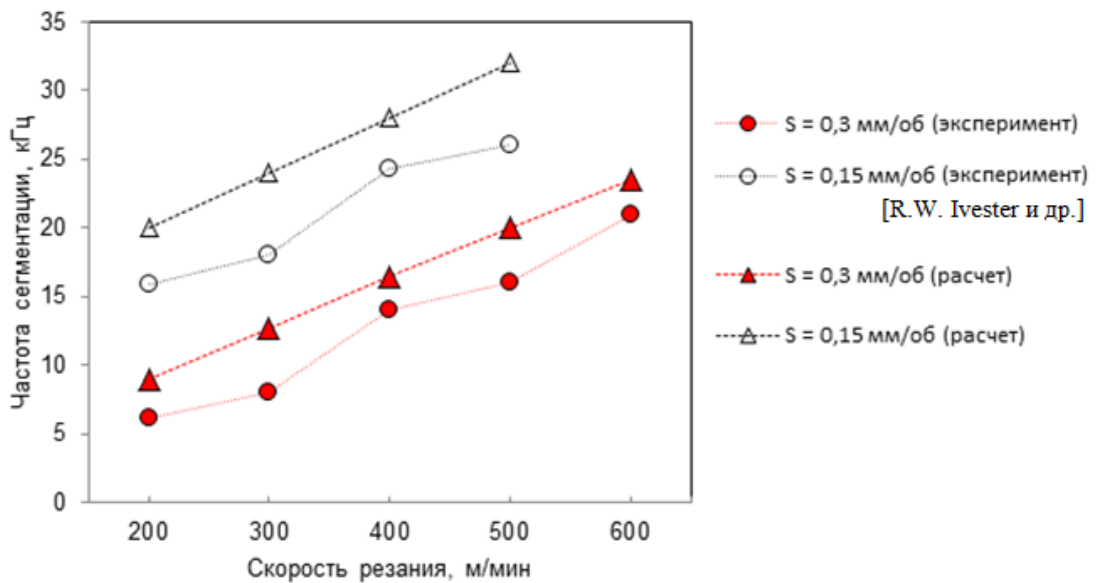


Рис. 4.20 Зависимости частоты сегментации от режимных параметров

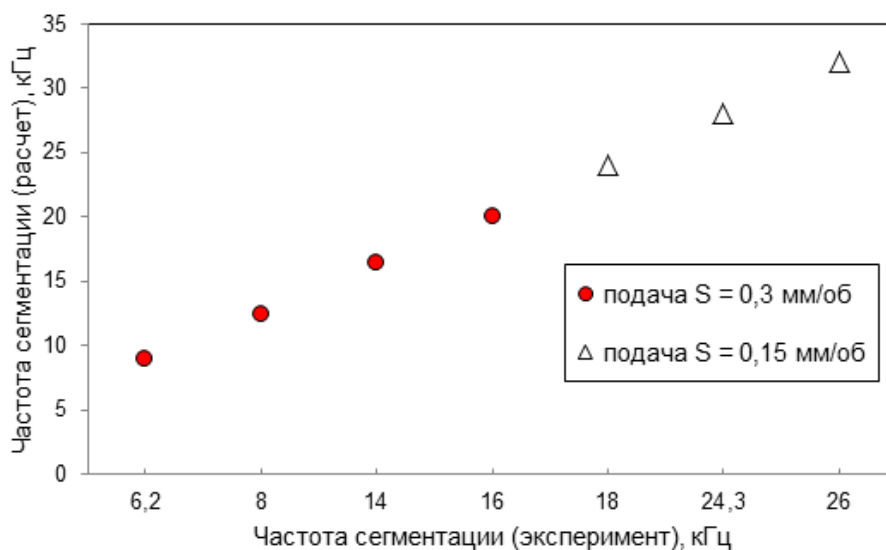


Рис. 4.21 Корреляционная зависимость расчетных и экспериментальных данных по частоте сегментации

На рисунке 4.22 показаны зависимости средних значений составляющих силы резания от режимных параметров обработки.

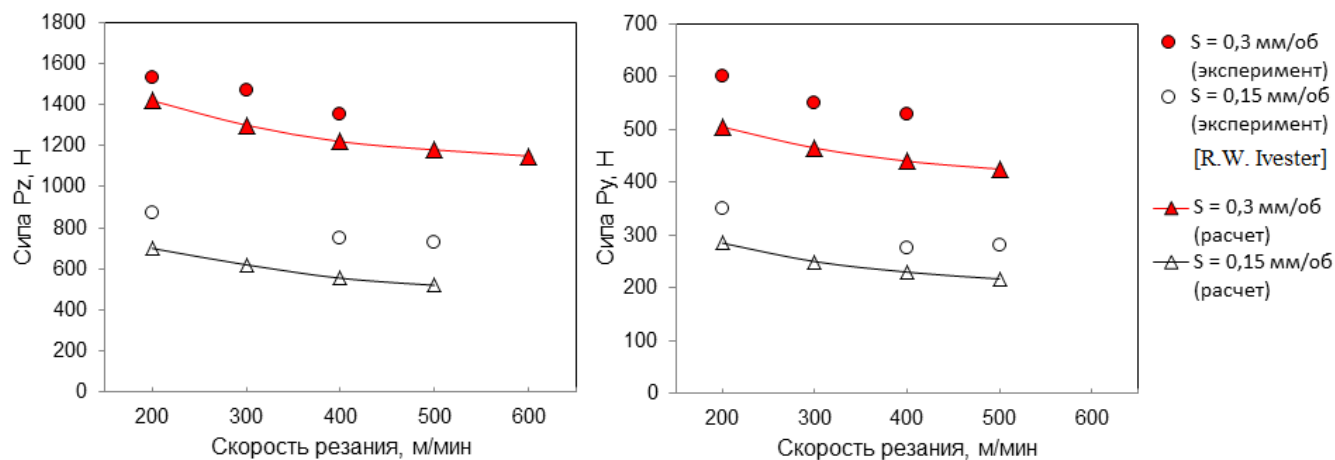


Рис. 4.22 Зависимости составляющих силы резания P_z и P_y от режимных параметров обработки

При возрастании скорости резания от 200 м/мин до 600 м/мин силы резания имеют тенденцию к незначительному снижению для обеих подач. При увеличении подачи от 0,15 мм/об до 0,3 мм/об силы резания увеличиваются пропорционально примерно в два раза.

Расчетные значения силы резания превышают экспериментальные на 16 - 28% для всех значений скорости. Такая разница может быть обусловлена тем, что в расчетной КЭ-схеме инструмента и обрабатываемой заготовки не учитывается реальная податливость технологической системы станка, которая имеет место в экспериментальных измерениях.

4.2.6 Влияние переднего угла резца на стружкообразование

Обширная практика обработки резанием показывает, что вид стружки, помимо режимов резания и свойств обрабатываемого материала, также зависит от величины переднего угла γ режущего лезвия [23, 37, 44, 62, 90 и др.].

На рисунке 4.23 показано поперечное сечение по длине стружки для отрицательного и положительного переднего угла резца. При положительной

величине угла резца $\gamma = 20^\circ$ деформация в непрерывной сливной стружке при самой низкой скорости подачи равномерна и однородна. При отрицательной величине угла $\gamma = -5^\circ$ образуется сегментированная стружка, а ориентация зерен изменяется вдоль направления длины стружки, что наглядно свидетельствует о неоднородности деформации. Исследование микрошлифа с помощью сканирующего электронного микроскопа также показывает четкую границу между объемной деформацией в первичной зоне сдвига и высоким уровнем деформации во вторичной зоне сдвига, приводящим к чрезвычайно мелким зернам в диапазоне нанометров.

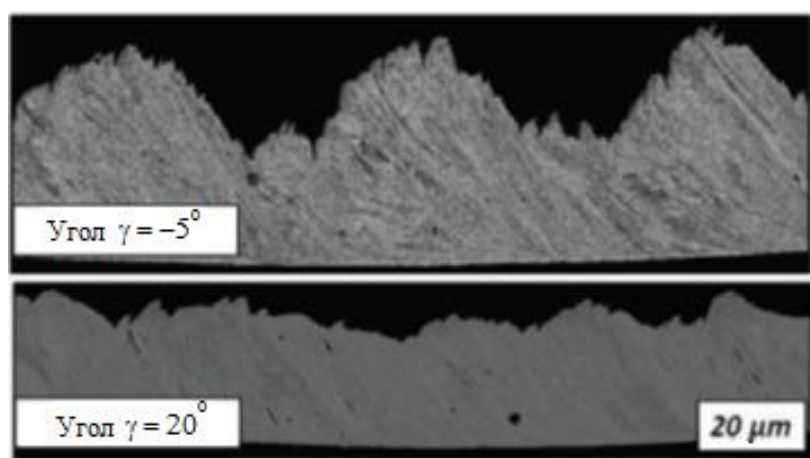


Рис. 4.23 Вид стружки для разных значений переднего угла резца (титановый сплав ВТ-6, $V = 120$ м/мин, $S = 0,05$ мм/об) [217]

Численное моделирование стружкообразования в DEFORM 2D также подтвердило, что для одинаковых режимов резания возможна смена формы стружки в зависимости от величины переднего угла резца (рисунок 4.24).

Для изучения степени влияния переднего угла резца на форму стружки была проделана серия натуральных экспериментов. В ходе экспериментов на станке-аналоге мод. 16К20 выполняли точение заготовки из закаленной стали 45 (НВ 210) твердосплавной пластиной Т15К6 на режиме резания: $V = 240$ м/мин; $S = 0,15$ мм; $t = 1$ мм. Обработка проводилась без применения СОЖ с разными углами наклона режущей пластины. Результаты исследований микрошлифов стружки

показаны на рисунке 4.25 для трех значений передних углов наклона режущей пластины γ .

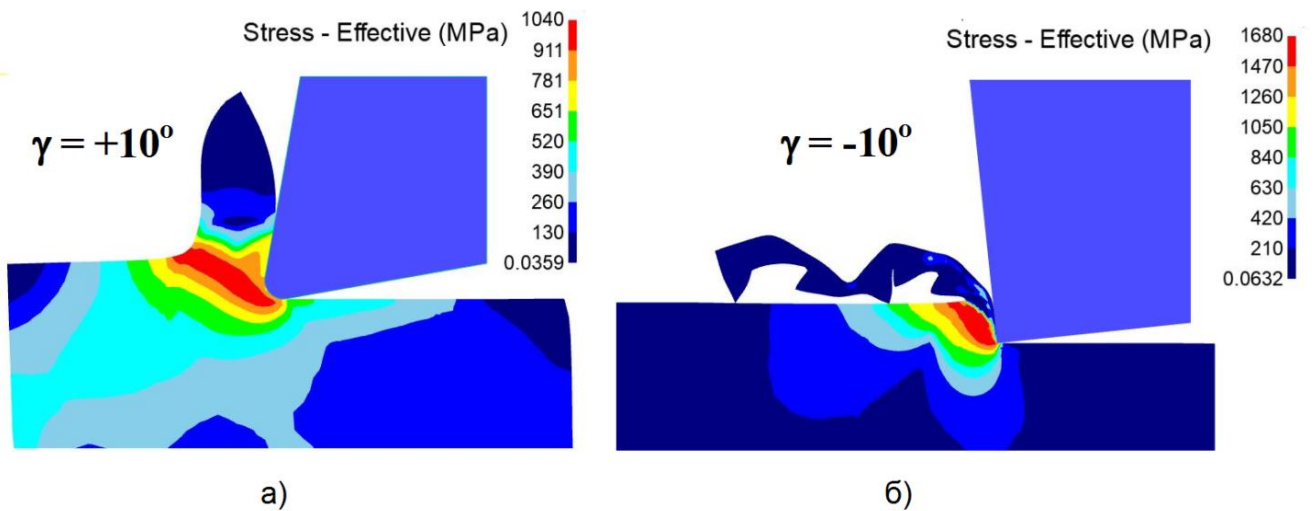


Рис. 4.24 Сливное (а) и сегментное (б) стружкообразование (сталь 45 – Т15К6; $V = 240$ м/мин; $S = 0,15$ мм/об): а) $\gamma = 10^\circ$; б) $\gamma = -10^\circ$

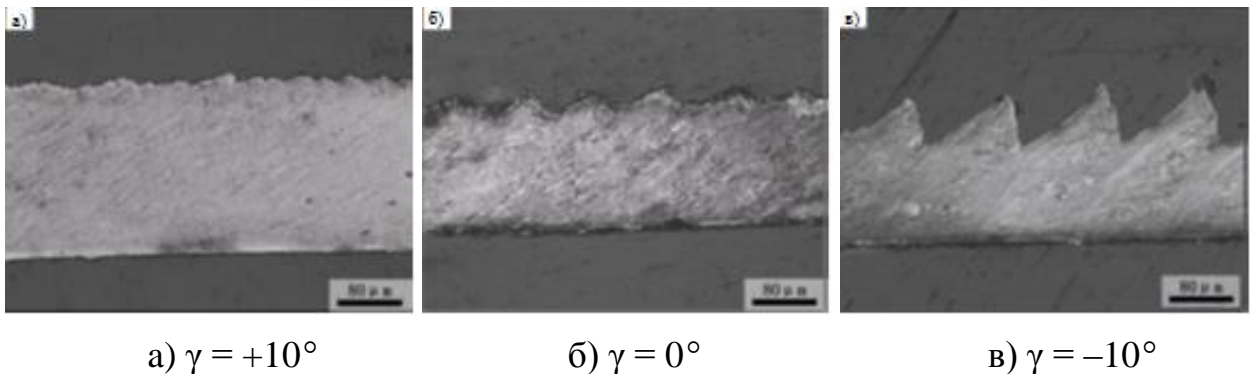


Рис. 4.25 Виды сечения стружек при токарной обработке (сталь 45 - Т15К6; $V = 240$ м/мин; $S = 0,15$ мм/об)

Результаты численных и натурных экспериментов показали, что при отрицательном значении переднего угла наклона резца $\gamma = -10^\circ$ стружка имеет явно выраженный сегментный характер (рисунок 4.24б и рисунок 4.25в). При значении $\gamma = 0^\circ$ и малой подаче $S = 0,15$ мм/об образуется сегментная стружка, но с низким индексом сегментации 0,1 - 0,15. При тех же условиях резания, когда передний угол резца положительный $\gamma = +10^\circ$ образуется практически непрерывная сливная стружка (рисунок 4.24а и рисунок 4.25а).

Таким образом, явно наблюдается тенденция перехода от сливного к сегментному стружкообразованию при переходе значений угла наклона резца в область отрицательных значений. Понятно, что, кроме фактора угла наклона режущего лезвия, степень сегментации стружки зависит также от свойств обрабатываемого материала и режима резания.

4.2.7 Влияние режимов обработки различных материалов на параметры стружкообразования

На рисунке 4.26 представлены расчетные области сливного и сегментного стружкообразования при точении различных материалов в зависимости от скорости резания V и подачи S . Область устойчивого стружкообразования с непрерывной сливной стружкой расположена ниже изображенных кривых. Граничные кривые соответствуют критическим значениям режимных параметров $V_{кр}$ и $S_{кр}$ при переходе от сливной к сегментной стружке. В расчетах принято условие, что при $V_{кр}$ и $S_{кр}$ индекс сегментации стружки принимает еще небольшие значения $S_i \approx 0,1$, но с увеличением скорости V сегментация стружки также увеличивается вплоть до образования элементной стружки

Из рисунка 4.26 следует, что тип стружки в значительной степени зависит от скорости резания V и подачи S . С увеличением подачи S (толщины срезаемого слоя) снижается скорость резания, при которой возникает неустойчивость стружкообразования, которая проявляется в форме стружки сегментного типа.

Расчетным путем установлено, что, при прочих равных условиях, сегментная стружка образуется на более низких скоростях при обработке металлов с большим значением предела пластичности и с меньшим значением произведения теплофизических характеристик материала $\lambda \cdot C_v$, где λ – коэффициент теплопроводности, C_v – объемная теплоемкость. Это, в первую очередь, конструкционные высокоуглеродистые и легированные высокопрочные жаропрочные и криогенные стали, титановые и специальные никелевые сплавы. В

этом отношении показательны титановые сплавы, у которых сливная стружка получается только при обработке на сверхнизких подачах с относительно низкими скоростями резания (рисунок 4.26). При обработке мягких низкоуглеродистых сталей и алюминиевых сплавов с большими значениями произведения $\lambda \cdot C_v$ процесс резания происходит устойчиво с образованием непрерывной сливной стружки в широком диапазоне режимов обработки.

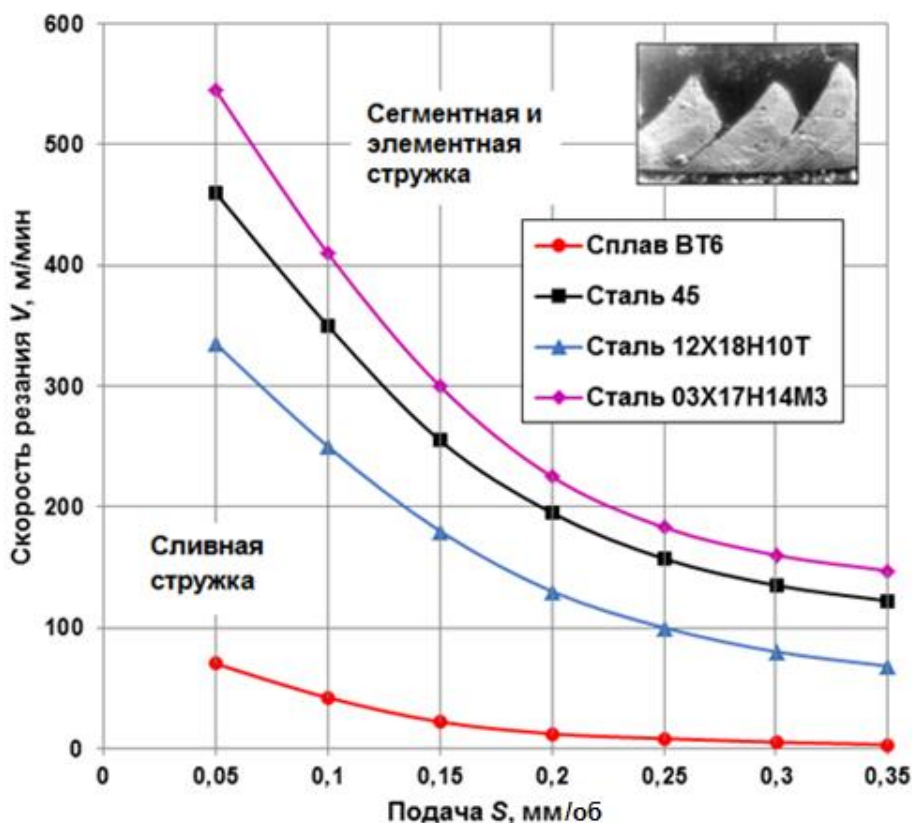


Рис. 4.26 Области сливного и сегментного стружкообразования при точении заготовок из различных материалов (передний угол $\gamma = 0$, $t = 1,0$ мм)

В результате численных экспериментов получено, что скорость резания является основным влияющим режимным фактором на процесс устойчивости стружкообразования, т.е. тип и форму стружки.

Результаты расчетного определения частоты сегментации стружки f_c для различных материалов в зависимости от скорости резания V представлены на рисунке 4.27.

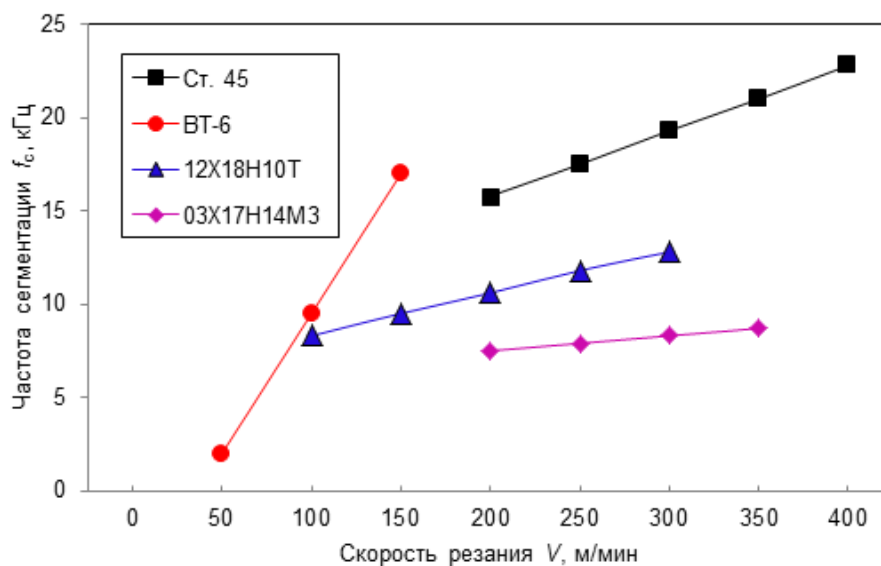


Рис. 4.27 Зависимость частоты сегментации стружки f_c от скорости резания V для различных обрабатываемых материалов ($S = 0,2$ мм/об)

Из рисунка 4.27 следует, что частота сегментации стружки f_c практически пропорциональна скорости резания V .

Необходимо отметить, что для принятой расчетной схемы процесса резания частота f_c не зависит от жесткости технологической системы, а определяется исключительно режимом обработки и свойствами обрабатываемого материала. Фактически частота f_c является частотой установившихся автоколебаний деформационного процесса сегментного стружкообразования. При дальнейшем увеличении скорости резания процесс переходит в неустойчивое состояние с образованием элементной стружки.

При совпадении частоты f_c с одной из собственных частот колебаний упругой системы станка возможно возникновение резонанса, что отрицательно отразится на точности обработки. Однако, как видно из рисунка 4.27, для практически применяемых скоростей резания частоты f_c достаточно высоки (в диапазоне 3 ... 24 кГц) относительно собственных частот механической упругой системы станка (0,1 ... 1,5 кГц), поэтому влияние механизма деформационной неустойчивости стружкообразования на возникновение резонансов в динамической системе станка при обработке требует дополнительных исследований.

Используя полученные результаты можно управлять процессом стружкообразования (выбирать вид формирующейся стружки) в зависимости от свойств пары «инструментальный - обрабатываемый» материал, режимов обработки и геометрии режущего инструмента.

4.3 Определение оптимальных режимов течения, обеспечивающих максимальную стойкость инструмента

Предлагаемый метод может быть использован для расчетного определения режимов течения, на которых обеспечивается максимальная размерная стойкость инструмента при минимальных стабильных значениях сил резания. Обработка на таких режимах создает на контактных площадках инструмента так называемую оптимальную температуру резания. Проблемы оптимального резания по физическим параметрам процесса впервые наиболее глубоко были исследованы в работе А.Д. Макарова [64], где доказано, что для каждой пары «инструментальный - обрабатываемый» материал существует своя оптимальная температура резания. При этом, экспериментально установлено, что оптимальная температура не зависит от изменения технологических факторов, включая геометрические параметры инструмента и СОЖ, и сохраняет свое постоянное значение для каждой пары «инструментальный - обрабатываемый» материал. Влияние геометрических параметров инструмента, физико-механических свойств обрабатываемого материала и СОЖ (при постоянных значениях подачи S и глубины резания t) будет проявляться в различных значениях скорости резания V , при которых возникает оптимальная температура.

Экспериментально установленная независимость оптимальной температуры резания от различных технологических параметров обработки позволяет рассматривать ее как некоторую обобщенную физическую характеристику (константу) для каждой пары «инструментальный - обрабатываемый» материал.

Поэтому во многих исследованиях режимы обработки, соответствующие оптимальным температурам резания, рассматриваются как оптимальные.

Для практического внедрения оптимальных режимов обработки необходимы эффективные методы определения оптимальной температуры резания. К настоящему времени основным методом определения оптимальных температур является метод стойкостных испытаний, в котором экспериментально определяется экстремальная зависимость относительного износа инструмента от температуры резания. Оптимальная температура соответствует минимуму относительного износа. Понятно, что стойкостные испытания весьма продолжительны и требуют значительного расхода режущего инструмента и обрабатываемого материала. С нашей точки зрения представляет научный и практический интерес задача расчетного прогнозирования МКЭ режимов течения, соответствующих оптимальной температуре резания.

Рассмотрим возможности применения разработанной методики для выбора режимов резания при продольном тчении, обеспечивающих максимальную стойкость инструмента. К настоящему времени имеется достаточное количество накопленных экспериментальных данных по величинам оптимальной температуры резания для разных сочетаний «инструментальный – обрабатываемый» материал, например [70, 100], что дает возможность расчетного прогнозирования оптимальных режимов резания уже на этапе проектирования инструмента путем сравнения экспериментальной и расчетной оптимальной температуры резания.

В качестве примера применения расчетного метода для решения поставленной задачи определим кривую максимальной стойкости инструмента при тчении заготовки из стали 45 инструментом из твердого сплава Т15К6. Геометрические параметры режущей части инструмента: главный угол резца в плане $\varphi = 45^\circ$; передний угол $\gamma = 8^\circ$; задний угол $\alpha = 10^\circ$. Радиус при вершине резца в плане $r = 0,4$ мм.

Профессор А.Д. Макаров [64] для данных условий обработки экспериментально с помощью естественной термопары получил регрессионную зависимость температуры резания от трех режимных факторов V , S , t , которая с учетом значимости коэффициентов имеет следующий вид:

$$T = 352V^{0,22}S^{0,08}t^{0,05}. \quad (4.7)$$

Из формулы (4.7) видно, что на температуру резания наибольшее влияние оказывает скорость резания V . Меньшее влияние оказывает подача S и глубина резания t .

Профессор С.С. Силин экспериментально определил, что оптимальная температура резания при точении заготовки из стали 45 твердосплавным инструментом Т15К6 составляет $T_o = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ([100], стр. 99). Подставляя значение T_o в уравнение (4.7) можно графически отобразить данную экспериментальную зависимость, где доверительный интервал, соответствующий доверительной вероятности 90%, составляет $\pm 110 \text{ }^\circ\text{C}$ (доверительный интервал заштрихован на рисунке 4.28).

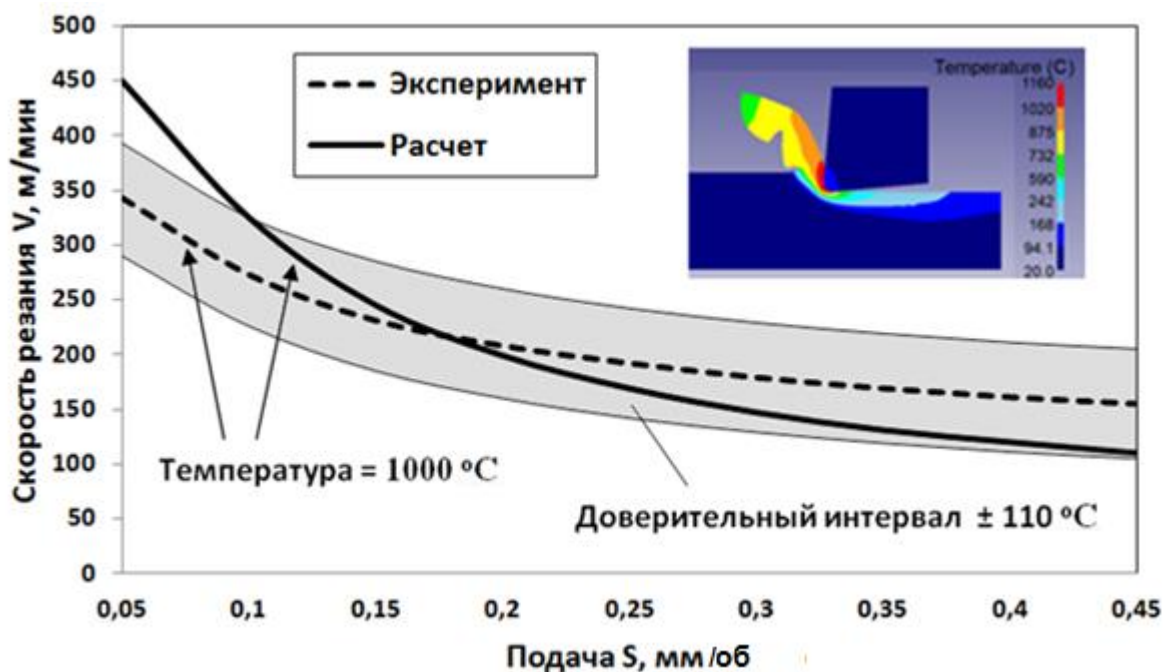


Рис. 4.28 Кривые максимальной стойкости инструмента при точении для оптимальной температуры резания $T = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ (сталь 45 - Т15К6, $t = 1 \text{ мм}$)

С учетом малости радиуса при вершине резца и малой толщины срезаемого слоя по сравнению с глубиной резания можно получить достаточно точные расчетные значения температуры резания используя 2D-модель течения в программе DEFORM 2D. Результаты расчета представлены на рисунке 4.28.

Сравнение полученных данных (рисунок 4.28) показывает, что экспериментальная и расчетная зависимости имеют одинаковый характер и находятся в пределах доверительного интервала в рассматриваемом диапазоне режимных параметров. При значениях подачи S выше 0,15 мм/об кривые отличаются не более чем на 10-13%. В области сверхмалых подач менее 0,15 мм/об расчетная скорость резания V превышает экспериментальную и максимальная разница составляет 34%, что может быть обусловлено некоторыми отличиями в условиях натурального и численного экспериментов.

Поскольку отсутствует информация о величине фактического радиуса округления режущей кромки лезвия инструмента, который использовался в эксперименте, то в расчетах радиус округления резца был принят $\rho = 0$. Известно, что в области малых подач эта величина имеет существенное значение.

Другое отличие связано с недостаточной точностью и определенностью измерения температуры резания методом естественной термопары. В работах А.Н. Резникова [94, 95], С.В. Васильева [21], Р.В. Bridgman [132] и других исследователей отмечено, что тарировочные характеристики термопар, определенные без относительного перемещения контактирующих материалов, дают значительную погрешность при определении температуры на контактной поверхности лезвия при высоких давлениях и скоростях скольжения, которые активируют дополнительную эмиссию электронов и повышают значение термо-ЭДС. В результате измеренная методом естественной термопары температура оказывается завышенной, что затрудняет ее непосредственное сравнение с расчетными данными.

Тем не менее, можно утверждать, что общие тенденции, полученные в расчетах, совпадают с экспериментальными данными. Это свидетельствует о

работоспособности и возможности использования предложенной модели для решения практических задач и анализа процесса резания при токарной обработке.

Так на рисунке 4.29 представлены расчетные кривые максимальной стойкости твердосплавного инструмента (Т15К6), полученные для различных значений глубины резания.

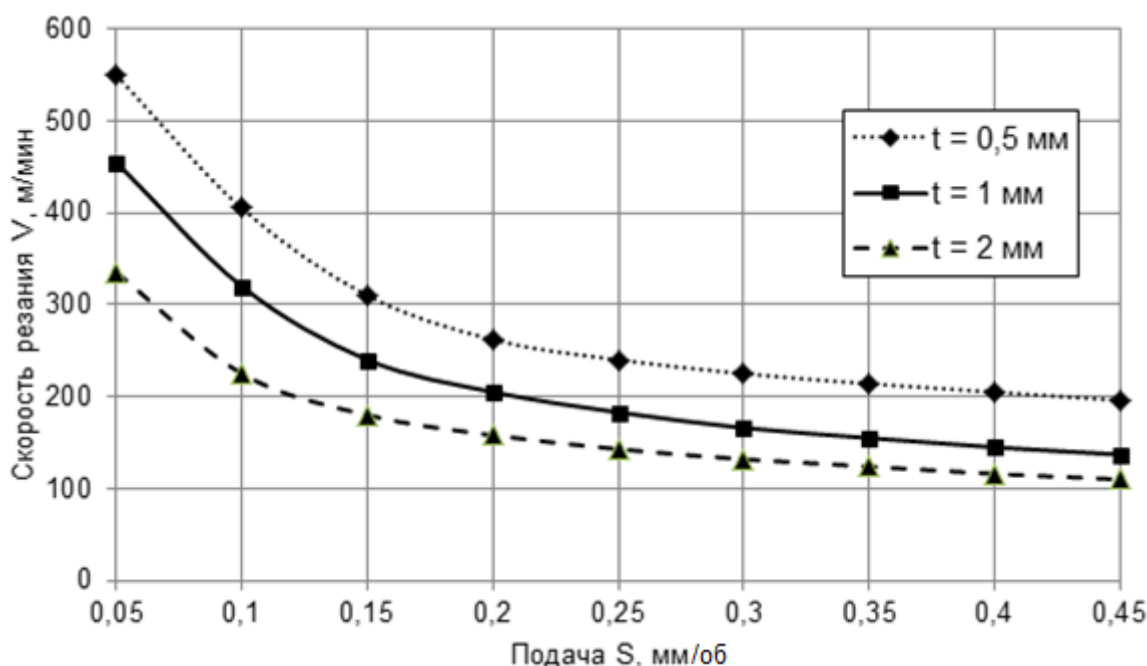


Рис. 4.29 Расчетные кривые максимальной стойкости инструмента при точении в зависимости от режимных параметров для оптимальной температуры резания $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ (сталь 45 - Т15К6)

Из рисунка 4.29 видно, что с уменьшением подачи S и глубины резания t расчетная «оптимальная» скорость резания V возрастает и оказывает наибольшее влияние на максимальную стойкость инструмента, что подтверждено результатами эксперимента (формула 4.7).

Удовлетворительное в целом совпадение экспериментальной и модельной зависимостей в рабочем диапазоне режимов обработки показывает универсальные возможности применения разработанного метода для решения практических задач.

4.4 Технологические рекомендации по управлению процессом стружкообразования

В данном параграфе приведены технологические рекомендации по управлению процессом стружкообразования с целью получения различных типов стружки в соответствии с требованиями к технологическому процессу.

Автоматизированные системы мониторинга и управления процессом резания находят все большее применение в современном производстве с целью обеспечения заданных показателей технологического процесса и качества обработки при высокой производительности.

Понятно, что выходные показатели обработки зависят от характера процесса стружкообразования. При высоких требованиях к шероховатости обработанной поверхности детали или с целью снижения расхода инструмента из-за его износа обработку необходимо выполнять на режимах, которые обеспечивают получение сливной стружки. В условиях автоматизированного производства, когда на первый план выходит проблема уборки и утилизации стружки, обработку следует проводить на режимах, которые обеспечивают элементное стружкообразование.

Полученные в настоящей работе результаты могут быть использованы в системах мониторинга и управления процессом стружкообразования при обработке резанием для получения заданного типа стружки для определенного технологического процесса. Они могут быть также использованы для сокращения объема экспериментальных данных, характеризующих основные параметры технологического процесса.

Мониторинг характера стружкообразования при резании можно проводить по двум направлениям:

1. определение вибрационных характеристик зоны резания;
2. определение теплового состояния зоны резания.

Вибрационные характеристики лучше всего измерять как можно ближе к зоне резания с помощью высокочастотных пьезокерамических датчиков с рабочим диапазоном в области частот сегментного стружкообразования (до 25 - 30 кГц).

К настоящему времени наиболее информативным способом измерения температуры наружной поверхности стружки является пирометрический способ с помощью тепловизора. Измерение температуры с помощью различных видов термопар дает только усредненную по области температуру. Кроме того, тарировочные характеристики термопар получают в условиях неподвижных контактов. В условиях резания при высоких контактных давлениях и скоростях перемещений инструмента и заготовки имеет место явление повышенной эмиссии электронов, что дает завышенное значение термо-ЭДС и температуры резания [21, 132].

Управление процессом стружкообразования можно осуществлять по двум основным направлениям:

1. воздействием на процесс стружкообразования путем изменения геометрических параметров инструмента и параметров режима резания;
2. тепловым или механическим воздействием непосредственно на процесс деформирования обрабатываемого материала с целью изменения его физико-механических свойств.

Механическое воздействие осуществляется различными способами опережающего пластического деформирования срезаемого слоя заготовки. Таким образом, уменьшается объем зоны пластического деформирования, что ведет к снижению силы и температуры резания, а также к повышению стойкости инструмента при обработке титановых сплавов и высокопрочных сталей.

В настоящее время существует большое число способов предварительного теплового нагрева срезаемого слоя обрабатываемого материала (плазменные, лазерные, индукционные) [63, 82, 103]. Их применение эффективно в случае, если в результате удастся повысить локальную температуру в зоне

стружкообразования до критического значения, выше которого существенно снижается прочность и повышается пластичность обрабатываемого материала. В результате получается сливная стружка, снижается сила резания и шероховатость обработанной поверхности.

Воздействия на условия деформирования обрабатываемого материала включают в себя следующие способы:

- ✓ изменение режимов резания (скорость резания, подача);
- ✓ изменение геометрии режущей части инструмента (переднего угла, радиуса при вершине и радиуса округления режущей кромки);
- ✓ периодическое механическое воздействие.

Периодическое механическое воздействие осуществляется в основном путем воздействия ультразвуковых (УЗ) колебаний на режущий инструмент, чтобы придать процессу резания импульсный характер. В результате повышается температурное разупрочнение и пластичность материала в локальной зоне сдвига, и расширяется область сливного стружкообразования.

Процесс резания при токарной обработке приобретает импульсный характер при наложении на токарный инструмент тангенциальных колебаний (по оси Z) с частотой f и малой амплитудой A . В этом случае инструмент только периодически находится в контакте с обрабатываемой заготовкой в течение достаточно короткого времени t_k . Если время удовлетворяет условию $t_k < t < 2\pi/f$, то резание не происходит из-за отсутствия контакта инструмента с заготовкой.

Исследованию процессов вибрационного резания, в том числе с наложением УЗ колебаний, посвящены известные работы В.Н. Подураева, А.И. Маркова, В.К. Асташева, Д. Кумабэ [60, 90, 91 и др.] в которых установлена связь между параметрами импульсного процесса резания:

$$V < 2\pi A \cdot f, \quad (4.8)$$

где V – скорость резания, A – амплитуда колебаний инструмента (2 ... 10 мкм).

Таким образом, соотношение (4.8) определяет условие для реализации импульсного процесса резания. При критической скорости $V_k > 2\pi A \cdot f$ резание не

будет иметь импульсный характер и не отличается от обычного непрерывного резания, т.к. стружка успевает набегать на лезвие инструмента.

В отмеченных выше работах экспериментально установлено, что при соблюдении условия (4.8) процесс резания реализуется с меньшими силами резания, повышенными стойкостью инструмента и качеством обработанной поверхности.

Исходя из полученных результатов в данной работе можно предположить, что, если частота колебаний f инструмента превышает частоту сегментного стружкообразования f_c , то можно избежать неустойчивости процесса стружкообразования в локальной плоскости сдвига и получить сливную стружку. Другими словами, расчетным путем возможно подобрать такие режимные параметры процесса обработки, когда время контакта инструмента t_k с заготовкой будет меньше времени сегментного стружкообразования $t_c = 2\pi/f_c$.

В качестве примера в работе Д. Кумабэ [60] приведены виды стружки при традиционном и вибрационном резании (рисунок 4.30).



Рис. 4.30 Вид стружек при традиционном (1) и вибрационном (2) точении с ультразвуковой частотой 20 кГц [60]

При обычном точении на низких скоростях углеродистых, коррозионно-стойких, закаленных и жаропрочных сталей стружка, как правило, получается сливной (при малой глубине резания t). С повышением скорости резания стружка начинает принимать сегментную форму и снижается качество обработки. При наложении УЗ колебаний на инструмент с частотой $f = 20 \dots 30$ кГц и амплитудой $A = 3 \dots 10$ мкм, и при соблюдении условия (4.8) реализуется механизм

вибрационного резания. При скорости резания, не превышающей критическое значение $V_k = 2\pi A \cdot f$, стружка остается непрерывной сливной, как при обычном резании.

Таким образом, при наложении УЗ колебаний на инструмент область сегментного стружкообразования смещается в сторону увеличения граничных значений скорости резания, т.е. кривые на рисунке 4.26 поднимаются вверх, как изображено на рисунке 4.31.

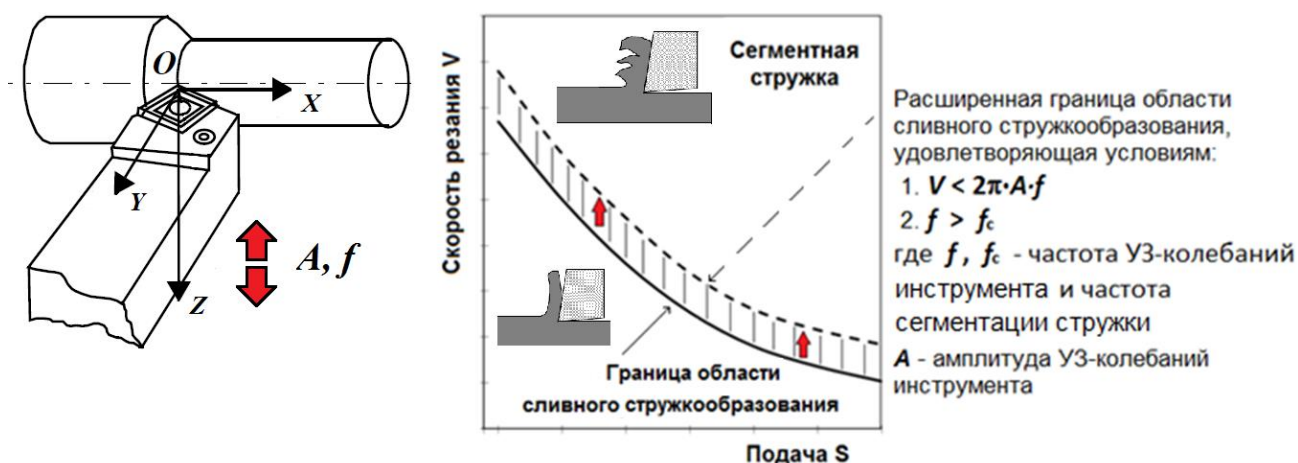


Рис. 4.31 Расширение области сливного стружкообразования при наложении УЗ колебаний на инструмент

При этом область формирования непрерывной сливной стружки расширяется и соответственно повышается стойкость инструмента и качество обработанной поверхности.

4.5 Выводы по главе 4

В настоящей главе на основе проведенных численных исследований с помощью разработанной расчетной методики, а также натурных экспериментов получены следующие основные результаты.

1. Сформулированы общие принципы применения КЭ-моделей для исследования механических процессов обработки резанием (принцип допустимой погрешности модели, принцип рационального упрощения модели, принцип

оптимальности вычислительных процедур, принцип сопоставимости условий численного и натурального экспериментов).

2. Установлено, что при высокоскоростной обработке типовых конструкционных материалов процесс сегментного стружкообразования имеет адиабатический характер и сопровождается большими значениями накопленных деформаций ($\varepsilon = 4 - 6$), скоростей деформаций ($\dot{\varepsilon} = 10^5 - 10^6 \text{ с}^{-1}$), а также температуры ($T = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ и более) локализованными в узкой области сдвига. Напротив, в процессе сливного стружкообразования распределение деформаций, скоростей деформаций и температуры имеет более равномерный характер. Получена численная оценка для выполнения условия адиабатичности процесса стружкообразования в условной плоскости локального сдвига.

3. Установлено, что в процессе сегментации стружки сила резания динамически изменяется с частотой сегментации, которая при обработке конструкционных и легированных сталей, а также титановых сплавов изменяется в диапазоне $3 \dots 24 \text{ кГц}$. Сравнение существующих опытных данных с результатами моделирования по средним и амплитудным значениям силы резания, а также по частоте сегментации в целом показало их хорошее качественное и удовлетворительное количественное совпадение.

4. Получена численная оценка размеров областей устойчивого (сливного) и неустойчивого (сегментного, элементного) стружкообразования в пространстве режимных параметров V и S при обработке углеродистой конструкционной закаленной стали 45, широко применяемых легированных сталей 12X18H10T и 03X17H14M3, а также титанового сплава BT-6. Расчетным путем подтверждено, что при обработке сталей и сплавов, имеющих более высокие значения предела текучести и меньшие значения теплопроводности и теплоемкости, сегментирование стружки возникает при меньших значениях скорости резания.

5. Сравнение численных и натуральных экспериментов показало, что выбор адекватной модели закона деформирования материала является основополагающим для точности КЭ-моделирования механической обработки

резанием. Используемая в настоящей работе модель материала Джонсона-Кука, в целом, позволяет удовлетворительно прогнозировать морфологию стружки и тенденции изменения силовых, деформационных и тепловых параметров в зоне резания. Однако, она не всегда позволяет удовлетворительно объяснить некоторые известные экспериментальные данные, например, сегментацию стружки при сверхнизких и сливное стружкообразование при сверхвысоких скоростях резания при обработке некоторых материалов, что требует дополнительного исследования. Вместе с тем, необходимо отметить, что в справочной литературе наблюдается значительный разброс по свойствам обрабатываемых и инструментальных материалов, что служит основной причиной неполного соответствия расчетов и экспериментов.

6. Определены наиболее значимые факторы, влияющие на характер стружкообразования (форму стружки, частоту сегментации): скорость резания V , подача S (толщина срезаемого слоя), передний угол наклона режущего лезвия γ . Установлено, что процесс сегментации стружки имеет тенденцию проявляться при более высоких скоростях резания V , большей подаче S и при меньших углах наклона режущего лезвия ($\gamma \leq 0$).

7. Предлагаемая модель может быть использована для прогнозирования оптимальных режимов точения, на которых обеспечивается максимальная размерная стойкость инструмента. Оптимальные режимы определяются путем сравнения расчетной и экспериментальной оптимальной температуры резания по А.Д. Макарову.

8. Предложены технологические рекомендации, направленные на устранение для заданных условий производства нежелательного сегментного стружкообразования и расширение области сливного стружкообразования, повышения качества и интенсификацию процесса обработки резанием. Для устранения сегментного стружкообразования наиболее эффективно выполнять обработку резанием с наложением тангенциальных (по оси Z) ультразвуковых

колебаний на инструмент с частотой превышающей частоту сегментации стружки.

9. Удовлетворительное в целом качественное и количественное совпадение экспериментальных и модельных зависимостей параметров процесса стружкообразования в рабочем диапазоне режимов резания показывает универсальные возможности предлагаемой методики и стандартного ПМО для решения практических задач теории резания.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенные в работе исследования позволяют сделать следующие основные выводы.

1. Практика обработки резанием показывает, что переход от сливного к сегментному и элементному стружкообразованию, помимо удобства уборки стружки, также приводит к снижению качества обработанной поверхности и стойкости инструмента. Результаты исследований позволили установить, что основной физической причиной перехода от сливной к сегментной стружке с повышением скорости резания является неустойчивость процесса упругопластического деформирования обрабатываемого материала в зоне стружкообразования, который имеет адиабатический характер.

2. При высокоскоростном резании процесс деформирования материала в зоне стружкообразования характеризуется сложными взаимосвязями, что приводит к необходимости рассматривать процесс в связанной (термомеханической) постановке, т.е. с учетом теплопроводности, а также эффектов деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения обрабатываемого материала.

3. Основная физическая причина перехода от сливной к сегментной стружке с повышением скорости резания – это неустойчивость процесса упругопластических деформаций обрабатываемого материала в зоне резания, а основной механизм развития неустойчивости – это локальный адиабатический сдвиг в зоне стружкообразования.

4. В качестве критерия устойчивости процесса упругопластического деформирования обрабатываемого материала может быть использовано соотношение А. Надаи. Деформирование материала описывается связанными уравнениями механики сплошной изотропной несжимаемой среды с учетом теплопроводности. В качестве реологической модели материала использовано

уравнение Джонсона-Кука с учетом эффектов деформационно-скоростного упрочнения и температурного разупрочнения обрабатываемого материала.

5. На основе использования МКЭ и программного комплекса DEFORM 2D разработана методика, включающая модели, алгоритмы и практические рекомендации для моделирования процесса стружкообразования. Методика позволяет прогнозировать влияние параметров инструмента, режима резания и свойств обрабатываемого материала на параметры процесса стружкообразования (деформации и скорости деформаций, температуры, силы резания, форма и частота сегментации стружки, критические режимы резания при переходе от сливной к сегментной стружке).

6. Уточненные численные исследования с помощью разработанной методики подтвердили, что при высокоскоростной обработке процесс сегментного стружкообразования имеет адиабатический характер и сопровождается большими значениями деформаций ($\varepsilon = 4 - 6$), скоростей деформаций ($\dot{\varepsilon} = 10^5 - 10^6 \text{ с}^{-1}$), а также температуры ($T = 1000 \text{ °C}$ и более) локализованными в узкой зоне сдвига. Напротив, процесс сливного стружкообразования характеризуется более равномерным распределением деформаций, скоростей деформаций и температуры.

7. Установлено, что в процессе сегментации стружки сила резания динамически изменяется с частотой сегментации в диапазоне 3 ... 24 кГц для разных материалов. Сравнение существующих опытных данных с результатами моделирования по средним и амплитудным значениям силы резания, а также по частоте сегментации показало их хорошее качественное и удовлетворительное количественное совпадение.

8. Получена численная оценка размеров областей устойчивого (сливного) и неустойчивого (сегментного) стружкообразования в пространстве режимных параметров (V и S) при тчении типовых конструкционных высокопрочных сталей (сталь 45, легированные стали 12X18H10T и 03X17H14M3) и титанового сплава ВТ-6. Установлено, что при обработке материалов, имеющих более

высокие значения предела текучести и меньшие значения теплопроводности, сегментирование стружки возникает при меньших значениях скорости резания.

9. Определены наиболее значимые режимные факторы, влияющие на характер стружкообразования (форму стружки, частоту сегментации): скорость резания V ; подача S (толщина срезаемого слоя); передний угол наклона режущего лезвия γ . Установлено, что процесс сегментации стружки имеет тенденцию к проявлению при более высоких скоростях резания, большей подаче и при отрицательных углах наклона режущего лезвия ($\gamma \leq 0$).

10. Сравнение расчетных и экспериментальных данных показало, что выбор адекватной реологической модели материала является основополагающим для точности МКЭ моделирования обработки резанием. Модель материала Джонсона-Кука позволяет прогнозировать форму стружки и тенденции изменения силовых, деформационных и тепловых параметров в зоне резания. Отдельные расхождения расчетных и опытных данных можно объяснить неполным соответствием условий расчетов и экспериментов, а также разбросом по свойствам обрабатываемых и инструментальных материалов, используемых в работе и публикуемых в справочных источниках.

11. Предлагаемая методика может быть использована для прогнозирования оптимальных режимов течения, которые обеспечивают максимальную размерную стойкость инструмента. Оптимальные режимы определяются путем сравнения расчетной и экспериментальной оптимальной температуры резания по А.Д. Макарову.

12. На основании полученных результатов работы сформулированы технологические рекомендации, направленные на устранение нежелательного сегментного стружкообразования и расширение области сливного стружкообразования, повышения качества и интенсификацию процесса обработки резанием для заданных условий производства. Можно предположить, что для устранения сегментирования стружки наиболее эффективно выполнять обработку резанием с наложением на токарный инструмент тангенциальных (по оси Z)

ультразвуковых колебаний с частотой 20 ... 30 кГц, превышающей частоту сегментации стружки.

13. Удовлетворительное соответствие экспериментальных и расчетных результатов по параметрам стружкообразования в рабочем диапазоне режимов резания показало работоспособность и универсальность предлагаемой методики для решения практических задач теории резания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Адашкин, А. М. Влияние скорости резания на стружкообразование при точении жаропрочных сплавов на основе хрома и никеля / А. М. Адашкин, В. Н. Бутрим, А. А. Верещака, А. С. Верещака, В. В. Каширцев // СТИН. - 2014. - № 10. - С. 23-27.

2. Алексеев, Ю. Н. Введение в теорию обработки металлов давлением, прокаткой и резанием: монография / Ю. Н. Алексеев. - Харьков: Изд-во Харьковского университета, 1969. - 108 с.

3. Артамонов, Е. В. Исследование напряжений, деформаций и прочности сменных режущих пластин методом конечных элементов: монография / Е. В. Артамонов, Т. Е. Помигалова, М. Х. Утешев. – Тюмень: Изд-во ТНГУ, 2002. – 140 с.

4. Аршинов, В. А. Резание металлов и режущий инструмент / В. А. Аршинов, Г. А. Алексеев. – 3-е изд. доп. – М.: Машиностроение, 1976. – 440 с.

5. Армарево, И. А. Обработка металлов резанием / И. А. Армарево, Р. Х. Браун. - М.: Машиностроение, 1977. - 325 с.

6. Аркулис, Г. Э. Теория пластичности / Г. Э. Аркулис, В. Г. Дорогобид. - М.: Металлургия, 1987. – 352 с.

7. Астафьев, В. И. Нелинейная механика разрушения / В. И. Астафьев, Ю. Н. Радаев, Л. В. Степанова. – Самара: Изд-во Самарского университета, 2001. – 534 с.

8. Афолина, Н. А. Повышение виброустойчивости процесса токарной обработки на основе управляемых колебаний скорости резания: дис. ... канд. техн. наук: 05.02.07 / Н. А. Афолина. – Тула, 2004. – 156 с.

9. Балакин, В. А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения / В. А. Балакин. – М.: Машиностроение, 1980. – 272 с.

10. Бахвалов, Н. С. Численные методы / Н. С. Бахвалов, Н. П. Жидков, Г. М. Кобельников. – М.: Наука, 1975. – 632 с.

11. Бобров, В. Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
12. Бобров, В. Ф. Особенности образования сулавчатой и элементной стружки при высокой скорости резания / В. Ф. Бобров, А. И. Седельников // Вестник машиностроения. - 1976. - № 7. - С. 61 - 66.
13. Баррет, Ч. С Структура металлов / Ч.С. Баррет, Т. Б. Массальский. - Пер. с англ. в двух частях. - М.: Металлургия, 1984. – 344 с.
14. Бернштейн, М. Л. Структура деформированных металлов / М. Л. Берштейн. - М.: Металлургия, 1977. – 432 с.
15. Блек, У. Модель напряжения пластического течения при резании металла / У. Блек // Конструирование и технология машиностроения. - 1979. - № 4. - С. 124 - 139.
16. Бленд, Д. Теория линейной вязкоупругости / Д. Бленд. - Пер. с англ. - М.: Мир, 1965. – 199 с.
17. Бленд, Д. Нелинейная динамическая теория упругости / Д. Бленд. - Пер. с англ. - М.: Мир, 1972. – 183 с.
18. Бриджмен, П. Исследование больших пластических деформаций и разрушения / П. Бриджмен. - М.: ИЛ, 1955. – 238 с.
19. Броск, Д. Основы механики разрушения / Д. Броск. - Пер. с англ. - М.: Высшая школа, 1980. – 368 с.
20. Васин, С. А. Резание материалов: термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: учебник для технических вузов. / С. А. Васин, А. С. Верещака, В. С. Кушнер. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
21. Васильев, С. В. ЭДС и температура резания / С. В. Васильев // Станки и инструмент. – 1980. – № 10. – С. 20 – 22.
22. Васильев, Д. В. Метод формирования условий максимальной обрабатываемости жаропрочных материалов путем высокотемпературного охрупчивания при резании: дис. ... канд. техн. наук: 05.02.07 / Д. В. Васильев. – Тюмень: 2015. – 163 с.

23. Верещака, А. С. Резание материалов / А. С. Верещака, В. С. Кушнер. – М.: Высшая школа, 2009. – 535 с.
24. Вейц, В. Л. Динамическое моделирование технологической системы с учетом упругопластического деформирования стружкообразования в процессе резания / В. Л. Вейц, В. В. Максаров // Машиностроение и автоматизация производства: Межвуз. сб. вып. 15. - СПб.: СЗПИ, 1999. - С. 12-15.
25. Виноградов, Д. О. Разработка физической модели суставчатого стружкообразования как основы мониторинга и управления процессом обработки резанием труднообрабатываемых и других материалов: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Д. О. Виноградов. – М., 2000. – 20 с.
26. Владимиров, В. И. Физическая природа разрушения металлов / В. И. Владимиров. - М.: Металлургия, 1984. – 280 с.
27. Грановский, Г. И. Резание металлов: учебник для машиностроительных и приборостроительных спец. вузов / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
28. Гречишников, В. А. Процессы и операции формообразования и инструментальная техника: учебник / В. А. Гречишников, С. Н. Григорьев, С. В. Лукина, Ю. М. Соломенцев, А. Г. Схиртладзе, В. И. Власов – М.: Изд-во МГТУ «СТАНКИН»: Янус-К, 2006. – 189 с.
29. Грубый, С. В. Моделирование процесса резания твердосплавными и алмазными резцами: учебное пособие / С. В. Грубый. – М.: Изд-во МГТУ им Баумана, 2010. – 108 с.
30. Даниелян, А. М. Обработка резанием жаропрочных сталей, сплавов и тугоплавких металлов / А. М. Даниелян, П. И. Бобрик, Я. Л. Гуревич, И. С. Егоров. – М.: Машиностроение, 1965. - 308 с.
31. Джонсон, К. Механика контактного взаимодействия / К. Джонсон. – М.: Мир, 1989. – 510 с.
32. Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И. Г. Жарков. – Л.: Машиностроение, 1986. – 184 с.

33. Залого, В.А. Обзор способов экспериментального определения параметров уравнения состояния пластических материалов для моделирования методом конечных элементов их механической обработки / В. А. Залого, Д. В. Криворучко // Резание и инструмент в технологических системах. – 2005. – № 69. – С. 193–202.

34. Зенкевич, О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 525 с.

35. Зверев, И. А. Виброустойчивость при растачивании отверстий в деталях из жаропрочных сталей / И. А. Зверев, Чжо У, М. М. Стебулянин // Вестник МГТУ «СТАНКИН». - 2018. № 4 (47). - С. 30 - 36.

36. Зверев, И. А. Моделирование динамической устойчивости процесса растачивания отверстий в деталях из труднообрабатываемых материалов / И. А. Зверев, Чжо У // Материалы международной научно-практической конференции «Наука сегодня. Достижения, проблемы и перспективы». - Вологда, 13 сентября 2017 г. С. 4 - 10.

37. Зорев, Н. Н. Вопросы механики процесса резания / Н. Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.

38. Зорев, Н. Н. Развитие науки о резании металлов / Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин. – М.: Машиностроение, 1967. – 415 с.

39. Зайков, М. А. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке / М. А. Зайков. - Свердловск: Metallurgizdat, 1960. – 426 с.

40. Иванова, В. С. Синергетика. Прочность и разрушение металлических материалов / В. С. Иванова. - М.: Наука, 1992. – 512 с.

41. Калиткин, Н. Н. Численные методы / Н. Н. Калиткин. – М.: Наука, 1978. – 508 с.

42. Кац, М. Д. Погрешности и условия применения импульсных методов определения теплофизических характеристик материалов: автореф. ... дисс. канд. физ.-мат. наук / М. Д. Кац. – Томск, 2009. – 23 с.

43. Качанов, Л. М. Основы механики разрушения / Л.М. Качанов. - М.: Наука, 1974. – 311 с.
44. Куфарев, Г. Л. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании / Г. Л. Куфарев. – Фрунзе: Изд-во «Мектеп», 1970. – 169 с.
45. Колмогоров, В. Л. Напряжение, деформация, разрушение / В. Л. Колмогоров. – Л.: Металлургия, 1970. – 229 с.
46. Козлов, А. А. Интенсификация процессов резания на основе анализа эффектов неизотермической неустойчивости упругопластической деформации в зоне стружкообразования и контактных явлений: автореф. ... дисс. докт. техн. наук: 05.03.01 / А. А. Козлов. – М., 1997. – 54 с.
47. Крагельский, И. В. Трение, изнашивание и смазка: справочник в 2-х т. / И. В. Крагельский. – М.: Машиностроение, 1978. – т. 1. – 400 с.
48. Криворучко, Д. В. Моделирование процессов резания методом конечных элементов: монография / Д. В. Криворучко, В. А. Залогова. – Сумы: Изд-во «Университетская книга», 2012. – 434 с.
49. Кузнецов, В. А. Особенности процесса стружкообразования при резании предварительно деформированного слоя / В. А. Кузнецов // Резание и инструмент в технологических системах: межд. научно-техн. сборник. – 1986. - Вып. 36. – С. 74 – 77.
50. Кузнецов, В. Д. Физика резания и трения металлов и кристаллов / В. Д. Кузнецов. – М.: Наука, 1977. – 310 с.
51. Кайбышев, О. А. Пластичность и сверхпластичность металлов / О. А. Кайбышев. - М.: Металлургия, 1975. – 280 с.
52. Катаев, Ю. П. Пластичность и резание металлов: монография / Ю. П. Катаев, А. Ф. Павлов, В. М. Белоного. - М.: Машиностроение, 1994. – 144 с.
53. Качанов, Л. М. Основы механики разрушения / Л. М. Качанов. - М.: Наука, 1974. – 311 с.

54. Королев, Г. А. Локализованный сдвиг при обработке металлов резанием / Г.А. Королев // Известия вузов. Машиностроение. – 1990. - № 6. - С. 88 - 91.

55. Козочкин, М. П. Особенности стружкообразования при лезвийной обработке с ультразвуковыми вибрациями / М. П. Козочкин // «Машиностроитель». - 2011. - Выпуск № 2. - С. 29 - 35.

56. Козочкин, М. П. Автоколебательный механизм формирования стружки / М. П. Козочкин // «Станочный парк». - 2011. - Выпуск № 5. - С. 48 - 52.

57. Кудинов, В. А. Динамика станков / В. А. Кудинов. - М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.

58. Кудинов, В. А. Схема стружкообразования (динамическая модель процесса резания) / В. А. Кудинов // Станки и инструмент. - 1992. - № 10. - С. 14 - 17, - № 11. - С. 26 - 29.

59. Кудинов, В. А. Автоколебания на низких и высоких частотах (устойчивость движения) при резании / В. А. Кудинов // СТИН. - 1997. - № 2. - С. 16 - 22 .

60. Кумабэ, Д. Вибрационное резание / Д. Кумабэ. - М.: Машиностроение, 1985. – 385 с.

61. Кучеряев, Б. В. Механика сплошных сред / Б. В. Кучеряев. - М.: МИСИС, 1999. – 320 с.

62. Лоладзе, Т. Н. Стружкообразование при резании металлов / Т. Н. Лоладзе. - М.: Машгиз, 1952. – 198 с.

63. Лоладзе, Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. - М.: Машиностроение, 1982. - 320 с.

64. Макаров, А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.

65. Максаров, В. В. Теория и методы моделирования и управления процессом стружкообразования при лезвийной механической обработке: диссер. ... доктора техн. наук: 05.03.01 / В. В. Максаров. – СПб., 1999. – 329 с.

66. Маслов, А. Р. Инструментальные системы машиностроительных производств: учебник / А. Р. Маслов. - М.: Машиностроение, 2006. – 336 с.

67. Масляков, Д. В. Определение сопротивления пластической деформации в зоне стружкообразования с учетом совместного влияния условий деформирования и особенностей фазово-кристаллического строения обрабатываемого материала: автореф. ... дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Д. В. Масляков. - Рыбинск, 2002. – 16 с.

68. Мелихов, С. Г. Метод расчета напряженного и деформированного состояния металла в процессе резания на основе теории пластического течения неоднородного тела: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / С. Г. Мелихов. – М., 1971. – 159 с.

69. Морозов, Е. М. Метод конечных элементов в механике разрушения / Е. М. Морозов, Г. П. Никишков. – М.: ЛКИ, 2008. – 256 с.

70. Макаров, А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. - М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.

71. Макклинток, А. Деформация и разрушение металлов / А. Макклинток, А. Аргон. - Пер. с англ. - М.: Мир, 1970. – 443 с.

72. Медведев, Д. Д. Автоматическое управление процессом обработки резанием / Д. Д. Медведев. - М.: Машиностроение, 1980. – 143 с.

73. Мешков, С. И. Вязко упругие свойства металлов / С. И. Мешков. - М.: Металлургия, 1974. - 192 с.

74. Мокрицкий, Б. Я. Особенности стружкообразования и устойчивости системы при нестационарном резании / Б. Я. Мокрицкий // Известия вузов. Машиностроение, - 1996. - № 46. – С. 82 - 88.

75. Надаи, А. Пластичность и разрушение твердых тел: в 2-х томах / А. Надаи. - М.: Изд-во иностр. литературы, 1954. т.1. - 472 с.

76. Оборский, Г. А. Интенсификация процессов механической обработки / Г. А. Оборский, А. В. Усов, Е. М. Морозов // Современные технологии в машиностроении. – 2009. - № 3. – С. 63 – 68.

77. Остафьев, В. А. Физические основы процессов резания металлов / В. А. Остафьев. – К.: Изд-во Высшая школа, 1976. – 136 с.
78. Остафьев, В. А. Прочность и износостойкость режущего инструмента / В. А. Остафьев. – К.: Изд-во Высшая школа, 1978. – 41 с.
79. Остафьев, В. А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В. А. Остафьев. – М.: Машиностроение, 1979. – 168 с.
80. Петрушин, С. И. Теория несвободного резания материалов. Расчет напряженно-деформированного состояния в зоне резания / С. И. Петрушин, А. В. Проскоков // Вестник машиностроения, – 2010. – № 2. – С. 40 - 44.
81. Паршин, В.С. Практическое руководство к программному комплексу DEFORM 3-D: Учебное пособие / В.С. Паршин, А.П. Карамышев, И.И. Некрасов, А.И. Пугин, А.А. Федулов. - Екатеринбург: Изд-во УрФУ, 2010. - 266 с.
82. Подураев, В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. – М.: Высшая школа, 1974. – 587 с.
83. Полетика, М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М.Ф. Полетика. – М.: Машиностроение, 1969. – 150 с.
84. Полетика, М.Ф. Контактные условия как управляющий фактор при элементном стружкообразовании / М.Ф. Полетика // Прогрессивные технологические процессы в машиностроении. – Томск: Томский политехнический университет, 1997. – С. 6 – 13.
85. Поль, Б. Макроскопические критерии пластического течения и хрупкого разрушения: Математические основы теории разрушения / Б. Поль. – М.: Мир, 1975. – т. 2. – С. 338 – 520.
86. Полухин, П.И. Физические основы пластической деформации / П.И. Полухин, С.С. Горелик, В.К. Воронцов. – М.: Металлургия, 1982. – 584 с.
87. Полосаткин, Г.Д. Резание и шлифование при ультравысоких скоростях / Г.Д. Полосаткин // Известия вузов: Физика. – 1967. – Вып. 10. – №10. – С. 93–101.
88. Партон, В.З. Механика упруго-пластического разрушения / В.З. Партон, Е.М. Морозов. - М: Наука, 1974. – 416 с.

89. Писаренко, Г.С. Сопротивление материалов деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии / Г.С. Писаренко, А.А. Лебедев. – Киев: Наукова Думка, 1969. – 208 с.
90. Подураев, В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. - М.: Высшая школа, 1974. – 587 с.
91. Праведников, И.С. Исследование механизма образования циклической стружки / И.С. Праведников // Научный журнал «Нефтегазовое дело». - 2011. – № 3. - С. 283 – 296.
92. Пресняков, А.А. Локализация пластической деформации / А.А. Пресняков. - М.: Машиностроение, 1983. - 56 с.
93. Райхельзон, В.А. Обработка резанием сталей, жаропрочных и титановых сплавов с учетом их физико-механических свойств / В.А. Райхельзон. – М.: Изд-во "Техносфера", 2018, - 507 с.
94. Резников, А.Н. Тепловые процессы в технологических системах / А.Н. Резников, Л.А. Резников. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
95. Резников, А.Н. Теплофизика процессов механической обработки / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
96. Розенберг, А.М. Элементы теории процесса резания металлов / А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. – М.: Машгиз, 1956. – 319 с.
97. Розенберг, А.М. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг. – Киев: Наукова думка, 1990. – 320 с.
98. Розенберг, Ю.А. О процессе стружкообразования при резании / Ю.А. Розенберг // Известия Томского политехнического университета. – Томск: Томский политехнический институт, 2002. – Вып. 1. – т. 305. – С. 51 – 53.
99. Рехт, Р.Ф. Разрушающий термопластический сдвиг / Р.Ф. Рехт // Труды Американского общества инженеров механиков. Пер. с англ., т. 31, сер. E, № 2. М: Мир, 1964, с. 189 - 193.

100. Силин, С.С. Метод подобия при резании материалов / С.С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
101. Смирнов-Аляев, Г.А. Теория пластических деформаций металлов / Г.А. Смирнов-Аляев, В.М. Розенберг. – М.: Машгиз, 1956. – 143 с.
102. Сорокин, В.Г. Марочник сталей и сплавов / В.Г. Сорокин. – М.: Машиностроение, 1989. – 635 с.
103. Старков, В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве / В.К. Старков. - М.: Машиностроение, 1989. – 296 с.
104. Старков, В.К. Дислокационные представления о резании металлов / В.К. Старков. - М.: Машиностроение, 1979. - 160 с.
105. Старков, В.К. Физика и оптимизация резания материалов / В.К. Старков. - М.: Машиностроение, 2009. - 640 с.
106. Талантов, Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н.В. Талантов. – М.: Машиностроение, 1992. – 240 с.
107. Трент, Э.М. Резание металлов / Э.М. Трент. – М.: Машиностроение, 1980. – 263 с.
108. Филимонов, Л.П. Особенности стружкообразования в условиях локального термопластического сдвига при высокоскоростном резании / Л.П. Филимонов, Л.Н. Петрашина // Вестник машиностроения. - 1993. - № 5. - С. 23-25.
109. Финкель, В.М. Физические основы торможения разрушением / В.М. Финкель. - М.: Металлургия, 1977. – 359 с.
110. Фридман, Я.Б. Механические свойства металлов. Механические испытания. Конструкционная прочность / Я.Б. Фридман. - М.: Машиностроение, 1974. - т. 1. – 68 с.
111. Хейфец, М.А. Исследование термодинамических неустойчивостей в процессе резания металлов / М.А. Хейфец // Изв. вузов. Машиностроение. - 1993. - № 10. - С. 109 -115 .

112. Хилл, Р. Математическая теория пластичности / Р. Хилл. - М.: Наука, 1969. – 110 с.
113. Хирт, Дж. Теория дислокаций / Дж. Хирт, И. Лоте. - М.: Атомиздат, 1972. – 599 с.
114. Черепанов, Т.П. Механика разрушения / Т.П. Черепанов, Л.В. Ершов. - М.: Машиностроение, 1977. – 224 с.
115. Чжо У Определение оптимальных режимов точения, обеспечивающих максимальную стойкость инструмента / Чжо У, И.А. Зверев // В сб. докладов Всероссийской научно-технической конференции «Станкостроение и инновационное машиностроение. Проблемы и точки роста» СИМПТР-2020. Уфа: Уфимский государственный авиационный университет (УГАТУ), 26-28 февраля 2020 г., С. 4 - 11.
116. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом / Л.Ш. Шустер. – М.: Машиностроение, 1988. – 96 с.
117. Эльясберг, М.Е. Повышение устойчивости автоколебательной системы при воздействии периодического изменения скорости резания / М.Е. Эльясберг, М.Г. Биндер // Станки и инструмент. - 1989. - № 10. - С. 19 - 21; - № 11. - С. 6 - 8.
118. Adibi-Sedeh, A.H. Investigation of the Effect of Using Different Material Models on Finite Element Simulations of Machining / A.H. Adibi-Sedeh, M. Vaziri, V. Pednekar // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. - Paris, - 2005. – P. 215 – 224.
119. Altan, T. Modeling of metal cutting using fem: Brief progress report / T. Altan, E. Yen // Proceedings of the 6th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – Paris, - 2003. – P. 151 – 164.
120. Armarego, E.J. A generic mechanics of cutting approach to predictive technological performance modelling of the wide spectrum of machining operations / E.J Armarego // Machining Science and Technology. – 1998. – Vol. 2. – P. 191 – 211.
121. Astakhov, V.P. Metal cutting mechanics / V.P. Astakhov. – London: CRC Press LLC, 1999. – 297 p.

122. Aurich, J.C. 3-D Finite Element Modelling of Segmented Chip Formation / J.C. Aurich, H. Bil // *Annals of CIRP*. – 2006. – Vol. 55, № 1. – P. 47 – 50.
123. Ambati, R. Simulation and Analysis of Orthogonal Cutting and Drilling Processes using LS-DYNA: Dissertation for the degree of Master of Science. – Stuttgart: University of Stuttgart, - 2008. – 79 p.
124. Amini, E. Photoelastic analysis of stresses and forces in steady state cutting / E. Amini // *Journal of Strain Analysis*. – 1968. – Issue 3. – Vol. 3. – P. 206 – 213.
125. Astakhov, V.P. Modeling of the Contact Stress Distribution at the Tool-Chip Interface / V.P. Astakhov, J.C. Outeiro // *Machining Science and Technology*. – 2005. – Vol. 9. – P. 85 – 99.
126. Armarego, E.J. Predictive modelling of machining operations – a mean of bridging the gap between theory and practice / E.J. Armarego // *CSME Forum*. – Hamilton, - 1996. – P. 18–27.
127. Adibi-Sedeh, A.H. Effect of some modifications to Oxley's machining theory and the applicability of different material models / A.H. Adibi-Sedeh, V. Madhavan // *Machining Science and Technology*. – 2002. – Vol. 6, № 3. – P. 379–395.
128. Adibi-Sedeh, A.H. Extension of Oxley's analysis of machining to use different material models / A.H. Adibi-Sedeh, V. Madhavan, B. Bahr // *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*. – 2003. – Vol. 125. – P. 656–666.
129. Autenrieth, H. Influence of friction and process parameters on the specific cutting force and surface characteristics in micro cutting / H. Autenrieth, M. Weber, J. Kotschenreuther // *Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2007. – Vol. 6, № 3. – P. 539–548.
130. Atlati, S. Thermomechanical modelling of the tool-work material interface in machining and its implementation using the ABAQUS VUINTER subroutine / S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, M. Zenasni // *Int. J. Mech. Sci.* 87 (2014) - P. 102–117.
131. Baker, M. Some Aspects of High Speed Chip Formation / M. Baker // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2005. – P. 101–105.

132. Bridgman, P.W. Studies in large plastic flow and fracture / P.W. Bridgman. – New York: McGraw-Hill Book Company, 1952. – 362 p.
133. Baker, M.A Finite element model of high speed metal cutting with adiabatic shearing / M. Baker, J. Rosler, C. Siemers // Computers and Structures. – 2002. – V. 5, № 3. – P. 495–513.
134. Barry, J. The Mechanisms of Chip Formation in Machining Hardened Steels / J. Barry, G. Byrne // Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, - 2002. - V. 124, № 2. - P. 528 - 535.
135. Belhadi, S. Experimental and numerical study of chip formation during straight turning of hardened AISI 4340 steel / S. Belhadi, T. Mabrouki, J. Rigal // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. – 2005. – Vol. 219, № 7. – P. 515 – 524.
136. Belytschko, T. Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures / T. Belytschko. – John Wiley & Sons Inc, 2000. – 327 p.
137. Ben-Dor, G. Localized interaction models with non-constant friction for rigid penetrating impactors / G. Ben-Dor, A. Dubinsky, T. Elperin // International Journal of Solids and Structures. – 2007. – Vol. 44. – P. 2593 – 2607.
138. Bowden, F.P. The Friction and Lubrication of Solids / F.P. Bowden, D. Tabor. – Oxford: Clarendon Press, - 1964. – P. 362 – 369.
139. Bowden, F. P. The friction of solids at very high speeds. – I: Metal on metal. – II: Metal on diamond. / F.P. Bowden, E.H. Freitag // Proc. R. Soc. A 248. – 1958. – P. 350 – 367.
140. Bowden, F.P. Deformation, heating and melting on solids at high-speed friction / F.P. Bowden, P.A. Persson // Proc. R. Soc. A 260. – 1961. – P. 433 – 458.
141. Buryta, D. Stress distribution on the rake face during orthogonal machining / D. Buryta, R. Sowerby, I. Yellowley // Int. J. of Machine tools & Manufacture. – 1994. – Issue 5. – Vol. 34. – P. 721 – 739.

142. Calamaz, M. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V / M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot // *Int. J. of Machine tools & Manufacture*. – 2008. – Vol. 48. – P. 275 – 288.

143. Childs, T. H. Modelling Requirements for Computer Simulation of Metal Machining / T.H. Childs, M.H. Dirikolu // *Turk. J. Engin. Environ. Sci.* – 2000. – Vol. 24. – P. 81 – 93.

144. Childs, T.H. On the stress distribution between the chip and tool during metal turning / T.H. Childs, M.I. Mahdi // *Annals of CIRP*. – 1989. – Issue 1. – Vol. 38. – P. 55 – 58.

145. Childs, T.H. Experiments on and Finite Element Modeling of turning free-cutting steels at cutting speeds up to 250 m/min / T.H. Childs, M.H. Dirikolu, M.D. Sammons // *Proceedings of 1st French and German Conference on High Speed Machining*. – 1997. – P. 325 – 331.

146. Childs, T.H. Friction modelling in metal cutting / T.H. Childs // *Wear*. – 2006. – Vol. 260(3). – P. 310 – 318.

147. Calamaz, M. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V / M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot // *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 48 (2008) - P. 275 – 288.

148. Childs, T.H. Ductile shear failure damage modelling and predicting built-up edge in steel machining / T.H. Childs // *J. Mater. Process. Technol.* 213 (2013). - P. 1954 – 1969.

149. Childs, T.H. Modelling orthogonal machining of carbon steels. Part II: Comparisons with experiments / T.H. Childs, R. Rahmad // *Int. J. Mech. Sci.* 51 (2009). - P. 465 – 472.

150. Dix, M. Investigations on the influence of local material properties of Burr Formation / M. Dix, J. Leopold, R. Neugebauer // *Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2007. – P. 133 – 140.

151. Doi, S. Chatter vibration of lathe tools / S. Doi, S. Kato // *Trans. ASME*. – 1956. – № 78. – P. 1127 – 1134.

152. Deshayes, L. Rigal J-F., Serrated Chip Morphology and Comparison with Finite Element Simulations / L. Deshayes, T. Mabrouki, R. Ivester, J-F Rigal // Proceedings of 2004 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exhibition, 1/1. – P. 1 - 10.

153. Duan, C. A review of microstructural evolution in the adiabatic shear bands induced by high speed machining / C. Duan C, M. Wang // Acta Metall. Sin. (English Lett. 26 (2013). - P. 97 – 112.

154. Ee, K.C. An Analysis of the Effects of Chip-groove Geometry on Residual Stress Formation in Machining Using Finite Element Methods / K.C. Ee, O.W. Dillon, I.S. Jawahir // Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2004. – P. 264 – 267.

155. Espinosa, H.D. A novel dynamic friction experiment using a modified Kolsky bar apparatus / H.D. Espinosa, A. Patanella, M. Fischer // Experimental Mechanics. – 2000. – Vol. 40. - P. 138 – 153.

156. Espinosa, H.D. Dynamic friction measurements at sliding velocities representative of high-speed machining processes / H.D. Espinosa, A. Patanella, M. Fischer // ASME Journal of Tribology. – 2000. – Vol. 122. – P. 834 – 848.

157. Freitag, A. Simulation of Burr Formation / A. Freitag, C. Sohrmann, J. Leopold // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – P. 641 – 650.

158. Fang, N. An Analytical Predictive Model and Experimental Validation for Machining with Grooved Tools Incorporating the Effects of Strains, Strain-rates, and Temperatures / N. Fang, I.S. Jawahir // CIRP Annals. – 2002. – Vol. 1. – P. 83 – 86.

159. Fischer, C. Runtime and Accuracy Issues in Three Dimensional Finite Element Simulation of Machining / C. Fischer // Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. –2007. – P. 45 – 50.

160. Field, J.E. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies / J.E. Field, W.G. Proud, S.M. Walley, H.T. Goldrein // Trends in

Mechanics of Materials: New Experimental Methods in Material Dynamics and Impact. – Warsaw, 2001. – Vol. 3. – P. 47 – 76.

161. Hoppe, S. Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting / S. Hoppe: Ph.D. dissertation. – Aachen: University of Aachen, - 2003. – 207 p.

162. Hochrainer, T. An integrated approach to the modeling of sizeeffects in machining with geometrically defined cutting edges / T. Hochrainer // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – Chemnitz. - 2005. – P. 123 – 130.

163. Huang, J.M. An Evaluation of Chip Separation Criteria for the FEM Simulation of Machining / J.M. Huang, J.T. Black // J. of Manuf. Science and Engineering: Trans. of ASME. – 1996. – Vol. 118, № 4. – P. 545 – 554.

164. Hong, S.Y. Experimental evaluation of friction coefficient and liquid nitrogen lubrication effect in cryogenic machining / S.Y. Hong, Y. Ding, J. Jeong // Machining Science and Technology. – 2002. – Vol. 6, № 2. – P. 235 – 250.

165. Ivester, R.W. Measuring Chip Segmentation by High-Speed Microvideography and Comparison to Finite-Element Modeling Simulations / R.W. Ivester, E. Whinton, J. Heigel // Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2007. – P. 37 – 44.

166. Ivester, R.W. Assessment of Machining Models: Progress Report [Electronic resource] / R. W. Ivester, M. Kennedy, M. A. Davies. – Gaithersburg : US National Institute of Standard and Technology, - 2000. – URL: www.mel.nist.gov/div822/amm.

167. Jaspers, S.P. Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone / S.P. Jaspers, J.H. Dautzenberg // Journal of Material Processing Technology. – 2002. – Vol. 122. – P. 322 – 330.

168. Johnson, G.R. A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures / G.R. Johnson, W.H. Cook // Proceedings of the 7th int. Symp. on Ballistics. – 1983. – P. 541 – 547.

169. Johnson, G.R. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures / G.R. Johnson, W.H. Cook // *Eng. Fracture Mechanics*. – 1985. – P. 31 – 48.
170. Johnson, K.L. Contact mechanics / K.L. Johnson. Cambridge University of Cambridge, 1985. – 506 p.
171. Jog, C.S. The Explicit Determination of the Logarithm of a Tensor and Its Derivatives / C.S. Jog // *Journal of Elasticity*. – 2008. – № 93. – P. 141 – 148.
172. Kassner, M.E. Large-strain softening of aluminium in shear at elevated temperature / M.E. Kassner, M.Z. Wang, M.T. Perez // *Metallurgical and Materials Transactions*. – 2002. – Vol. 33. – P. 3145 – 3153.
173. Klocke, F. 2D-fem simulation of the orthogonal high speed cutting process / F. Klocke, H. Raedt, S. Hoppe // *Machining Science and Technology*. – 2001. – № 5. – P. 323 – 340.
174. Kalhori, V. Modeling and simulation of mechanical cutting: doctoral thesis / V. Kalhori. – Lulea: Lulea University of Technology, 2001. – 103 p.
175. Klopp, R.W. Pressure-shear impact and the dynamic viscoplastic response of metals / R.W. Klopp, R.J. Clifton, T.G. Shawki // *Mechanics of Materials*. – 1985. – Vol. 4. – P. 375 – 385.
176. Klocke, F. FE-analysis of burr formation and edge break out in cutting / F. Klocke, P. Frank, K. Risse, S. Hoppe // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – Chemnitz, 2005. – P. 621 – 631.
177. Kwiatkowska, E. FEM Simulation and Experimental Verification of Chip Breaking Performance for Coated Grooved Inserts / E. Kwiatkowska // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2005. – P. 269 – 476.
178. Kopac, J. Determinion of flow stress properties of machinable materials with help of simple compression and orthogonal machining test / J. Kopac, M. Korosec, K. Kuzman // *Int. J. Mach. Tool Manuf.* – 2001. – Vol. 41. – P. 1275 – 1282.

179. Komanduri, R. On the Catastrophic Shear Instability in High-Speed Machining of an AISI 4340 Steel / R. Komanduri, T. Schroeder, J. Hazra, B.F. Turkovich, D.G. Flom // *Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME*, - 1982. 104/1. - P. 121 - 131.
180. Lundblad, M. Prediction of Contact Behavior at Chip – Insert Interface in Machining / M. Lundblad, V. Kalhori // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – Chemnitz, 2005. – P. 485 – 494.
181. Lee, S. Direct Measurement of Large Strain Deformation Field in Machining / S. Lee, M.R. Shankar, J.B. Mann // *Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2007. – P. 223 – 228.
182. Lee. L.C. Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool / L.C. Lee, X. Liu, K.Y. Lam // *Int. J. of Machine tools & Manufacture*. – 1995. – Issue 3. – Vol. 35. – P. 373 – 382.
183. Leopold, J. A finite element study of the effect of friction on chip and burr-formation in orthogonal metal cutting / J. Leopold // *Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on modeling of Machining operations May 4-5, 2004*. – 2004. – P. 54 – 61.
184. Liu, C.R. Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer / C.R. Liu, Y.B. Guo // *Int. J. of Mechanical Science*. – 2000. –Vol. 42. – P. 1069 – 1086.
185. Lim, S.C. The effect of sliding conditions on the dry friction of metals / S.C. Lim, M.F. Ashby, J.H. Brunton // *Acta Metall.* – 1989. -Vol. 31. – P. 767 – 772.
186. Marusich, T.D. Modelling and Simulation of High-Speed Machining // *Int. J. Num. Meth. Eng.* – 1995. – Vol. 38. – P. 3675 – 3694.
187. Marusich, T.D. Modeling Capabilities for Part Distortion Management for Machined Components / T.D. Marusich, D.A. Stephenson, S. Usui, S. Lankalapalli // *Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2007. – P. 309 – 316.

188. Makarov, V.F. Research of Influence of Process of Plastic Formation of Burrs on Destruction of the Hard-Alloy Broaches / V.F. Makarov, N.E. Chigodaev, D.I. Tokarev // Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2007. – P. 97 – 102.

189. Meyer, L.W. Determination of material data and development of constitutive equations for numerical simulations of high speed cutting processes / L.W. Meyer, T. Halle, N. Herzig // Proceedings of 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – Chemnitz, - 2005. – P. 131 – 138.

190. Masillamani, D.P. Determination of optimal cutting conditions in orthogonal metal cutting using LS-DYNA with design experiments approach / D.P. Masillamani, J. Chessa // Proceedings of the 8th international LS-DYNA users conference. – 2004. – V. 9. – P. 27 – 36.

191. Maekawa, K. Effects of flow stress and friction characteristics on the machinability of free cutting steels / K. Maekawa, T. Kitagawa, T.H. Childs // Proc. 2nd Int. Conf. on Behaviour of Materials in Machining. – Inst. Metals London Book, - 1991. – P. 132 – 145.

192. Molinari, A. Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti–6Al–4V: experiments and modeling / A. Molinari, C. Musquar, G. Sutter // Int. J. of Plasticity. – 2002. – Issue. 18. – P. 443 – 459.

193. Molinari, A. Dependence of the coefficient of friction on the sliding conditions in the high velocity range / A. Molinari, Y. Estrin, S. Mercier // Journal of Tribology. – 1999. – P. 35–41.

194. Ng, E.G. Modelling of hard part machining / E.G. Ng, D.K. Aspinwall // Journal of Material Processing Technology. – 2002. – Issue 127. – P. 222 – 229.

195. Oxley, P.L. Mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability / P.L. Oxley. – Ellis Horwood Limited, 1989. – 242 p.

196. Ozel, T. Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting / T. Ozel, T. Altan // Int. J. of Machine tools & Manufacture. – 2000. – Vol. 40. – P. 133 – 152

197. Ozel, T. A Methodology to Determine Work Material Flow Stress and Tool-Chip Interfacial Friction Properties by Using Analysis of Machining / T. Ozel, E. Zeren // *J. of Manuf. Science and Engineering: Trans. of ASME*. – 2004. – Issue 128. – Vol. 1. – P. 119 – 129.

198. Ozel, T. Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting test / T. Ozel, E. Zeren // *Journal of Material Processing Technology*. – 2004. – Vol. 153. – P. 1019 – 1025.

199. Piendl, S. 3-D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning / S. Piendl, J.C. Aurich, M. Steinicke // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – Chemnitz, - 2005. – P. 225 – 233.

200. Prakash, V. Friction response of sliding interfaces subjected to time varying normal pressures / V. Prakash // *Journal of Tribology*. – 1998. – Vol. 120. – P. 97 – 102.

201. Philippon, S. An experimental study of friction at high sliding velocities / S. Philippon, G. Sutter, A. Molinari // *J. of Wear*. – 2004. – Vol. 257. – P. 777 – 784.

202. Periec, D. On adaptive strategies for large deformations of elastoplastic solids at finite strains: computational issues and industrial applications / D. Periec, M. Vaz, D. R. Owen // *Comp. Methods of Applied Mech. and Eng.* – 1999. – Issue 176. – P. 279 – 312.

203. Raczky, A. An Eulerian Finite Element Model of the Metal Cutting Process / A. Raczky, W.J. Altenhof, A.T. Alpas // *Proceedings of the 8th International LS-DYNA Users Conference*. – 2005. – P. 11 – 26.

204. Rhim, S. H. Prediction of serrated chip formation in metal cutting process with new flow stress model for AISI 1045 steel / S.H Rhim, S.I. Oh // *Journal of Material Processing Technology*. – 2006. – Vol. 171. – P. 417 – 422.

205. Strenkowski, J.S. A finite element model of orthogonal metal cutting / J.S. Strenkowski, J.T. Carroll // *Journal of Engineering for Industry: Trans. of ASME*. – 1985. – Vol. 107. – P. 349 – 354.

206. Strenkowski, J.S. Finite element prediction of chip geometry and tool/workpiece temperature distributions in orthogonal metal cutting / J.S. Strenkowski,

K.J. Moon // Journal of Engineering for Industry: Trans. of ASME. – 1990. – Vol. 112. – P. 313 – 318.

207. Stein, E. Encyclopedia of Computational Mechanics / E. Stein, B.R. De, T.J. Hughes: In 2 vol. – Chichester: John Wiley & Sons Inc., 2004. – Vol. 2: Solids and Structures. – 798 p.

208. Stribeck, R. Die wesentlichen Eigenschaften der Gleitund Rollenlager – the key qualities of sliding and roller bearings / R. Stribeck // Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure. – 1902. – Vol. 46. – P. 1342 – 1348.

209. Shi, B. Simulation of the Machining Process, Considering the Thermal Constriction Resistance of Multi-layer Coated Tools / B. Shi, H. Attia, T. Wang // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – Chemnitz, 2005. – P. 551 – 558.

210. Sartkulvanich, P. Determination of flow stress for metal cutting simulation – a progress report / P. Sartkulvanich, F. Koppka, T. Altan // Journal of Material Processing Technology. – 2004. – Vol. 146. – P. 61 – 71.

211. Shatla, M. Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data / M. Shatla, C. Kerk, T. Altan // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2001. – Vol. 41. – P. 151 – 153.

212. Shatla, M. Prediction of Forces, Stresses, Temperatures and Tool Wear in Metal Cutting / M. Shatla // Ph. D. Dissertation. – Ohio, - 1999. – P. 124 – 131.

213. Shaw, M.C. Metal Cutting Principles / M.C. Shaw. – Oxford: Clarendon Press, 1984. – 651 p.

214. Schmitz, T.L. Dynamic friction coefficient measurements: device and uncertainty analysis / T.L. Schmitz, J.E. Action, J.C. Ziegert, W.G. Sawyer // Proceedings of the 18th ASPE Annual Meeting. – 2003. – P. 9 – 14.

215. Tao, Z. Evaluation of Interfacial Friction in Material Removal Processes: Determining the Role of Workpiece Properties and Contact Geometry / Z. Tao, M. Lovell, J. Yang // J. of Wear. – 2004. – Vol. 256. – P. 664 – 670.

216. Tounsi, N. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation / N. Tounsi, J. Vincenti, A. Otho // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2002. – Vol. 42. – P. 1373 – 1383.
217. Usui, E. Study on chip segmentation in machining titanium alloy / E. Usui, T. Obikawa, T. Shirakashi // *Proc. 5th Int. Conf. on Production Engineering 9–11 July*. – Tokyo, 1984. – P. 235 – 239.
218. Usui, E. A photoelastic analysis of machining stresses / E. Usui, H. Takeyama // *ASME Journal of Engineering for Industry*. – 1960. – Vol. 82. – P. 303 – 308.
219. Varas, J.M. Continuous and discontinuous modelling of ductile fracture / J.M. Varas. – Eindhoven: Technical University Eindhoven, 2005. – 164 p.
220. Warnecke, J. A new Thermo-viscoplastic Material Model for Finite-Element-Analysis of the Chip Formation Process / J. Warnecke, J. Oh // *Annals of the CIRP*. – 2002. – Vol. 51/1. – P. 79 – 82.
221. Wu, J. Thermo-Viscoplastic Modeling of Machining Process Using Mixed Finite Element Method / J. Wu, O.W. Dillon, W. Lu // *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*. – 1996. – P. 470 – 482.
222. Wince, J.N. Modeling chip formation in orthogonal metal cutting using finite element analysis / J.N. Wince: A Thesis for the Degree of Master of Science. – Mississippi: Mississippi State University, 2002. – 104 p.
223. Wang, B., Liu Z. Serrated chip formation mechanism based on mixed mode of ductile fracture and adiabatic shear / B. Wang, Z. Liu // *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.* 228 (2014). – P. 181 – 190.
224. Yang, X. Adaptive 2D finite element simulation of metal forming process / X. Yang, M. Heinstein, A.J. Shih // *Int. J. for Numerical Method in Engineering*. – 1989. – Vol. 28. – P. 1409 – 1428.

225. Zaghbani, I. A thermo-mechanical coupled FEM model for orthogonal cutting / I. Zaghbani, W. Bouzud, K. Saï // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – P. 139 – 145.