

УДК 621.91.011.001.57:539.3

КП

№ госрегистрации 0109U001382

Инв. №

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ
СУМСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ УНИВЕРСИТЕТ

40007, г. Сумы, ул. Римского-Корсакова, 2
тел. (0542) 33-35-39 факс. (0542) 33-40-58

УТВЕРЖДАЮ
Проректор по научной работе
докт. физ-мат. наук, профессор

_____ Черноус А. Н.

ОТЧЕТ
О НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОЙ РАБОТЕ
РАЗРАБОТКА НАУЧНЫХ ОСНОВ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА
ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ КЕРАМИЧЕСКИХ И СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ
ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ РЕЗАНИИ НА ОСНОВЕ ИМИТАЦИОННОГО
МОДЕЛИРОВАНИЯ

(промежуточный)

Начальник НИС
канд. техн. наук, доцент

В.А. Осипов

Руководитель НИР
доктор техн. наук, профессор

В.А. Залого

Сумы 2009

Рукопись закончена 25 декабря 2009 года

Результаты этой работы рассмотрены
научно-техническим советом СумГУ, протокол от _____ № _____

СПИСОК АВТОРОВ

Руководитель НИР, главный научный сотрудник доктор техн. наук	Залого В.А. (введение, разделы 1-5, вы- воды)
Старший научный сотрудник, канд.техн.наук	Криворучко Д.В. (реферат, введе- ние, разделы 1-5, выводы)
Инженер 1 кат.	Миненко Д.А. (реферат, раздел 3 выводы)
Инженер 1 кат.	Некрасов С.С. (выводы, раздел 2)
Инженер 2 кат.	Удод Н.Н. (раздел 1.1,1.2)
Инженер 2 кат.	Дмитриева Н.В. (раздел 1.3, 1.4)
Лаборант	Залого О.А. (раздел 2.3)
Лаборант	Суздалева Д.А. (раздел 1.1)
Лаборант	Козинец Л.А. (раздел 1.2)
Лаборант	Дегтярёв И.М. (раздел 5.1)
Лаборант	Типтюк А.Н. (раздел 5.2)
Лаборант	Некрасов Ю.А. (раздел 4.1)
Лаборант	Клочко В.В. (раздел 4.2)
Лаборант	Лещенко С.В. (раздел 3.2)

РЕФЕРАТ

Отчет: 130 с., 61 рисунок, 23 таблицы, 41 источников.

Объектом исследования являются процессы механической обработки лезвийным инструментом.

Цель работы – разработка научных основ повышения ресурса инструментов из керамических и сверхтвердых материалов при прерывистом резании на основе имитационного моделирования

Объектом исследований является конечно-элементная 3D модель рабочих процессов резания.

В результате выполнения работы впервые сформулированы подходы и разработана методология оценки достоверности имитационных моделей процесса резания. Впервые установлено, что влияние погрешности определения исходных данных сравнено с влиянием погрешности экспериментального измерения показателей процесса резания. Показано, что среди всех исходных данных наибольшее влияние на погрешность прогнозирования показателей процесса резания дают погрешности определения радиуса округления режущей кромки, переднего угла, формы задней поверхности, границы текучести обрабатываемого материала и коэффициента его теплоёмкости.

Настроен вычислительный кластер и разработана методология проведения вычислений по моделям в нём.

Разработана модель процесса врезания округленным лезвием, в том числе с покрытием и сформулированы условия получения достоверных данных относительно напряжений в лезвии и на его поверхности. Проведены исследования влияния различных факторов на распределение контактных напряжений, и предварительно сформулированы рекомендации относительно определения оптимального радиуса округления режущих лезвий фрез при обработке нержавеющей сталей.

ПРОЦЕСС РЕЗАНИЯ, ИОННАЯ ИМПЛАНТАЦИЯ, ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ, МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ, АДЕКВАТНОСТЬ, ТРЕНИЕ, РАЗРУШЕНИЕ, ЗАДНЯЯ ПОВЕРХНОСТЬ, КЛАСТЕР

СОДЕРЖАНИЕ

	С.
СПИСОК АВТОРОВ	2
РЕФЕРАТ.....	3
СОДЕРЖАНИЕ	4
ВВЕДЕНИЕ	6
1 ПОВЫШЕНИЕ РЕЖУЩИХ СВОЙСТВ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ МОДИФИКАЦИЕЙ ПОВЕРХНОСТИ МЕТОДОМ ИОННО-ЛУЧЕВОЙ ИМПЛАНТАЦИИ.....	10
1.1 Технологические особенности модификации поверхностных слоёв режущих инструментов ионной имплантацией	10
1.2 Изменение механических свойств поверхности после ионной имплантации.	16
1.3 Изменение трибологических свойств поверхности.....	21
1.4 Ионная имплантация среди других способов модификации поверхности режущего инструмента	24
1.5 Выводы	26
2 МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ РЕЗАНИЯ С ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНОЙ СРЕЗА ОКРУГЛЕННЫМ ЛЕЗВИЕМ.....	27
2.1 Постановка задачи.....	27
2.2 Краткое описание математической модели.....	27
2.3 Особенности расчета стружкообразования с переменной толщиной среза30	
2.4 Напряжения в лезвии и условие его прочности	31
2.1.1 Оценка эквивалентных напряжений в лезвии	31
2.1.2 Влияние радиуса округления режущей кромки на величину эквивалентных напряжений в лезвии.....	35
2.1.3 Влияние радиуса округления режущей кромки на устойчивость фрезерования.....	40
2.1.4 Влияние радиуса округления режущей кромки на прочность рабочей части.....	41
2.5 Определение оптимального радиуса округления режущей кромки	43
2.2 Выводы	45

3 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ПОГРЕШНОСТЬ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ.....	46
3.1 Критерий количественной адекватности	46
3.1.1 Исследование влияния различных факторов на погрешность прогнозирования.....	48
3.1.2 Пример применения критерия количественной адекватности для случая ортогонального резания стали 45	51
3.1.3 Сравнение прогнозирования длины контакта на передней поверхности при обработке стали 45	58
3.2 Принцип оптимальности параметров вычислительных процедур	64
3.2.1 Влияние различных факторов на точность прогнозирования силы резания по 2D моделям	64
3.2.2 Влияние различных факторов на точность прогнозирования силы резания по 3D моделям	75
3.3 Выводы	89
4 РЕАЛИЗАЦИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ ВЫЧИСЛЕНИЙ НА ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОМ КЛАСТЕРЕ	90
4.1 Методика настройки кластера	90
4.2 Исследование влияния количества процессоров на производительность вычислений при решении 2D задач	97
4.3 Выводы	102
5 МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗАМКНУТОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ	103
5.1 Общая методика реализации моделей процесса резания в замкнутой технологической системе	103
5.2 О возможности оценки работоспособности инструментов методом имитационного моделирования	111
5.3 Выводы	122
ОБЩИЕ ВЫВОДЫ	123
ПЕРЕЧЕНЬ ССЫЛОК	124

ВВЕДЕНИЕ

В последние годы оптимизации изделий и производственных процессов в промышленности отводится большое внимание. Поэтому значительное развитие получили технологии виртуального моделирования, которые позволяют в короткий срок и с наименьшими затратами выполнять оптимизацию, используя натуральный эксперимент как проверенный. Совокупность методов и средств, которые реализуют моделирование и оптимизацию производственных процессов, называют виртуальным производством. В настоящее время виртуальное производство составляет важную часть производственного процесса, позволяя уже на стадии проектирования технологии получить деталь с оптимальными размерами, свойствами и себестоимостью. И на этап внедрения технологического процесса остаются всего лишь мелкие уточнения. К настоящему времени всё чаще реализуются моделирование литья (виртуальное литье), моделированиековки, штамповки, проката, прессы и других процессов обработки давлением (виртуальные процессы обработки давлением), термической обработки (виртуальная термическая обработка) и обработки резанием (виртуальная обработка резанием).

Целью проекта является разработка методики повышения ресурса режущих лезвий из керамических и сверхтвёрдых материалов, которые работают в условиях прерывистого резания за счет определения их оптимальной геометрии на основе имитационного моделирования рабочего процесса в замкнутой технологической системе станок-приспособление-инструмент-заготовка.

Основными задачами проекта являются:

- анализ современных конечно-элементных моделей рабочих процессов механической обработки, в том числе тех, которые имитируют прерывистое резание и обобщение подходов к моделированию переходных процессов в податливых технологических системах;

- создание методики имитационного эксперимента, который позволит учесть взаимодействие элементов технологической системы (станок-приспособление-

инструмент-заготовка) как статически, так и во времени, и спрогнозировать напряженно-деформированное состояние лезвия в условиях переходных процессов;

- разработка методики полужэкспериментального прогнозирования динамических показателей как технологической системы в целом, так и ее отдельных элементов;

- разработка методологии оптимизации геометрии и механических свойств лезвий и/или динамических параметров элементов технологической системы в рабочих процессах, которые реализуют прерывистое резание.

Разработка является продолжением работы “ Разработка научных основ оптимизации процессов резания на основе их компьютерного 3D моделирования методом конечных элементов”. Номер государственной регистрации работы: 0106U001932.

Исходными данными являются разработанная прогнозирующая конечно-элементная модель рабочего процесса - процесса резания лезвийным инструментом из керамических и сверхтвердых материалов в условиях прерывистого резания.

За отчетный период выполнен литературный обзор относительно моделирования процесса стружкообразования и оценки трудоспособности режущих лезвий в условиях переходных процессов врезания и выхода инструмента.

Разработана модель процесса врезания округленным лезвием, в том числе с покрытием, и сформулированы условия получения достоверных данных относительно напряжений в лезвии и на его поверхности. Проведены исследования влияния различных факторов на распределение контактных напряжений, и предварительно сформулированы рекомендации относительно определения оптимального радиуса округления режущих лезвий фрез при обработке нержавеющей сталей.

Выполнены исследования влияния различных факторов на погрешность прогнозирования силы показателей процесса резание методом явного интегрирования уравнений движения в пакете LS-DYNA, а также на скорость расчетов. Определено 7 наиболее влиятельных факторов. Детально исследовано влияние этих факторов и разработаны рекомендации относительно их определения во время проектирования моделей процесса резания.

Исследовано влияние погрешности исходных данных на погрешность прогнозирования силы резания и температуры резания. Показано, что дисперсия воспроизведения, которая связана с погрешностями исходных данных имеет тот самый порядок, что и дисперсия воспроизведения, которая связана с погрешностями измерения показателей процесса резания. Исходя из этого, разработана методика оценки достоверности модели процесса резания по признакам: корректность модели, количественная адекватность модели, качественная адекватность модели.

Выполнены исследования возможности реализации высокопроизводительных вычислений на вычислительном кластере. В частности была разработана методика создания кластера из отдельных рабочих станций на базе операционной системы Linux и пакета MPICH 1.2. Исследованы возможности кластера и эффективность его использования для задач моделирования процессов резания в замкнутых технологических системах. В частности установлено, что для одной и той же задачи вычисление с использованием технологии MPP для рассмотренных задач дают от 10% до 20% ускорения по сравнению с технологией SMP при других равных условиях (количестве задействованных ядер процессора, объеме памяти и т.п.). Но установлено, что результаты прогнозирования силы резания, рассчитанные по вышеупомянутым технологиям, отличаются на 5-7%, что может быть связано с систематическими погрешностями используемых алгоритмов.

Также были исследованы вопросы влияния параметров процессоров ПЕОМ, которые задействованы для расчетов показателей процесса резания на производительность вычислений. По результатам исследований разработаны рекомендации относительно определения параметров вычислительных систем для эффективного моделирования рабочих процессов резания в замкнутых технологических системах.

По результатам выполненной работы защищены 1 дипломная работа магистра, опубликовано 13 статей [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7] и 11 тезисов докладов. Основные результаты были представлены на трех конференциях, в том числе международных, в частности: 1. IX Всеукраинская конференция «Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї, наука, виробництво», г. Запорожье, 25-27 ноября 2009; 2. Первая международная научно-техническая конференция «Сучасні технології у га-

зотурбобудуванні», г. Алушта, 7-12 вересня 2009 р.; 3. Международная научно-техническая конференция молодых учёных, аспирантов и студентов «Прогрессивные направления развития машино-приборостроительных отраслей и транспорта», г. Севастополь, 2009р.

1 ПОВЫШЕНИЕ РЕЖУЩИХ СВОЙСТВ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ МОДИФИКАЦИЕЙ ПОВЕРХНОСТИ МЕТОДОМ ИОННО-ЛУЧЕВОЙ ИМПЛАНТАЦИИ

1.1 Технологические особенности модификации поверхностных слоёв режущих инструментов ионной имплантацией

Суть ионно-лучевой обработки заключается не в образовании покрытия, а во внедрении любых легирующих элементов и их соединений на глубину порядка одного микрона, что формирует внутренний модифицированный слой, сродненный со структурой обработанного материала и связанного с его кристаллической решеткой. А в некоторых случаях этот процесс идет с образованием новой так называемой аморфной структурой, которая оказывает положительный эффект на стойкость инструмента.

Так, например, выглядят микроструктуры Ti-Al-N при нанесении покрытия и ионно-лучевой имплантации (рис. 1.1, 1.2) []:



Рисунок 1.1 Микроструктура поверхности Ti-Al-N при нанесении покрытия



Рисунок 1.2 - Микроструктура поверхности Ti-Al-N полученная ионно-лучевой имплантацией

Получение и формирование ионных пучков, обработка материалов при ИИ происходят в специально разработанных ионно-лучевых установках (рис.1.3) [8], к которым в зависимости от назначения, предъявляются совершенно разные требова-

ния. Можно выделить следующие важнейшие требования к источнику для легирования конструкционных материалов: 1) получение высокоинтенсивных пучков ионов (десятки, сотни миллиампер и выше), 2) возможность ионизации атомов твёрдых тел, в том числе тугоплавких, 3) высокая надёжность и простота обслуживания.

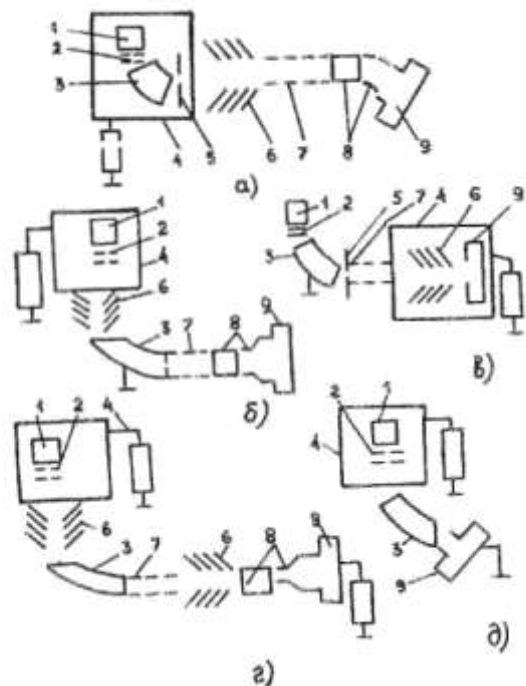


Рисунок 1.3 – Основные типы установок для ионно-лучевой обработки: а) установка малых и средних доз; б) установка с разделением по массам после ускорения; в) сильноточная установка; г) высокоэнергетическая установка; д) установка больших доз с источником, находящимся под высоким потенциалом. 1 – ионный источник; 2 – система вытягивания и формирования пучка; 3 – масс-сепаратор; 4 – высоковольтный модуль; 5 – регулируемая диафрагма; 6 – система ускорения; 7 – фокусирующая линза; 8 – система сканирования пучка; 9 – камера обработки образцов

изделия массой до 1000 кг с линейными размерами свыше 2 м.

К основным направлениям ионно-лучевой обработки относятся: низкоэнергетическая ионная имплантация, имплантация ионов средних энергий, высокоэнергетическая ионная имплантация.

В установках для имплантации применяются источники различных типов: Кауфмана, Фримана, Пеннинга, Холла, магнетроны высокочастотные и СВЧ источники, дуоплазмотроны, дуговые с прямоканальным катодом, с полным катодом, вакуумно-дуговые. Основное требование к камере обработки образцов – обеспечение высокой производительности процессов. Разработка шлюзовых камер различных типов позволила приблизиться к решению проблемы. Дополнительные трудности связаны с обеспечением равномерности легирования при обработке деталей сложной формы. Один из путей решения – вращение обрабатываемой детали в различных плоскостях. В настоящее время разработаны установки, позволяющие обрабатывать

тическая имплантация, сильноточная имплантация, имплантация атомами отдачи и ионно-лучевое перемешивание.

Низкоэнергетическая имплантация привлекает к себе внимание, поскольку позволяет создать большое количество подвижных дефектов в тонком поверхностном слое, оставляя нетронутыми нижележащие слои. Для формирования модифицированного слоя методом ионного легирования при низких энергиях требуется использовать дополнительный нагрев металлического изделия с целью реализации механизмов радиационно-стимулированной диффузии, благодаря которым значительно возрастает толщина модифицированного слоя по сравнению с баллистическими механизмами легирования. Большинство материалов, в особенности инструментальные, имеют ограничения по допускаемым температурам их нагрева в твердом состоянии, после достижения которых, они теряют свои эксплуатационные свойства, а при недостижении определённой температуры нагрева не происходит внедрение ионов на требуемую глубину. Учитывая необходимость достаточного нагрева материала, подвергающегося ИИ, в результате литературного обзора, были выявлены следующие ограничения по температуре нагрева (табл. 1.1) [9]:

Таблица 1.1 - Допускаемая температура нагрева основных групп инструментальных материалов при ионно-вакуумной модификации

Группа инструментального материала	Типовые представители группы	Допускаемая температура нагрева, °С
Стали инструментальные углеродистые	У7...У12А	100...120
Стали инструментальные легированные	9ХС, ХВГ, 9ХВГ	110...130
Стали инструментальные штамповые холодного деформирования	Х6ВФ, Х12Ф1, Х12МФ, 5ХГМ	110...130 (при кратковременном воздействии 350...450)
Стали инструментальные штамповые горячего деформирования	5ХНМ, 4ХМФС, 4Х5МФ1С, 4Х5МФС, 3Х3М3Ф, 3Х2МВ8Ф	450...500
Стали инструментальные быстрорежущие	Р6М5, Р6М3, Р12, Р18, Р6М5К5, Р9, Р9Ф5, Р9М4К8	450...550
Сплавы быстрорежущие дисперсион-	В27К25, В24К25Н4,	550...620

Группа инструментального материала	Типовые представители группы	Допускаемая температура нагрева, °С
но-твердеющие	В27К25Г4, В20М7К25, В18М3К2, В10М5К25	
Металлокерамические твердые сплавы		
Вольфрамовые однокарбидные	ВК6, ВК6-М, ВК6-ОМ, ВК8, ВК8М, ВК10, ВК10-ОМ, ВК15-ОМ	750...800
Титаново-вольфрамовые двухкарбидные	Т30К4, Т15К6, Т14К8, Т5К10	800...850
Титаново-вольфрамовые трехкарбидные	ТТ10К8, ТТ32К8, ТТ20К9, ТТ17К12	700...750
Минералокерамические твердые сплавы		
Оксидные (на основе CuO)	ЦМ332	1000...1100
Оксидно-карбидные (на основе CuO+TiC)	ВОК60, ВОК71	1100...1150
Нитридные (на основе CuO+TiN+Si3N4)	Кортинит	1150...1200

При упрочнении материала с помощью ИИ существенное влияние на качество модифицированного слоя, оказывают:

- доза имплантации (не только на количество карбидных фаз, но и на размеры, на механические свойства, а также на аморфизацию поверхностного слоя),
- вид легирующего элемента,
- температура предварительного нагрева (температура мишени является одним из основных факторов, влияющим как на концентрацию углерода в поверхностном слое и глубину его проникновения, так и на размер карбидных частичек)

Температура нагрева образца оказывает существенное влияние на формирование микроструктуры обрабатываемого образца, так например, при обработке стали 12Х18Н10Т [10], обрабатываемой ионами азота при различных температурах получаем следующие результаты (рис. 1.4, 1.5):

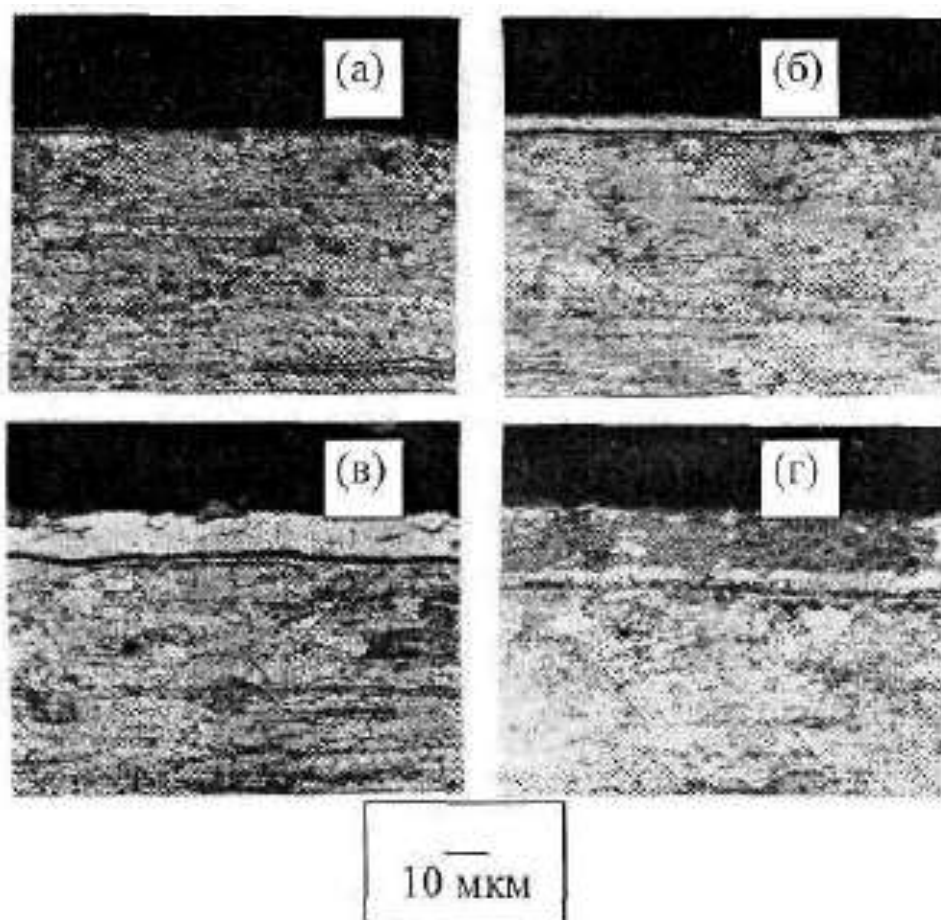


Рисунок 1.4 - Микроструктура слоёв стали 12X18H10T, обработанных ионами азота при разных температурах: а - 620К; б - 670К; в - 720К; г - 770К.

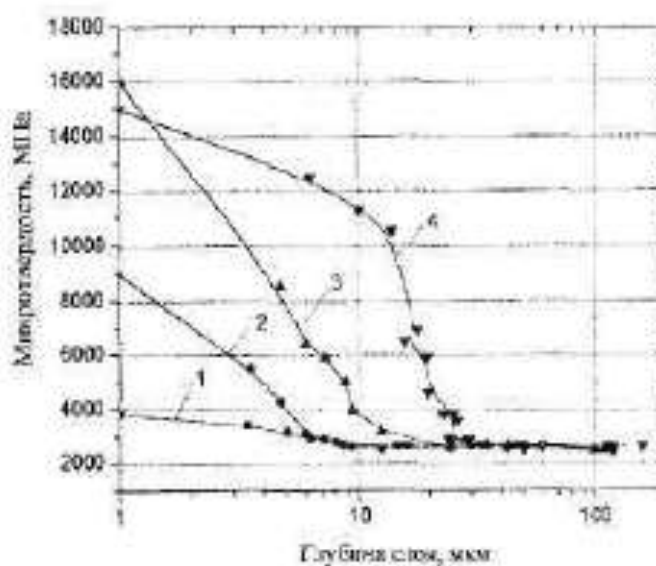


Рисунок 1.5 – Распространение микротвёрдости по глубине модифицированной ионами азота стали 12X18H10T: 1 - 620К; 2 - 670К; 3 - 720К; 4 - 770К.

- элементный состав газовых сред в рабочей камере импланторов (определяет фазовый состав ионнолегированных слоёв)

Эффективность ионно-лучевой обработки возрастает в случае использования химически активных элементов с малым атомным радиусом, так как при этом увеличивается диффузионная подвижность легирующих атомов и, соответственно увеличивается толщина модифицированного слоя. Данным требованиям удовлетворяют инертные газы, имеющие плотностью заполненные внешние электронные оболочки атомов.

Так, например, при имплантации азотом сложнолегированных сталей, содержащих нитридообразующие элементы (Cr, Ti, V и др.), образуются наноразмерные частицы нитридных фаз, которые коренным образом изменяют комплекс физико-механических свойств поверхностного слоя.

Большую роль в эффективности ионной обработки играет структура и химический состав обрабатываемых металлов и сплавов.



Рисунок 1.6 – Установка для ионно-лучевой обработки



Рисунок 1.7 – Ионный источник

1.2 Изменение механических свойств поверхности после ионной имплантации.

Высокая твёрдость и износостойкость получаемого поверхностного слоя обусловлены образованием в поле упругих напряжений подвижных несферических комплексов атомов внедрения и замещения, активно взаимодействующих дислокациями. Эффективность закрепления дислокаций легирующими атомами определяется рядом факторов, в том числе кристаллической структурой материала.

Формирование карбидов и оксикарбидов в результате ВИИ оказывает существенное влияние на механические свойства металлов.

При исследовании [8] использовались образцы нелегированной углеродистой стали У8А закаленных от температуры 1070К в воду на твердость 62-63HRC и стали Р6М5 закаленной при температуре 1200-1220°C с последующим отпуском (ГОСТ 12.2.003-91, 12.3.008-75, 12.03.220-75). Для получения стандартной структуры сталь подвергали трехкратному отпуску при температуре 550-570°C с выдержкой при каждом отпуске 1 час. Твердость стали Р6М5 после термической обработки составляла 62-63HRC. В дальнейшем закаленные образцы с шероховатостью Ra 0.32 мкм, для У8А и 0.64 мкм для Р6М5, подвергали ионно-лучевому азотированию с энергией ионов $2,5 \pm 0,25$ кэВ при плотности ионного тока 2 мА/см^2 и температурах 670,

720, 770К для стали У8А и 400-600° для Р6М5. После 2 часов обработки доза легирования составила $3 \times 10^{19} \text{ см}^{-2}$. В ходе испытания на микротвердость, ударную вязкость, износостойкость наблюдалось повышения показателей для образцов, обработанных до температуры 720К. При повышении температуры наблюдалось снижение показателей, так твердости материал для образцов обработанных при температуре выше 770К показала снижение твердости до 39HRC, микротвердости до 9,5ГПа износостойкость до 2 раз по сравнению с другими образцами. Данные испытаний по стали У8А приведены в таблице 1.2.

Таблица 1.2 – Изменение прочностных свойств стали У8А при ионной имплантации [8]

Параметры	Не обработанный образец	Обработанный при температуре 670 К	Обработанный при температуре 720 К	Обработанный при температуре 770 К
Твердость	62-63 HRC	62-63 HRC		62-39 HRC
Микротвердость	7,2 ГПа	10-11ГПа		9,5ГПа
Вязкость	-	Увеличивается на 20-30%		
Износостойкость	1	2,5-3 раза	2,5-3 раза	2,3раза

В ходе испытаний было установлено увеличение износостойкости более чем в 2 раза по сравнению с исходными данными.

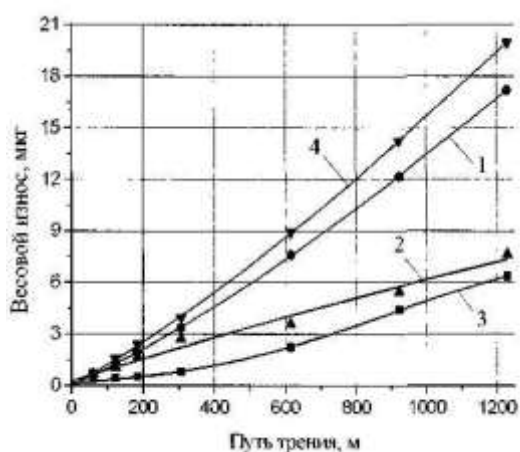


Рисунок 1.8 – Зависимость весового износа стали У8А от пути трения: 1 – закалка; 2 – $T_{\text{азотир}}=670 \text{ К}$; 3 – 720 К; 4 – 770 К.

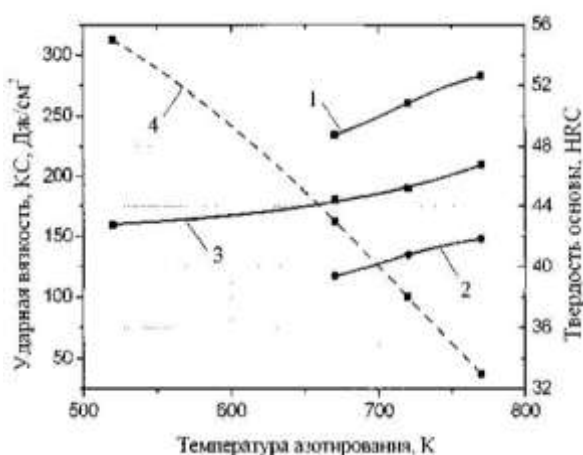


Рисунок 1.9 – Влияние температуры ионно-лучевого азотирования на ударную вязкость (1-3) и твердость (4) стали У8А

На рисунке (рис. 1.10) представлены кривые распределения микротвердости по толщине модифицированного слоя. Из рисунка видно, что твердость образцов растет с увеличением температуры имплантации. Это связано со структурно-фазовым превращением в модифицированном слое, в частности с образованием нитрида ванадия.

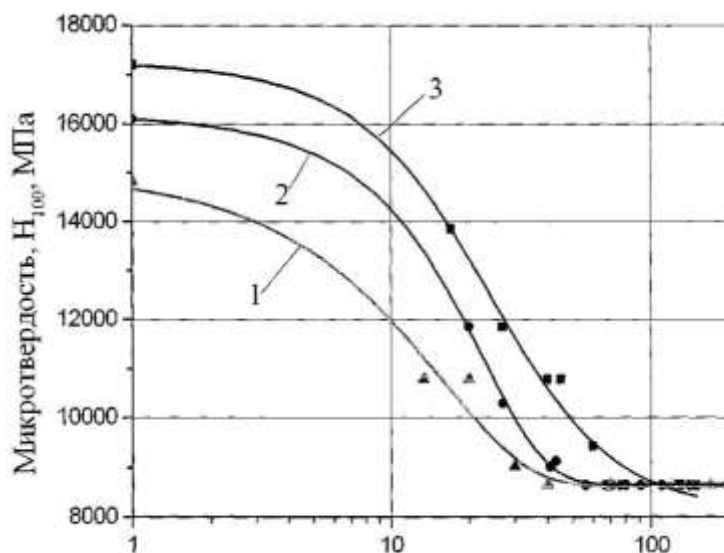


Рисунок 1.10 - Распределение микротвердости по глубине образцов стали Р6М5 после закалки с 2-х отпуском и ионно-лучевой обработки N+H при различных температурах: 1 - 400 °C; 2 - 500 °C; 3 - 600 °C

Так же в ходе исследований были установлено влияние режима обработки на микротвердость и толщину слоя (табл. 1.3).

Таблица 1.3 – Влияние режима обработки на микротвердость и толщину слоя

Режим обработки	Микротвердость, МПа	Толщина слоя, мкм
Закалка + 2-х кратный отпуск	8064	-
Закалка + 2-х кратный отпуск + (N+H) при 400°C	14824	40-45
Закалка + 2-х кратный отпуск + (N+H) при 500°C	16100	50-55
Закалка + 2-х кратный отпуск + (N+H) при 600°C	17200	60-70
Закалка + 2-х кратный отпуск + N при 600°C	17000	70-80
Закалка + 3-х кратный отпуск	8415	-
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 400°C	14830	40-45
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 500°C	16500	50-55
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 600°C	17240	60-70
Закалка + 3-х кратный отпуск + N при 600°C	17534	70-80
Закалка + 2-й отпуск + (N+H) при 400°C + отжиг	15380	40-45

Режим обработки	Микротвердость, МПа	Толщина слоя, мкм
1 ч при 550°C		
Закалка + 2-й отпуск + (N+H) при 600°C + отжиг 1 ч при 550°C	17000	60-70
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 400°C + отжиг 1 ч при 550°C	15380	40-45
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 600°C + отжиг 1 ч при 550°C	16720	60-70

Формирование карбидов и оксикарбидов в результате ионной имплантации оказывает существенное влияние на механические свойства металлов.

В связи с тем, что ИИ приводит к модификации структуры приповерхностных слоёв, данный вид обработки должен влиять и на усталостные свойства. Более того, можно утверждать, что данная обработка будет повышать сопротивление металлов усталостному разрушению, так как возникающая при этом мелкодисперсная или нанокристаллическая структура приводит к резкому упрочнению материала за счёт создания высокой плотности стопоров и препятствий для дислокаций и уменьшения эффективности образования полос скольжения на поверхности, инициирующих усталостное растрескивание. Данные по различным материалам приведены в таблице 1.4.

Таблица 1.4 – Усталостная прочность некоторых материалов [10]

Упрочняемый материал	Исходное состояние материала	Режимы ионно-лучевой обработки			Условия испытаний	Количественные показатели усталостной прочности		
		Легирующий элемент	Энергия, кэВ	Флюенс ионов, см ⁻²		Исходное	После имплантации	Изменение свойств, %
Титановый сплав Ti-6Al-4V		C ⁺	75	2*10 ¹⁷	КИВ, t=290 К, База испытаний 10 ⁷ , в вакууме	σ ₋₁ =740 МПа	880	20
		N ⁺				σ ₋₁ =740 МПа	800	8
Электроидная сталь	Закалка + Отпуск + ТМО	V ⁺ V ⁺ +термообработка при t=370К в течении 3 часов	200	(5-8)*10 ¹⁶	КИП, T=290К σ _y =550 МПа 0,9σ _T	N=10 ⁴ N=8*10 ⁴	N=5*10 ⁴ N=1*10 ⁶	400 1100
Титановый сплав 62242 (Al-6%, Sn-2%, Zr-4%б Mo-2%)		Pt ⁺	100	1*10 ¹⁷	РС, K=16 база испытаний 10 ⁷ , t=290К T=730К			10 (прирост σ ₋₁) 25 (прирост σ ₋₁)
30ХГСНА	Термическая обработка σ _B =1650 МПа. шлифовка	V ⁺ C ⁺ N ⁺ He ⁺	40	1*10 ¹⁷	КИВ, база испытаний 10 ⁷ , t=290 К	σ ₋₁ =528 МПа	σ ₋₁ =650 σ ₋₁ =690 σ ₋₁ =720 σ ₋₁ =560	23 30 36 8
Нержавеющая сталь 304		He ⁺ N ⁺	300	5*10 ¹⁷	Изгиб, t=290К, в атмосфере аргона	N=6,1*10 ⁵	9,6*10 ⁵	50
Малоуглеродистая сталь 1018		N ⁺ N ⁺ +термообработка при t=370К в течении 6 часов	150	5*10 ¹⁷	КИВ, t=290 К σ _y =3450 МПа	N=10 ⁶	N=2,5*10 ⁶ N=10 ⁸	150 10000

Таблица 1.5 - Изменение микротвердости

Материал	Имплантируемые ионы	Прирост микротвёрдости
Al	N	320
B	N	300
Fe	N	84
Co	N	40
α -Ti	C	50
Cu	B	0
Ni	N	4
Сталь AISI 304	N	25
Сталь 52100	N	0
Сталь En8	N, Ne	40-50
Сталь38	N	10-80
Сталь 30	N, C	250
Сталь 40X, сталь ХВГ	N	20-100
Коррозионно-стойкая сталь	B	30
Сталь 18W-4Cr-1V	B	80
Бронза	B	60
Бронза	C	0
Бронза	N	20
Бронза	P	50

1.3 Изменение трибологических свойств поверхности

Трение является деформационным процессом, при котором в полной мере проявляются закономерности упругого, пластического и вязкого формоизменения. Важной особенностью деформационных процессов при трении является их развитие в предельно малых объёмах вещества и в условиях всестороннего сжатия.

Исследования, проводимые в течение прошлого столетия, дали основные представления о факторах, влияющих на износ инструмента и о существующих его видах. Износ обуславливается химическим, температурным и силовым факторами, которые всегда действуют одновременно и взаимно влияют друг на друга.

Лимитирующим фактором метода ИИ для повышения триботехнических характеристик материалов во многих случаях считается небольшая глубина проникнове-

ния ионов. Незначительная глубина проникновения ионов создаёт определённые трудности при анализе износостойкости ионно-легированных слоёв.

Так например, ионная обработка сплава ВК6 при 820К, приводит к увеличению микротвёрдости сплава до 20-22 ГПа, что обусловлено образованием за счёт легирования карбидов вольфрама атомами азота карбонитридов $W(C, N)$, $W_{1-2}(C,N)$, $W_2(C,N)$ и увеличением их прочности вследствие твердорастворного упрочнения. В исходном состоянии износ сплавов ВК и ТК по сравнению с обычными сталями незначителен. Ионно-лучевая обработка при «низких температурах» (до 770 К) не приводит к созданию достаточно глубоких модифицированных слоев. В условиях сухого трения такой слой проламывается уже после нескольких метров пути трения и не оказывает достаточного влияния на износостойкость материала. Коэффициент трения несколько увеличивается за счёт возросшей шероховатости поверхности, которая повышается после ионно-лучевой обработки и при разрушении модифицированного слоя в процессе трения.

Таблица 1.6 - Значения микротвёрдости, коэффициента трения и интенсивности износа твёрдых сплавов ВК6 и Т15К6 после различных режимов ионно-лучевого азотирования [8]

Параметр	Исходное состояние	Температура ионно-лучевой обработки, К			
		670	720	770	820
Сплав ВК6					
Микротвердость H_{200} , ГПа	16-17	18	19,5	19-20	21-22
Коэффициент трения f	0,75-0,80	0,8	0,8	0,85-0,95	0,90-0,95
Интенсивность износа I_h , м/км	$3,3 \cdot 10^{-9}$	$3,3 \cdot 10^{-9}$	$3,3 \cdot 10^{-9}$	$1,5 \cdot 10^{-9}$	$1,0 \cdot 10^{-9}$
Сплав Т15К6					
Микротвердость H_{200} , ГПа	18,0-18,5	19	20	22-23	22,0-22,5
Коэффициент трения f	0,75-0,80	0,8	0,8	0,85-0,95	0,90-0,95
Интенсивность износа I_h , м/км	$1,8 \cdot 10^{-9}$	$1,8 \cdot 10^{-9}$	$1,8 \cdot 10^{-9}$	$1,5 \cdot 10^{-9}$	$1,3 \cdot 10^{-9}$

Можно выделить четыре основных механизма повышения износостойкости конструкционных материалов при ионной имплантации:

- создание благоприятной схемы остаточных напряжений;

- упрочнение поверхностных слоёв;
- изменение химических и адгезионных свойств поверхности;
- изменение закономерностей деформации поверхностных слоёв.

Следует отметить, что фактически наиболее часто наряду с увеличением сопротивления износу ИИ приводит к снижению коэффициента трения:

1) увеличение твердости поверхностных слоев, связано либо с повышением степени дефектности (плотности дислокации), либо с образованием нанокристаллической, (микро-) композитной или аморфной структуры, свидетельствует о повышении износостойкости материала;

2) уменьшение коэффициента трения (адгезии) при создании аморфной структуры поверхностного слоя, особенно когда такая структура насыщена жесткими ковалентными связями, может эффективно уменьшить скорость износа даже при минимальных толщинах такого слоя (порядка 1-2 нм);

3) снижение степени износа наблюдается в том случае, когда поверхностные упрочненные слои состоят из нескольких зон с уменьшающейся по глубине материала твердостью.

Таблица 1.7 - Абразивное и эрозионное изнашивание ионно-легированных слоев

Материал	Легировующие ионы	Флюенс, см-2	Износостойкость
Сталь 38NCD4	N^+, N_2^+	$2 \cdot 10^{17}$	Возрастает
Сталь AISI304	N^+	$(1-2) \cdot 10^{17}$	Возрастает
Сталь AISI304	N_2^+	$2 \cdot 10^{17}$	Убывает
Сталь SAE1045	N_2^+	$2 \cdot 10^{17}$	Возрастает
Сталь AISI52100	Ti^+	$4,6 \cdot 10^{17}$	Возрастает
Пермаллой	B^+	$1 \cdot 10^{15}$	Возрастает
Инструментальная сталь	N^+	$(1-2) \cdot 10^{17}$	Возрастает

Применение тяжёлых ионов для упрочнения поверхностей ограничено проблемой достижения большой концентрации и глубины легирования.

Таблица 1.8 - Усталостное изнашивание ионно-легированных слоев

Материал	Тип легировующих ионов	Энергия ионов, кэВ	Износостойкость
Сталь SAE3135	N^+	180	Возрастает на порядок
Сталь AISI52100	$Ar^+, N^+, Fe^+, Ti^+, C^+$	35, 55, 300	Возрастает

Материал	Тип легирующих ионов	Энергия ионов, кэВ	Износостойкость
Сталь 4140	N ⁺	40	Возрастает в 3 раза
Коррозионно-стойкие стали 304, 416	N ⁺ , N ₂ ⁺ , C ⁺ , Ti ⁺	60, 100	Возрастает
Сталь 17-4PH	N ⁺	-	Возрастает до 100 раз
Ст. 2	C ⁺	100	Возрастает
Сталь AISI93110	Ti ⁺ , Mo ⁺ , Ta ⁺	-	Возрастает
Сталь 0,2 C	N ⁺	100	Возрастает
Сталь GGr15	N ⁺	100	Возрастает на порядок
Сталь SSL316	N ⁺	100	Возрастает на порядок
Титановый сплав BT1-0	C ⁺	100	Возрастает в 3-5 раз
Ti-6Al-4V	N ⁺ , C ⁺ , Au ⁺ , Pt ⁺	40, 100, 200	Возрастает
Be	B ⁺	25-200	Возрастает
Al	Cu ⁺	300	Возрастает

Таблица 1.9 - Изменение коэффициента трения

Материал	Ионы	Энергия, кэВ	Коэффициент трения	
			В исходном состоянии	После имплантации
Сталь En352	Mo ⁺ +S ⁺	300	0,260	0,200
	Pb ⁺	300	0,230	0,330
	Rr ⁺	300	0,240	0,240
Титан	N ⁺	60	0,470	0,100
Алюминий	N ⁺	60	0,128	0,035
Железо	N ⁺	60	0,120	0,065
Железо	N ⁺	-	0,130	0,040
Сталь EN352	Sn ⁺	380	0,200	0,100
Титан	N ⁺	-	0,3-0,5	0,100

1.4 Ионная имплантация среди других способов модификации поверхности режущего инструмента

Существует ряд методов упрочнения инструмента, наиболее прогрессивные из них это - химико-термический метод (цианирование); плазменное азотирование; плазменное нанесение покрытий типа TiN, в том числе и многослойных, градиентных покрытий. Но существует также и ряд недостатков, которые ведёт за собой покрытие, например:

- изменение геометрического размера инструмента, особенно в тех случаях, когда нанесение покрытия осуществляется при высоких температурах, что нежелательно для прецизионного инструмента;
- покрытие изменяет геометрию режущего клина, через радиус скругления режущей кромки. А с развитием скоростной обработки на фрезерных операциях, где толщины срезаемого слоя измеряются микронами, что соизмеримо с радиусом округления, актуальна сама возможность получения острого лезвия;
- отслоение покрытия;
- высокие поверхностные напряжения, за счет которых удерживается покрытие на поверхности инструмента, что в некоторых случаях приводят к выкрашиванию инструмента.

В связи с этим мы обратили внимание на ещё один метод упрочнения и улучшения качества поверхности инструмента – ионно-лучевая обработка. При ионно-лучевой обработке изменяются физические свойства поверхности, этот процесс часто сравнивают с вакуумным напылением, химическим осаждением из пара, ионным нанесением покрытий, используемые для повышения таких свойств поверхности, как сопротивление коррозии и износу.

Это обуславливается следующим:

- изменением структуры материала на большую глубину и формированием в поверхностном слое повышенной микротвердости и остаточных напряжений сжатия без изменения геометрических параметров поверхности;
- образование в поверхностном слое путем обработки активных ионов (азот, углерод и др.) устойчивых химических соединений (нитриды, карбиды), которые существенно меняют как механические, так и физико-химические свойства поверхности;
- введением в поверхность не только ионов различных атомов, но и химических соединений. Например, твердую смазку в виде ионов молибдена и, создавая одновременно упрочняющую фазу из боридов, нитридов или карбидов (Ti, Al, Nb...);

- имплантация не изменяет геометрические размеры обрабатываемых изделий, что позволяет использовать ионную имплантацию в качестве финишной обработки в существующих технологических процессах;

- не существует проблем адгезии;

- обеспечивается одновременно дисперсионное и деформационное упрочнение поверхностного слоя;

После отработки режимов ионно-лучевой обработки получились следующие устойчивые результаты: глубина пробега ионов в материале 1-2мкм, глубина модифицированного слоя 0,2-0,3мм, изменение структуры на глубине до 5мм.

1.5 Выводы

1. В результате литературного обзора исследован потенциал метода ионно-лучевой имплантации как способа упрочняющей модификации поверхности режущего инструмента. Установлено, что ИИ способствует созданию благоприятной схемы остаточных напряжений, упрочнению поверхностных слоёв; изменению химических и адгезионных свойств поверхности; изменению закономерностей деформации поверхностных слоёв обработанных деталей.

2. Установлено, что существующие технологии ИИ позволяют управлять энергией пучка, температурой предварительного нагрева, дозой имплантации, а также имплантировать различные химические элементы, создавая при этом поверхностные слои от 1 до 300 мкм с различными свойствами.

3. Перспективным для упрочнения режущих инструментов является метод низкоэнергетической имплантации, поскольку позволяет создать большое количество подвижных дефектов в тонком поверхностном слое, оставляя нетронутыми нижележащие слои.

2 МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ РЕЗАНИЯ С ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНОЙ СРЕЗА ОКРУГЛЕННЫМ ЛЕЗВИЕМ

2.1 Постановка задачи

Как показали производственные испытания современных цельных твердосплавных концевых фрез при обработке нержавеющей стали, режущее лезвие выходит из строя главным образом из-за выкрашивания режущей кромки. Одним из основных параметров лезвия, определяющим его прочность, является радиус его округления. Этот параметр имеет большую неопределенность в процессе изготовления режущего инструмента. Поэтому одним из значительных резервов повышения стойкости может являться контролируемое формирование профиля режущей кромки с оптимальной геометрией с точки зрения прочности лезвия.

Для исследования влияния радиуса округления режущей кромки рассмотрена модель стружкообразования в главной секущей плоскости зуба фрезы в постановке плоской деформации. Разработана расчетная схема, сформулированы граничные и начальные условия для решения механической задачи в условиях адиабатического разогрева.

2.2 Краткое описание математической модели

Общий алгоритм моделирования процесса резания как процесса пластической деформации тела совместно с решением задачи теплопроводности представлен на рисунке рисунке 2.1 [11]. Рассматривается система состоящая лезвие-инструмент-заготовка.

В период инициализации перед началом вычислений задаются начальные условия (начальная температура тел) и граничные условия (механические и тепловые), предельное время интегрирования t_{\max} , шаги интегрирования по времени Δt и Δt_T и шаг обновления КЭ сетки Δt_a . Инициализируются вектора

$$\ddot{u}_i = 0, \dot{u}_i = 0, u_i = 0; f_{load_i} = 0, f_{contact_i} = 0, I_i = 0.$$

Организуется цикл по времени $t \in [0; t_{\max}]$ с шагом Δt , поскольку он заведомо меньше Δt_θ . Одновременно создается переменная t_T , в которой сохраняется время последнего вычисления температурного поля. Также создается переменная t_a , в которой сохраняется время следующего обновления КЭ сетки.

После этого выполняется цикл вычисления НДС.

По завершению этого цикла проверяется, достигнуто ли время вычисления нового вычисления температурного поля, т.е. выполняется ли условие

$$t > t_T + \Delta t_T. \quad (2.1)$$

Если условие выполняется, то: вычисляется $t_T = t_T + \Delta t_T$, вычисляются мощности тепловых источников, рассчитывается температурное поле в момент времени t_T .

Далее выполняется проверка критерия разрушения элементов КЭ сетки по одному из критериев: Джонсона-Кука, геометрическому, максимальных растягивающих напряжений. Если в элементе это условие выполняется, то элемент удаляется из расчета.

Проверяется, достигнуто ли время обновления КЭ сетки, т.е. выполняется ли условие

$$t > t_a + \Delta t_a \quad (2.2)$$

Если условие выполняется, то: вычисляется $t_a = t_a + \Delta t_a$, перестраивается КЭ сетка и выполняется ее внедрение в модель, т.е. все величины (перемещения, деформации, напряжения, температура) методом интерполирования переносятся из узлов старой сетки в узлы новой сетки.

Вычисляется $t = t + \Delta t$ и цикл повторяется сначала.

Работа программы завершается сохранением результатов.

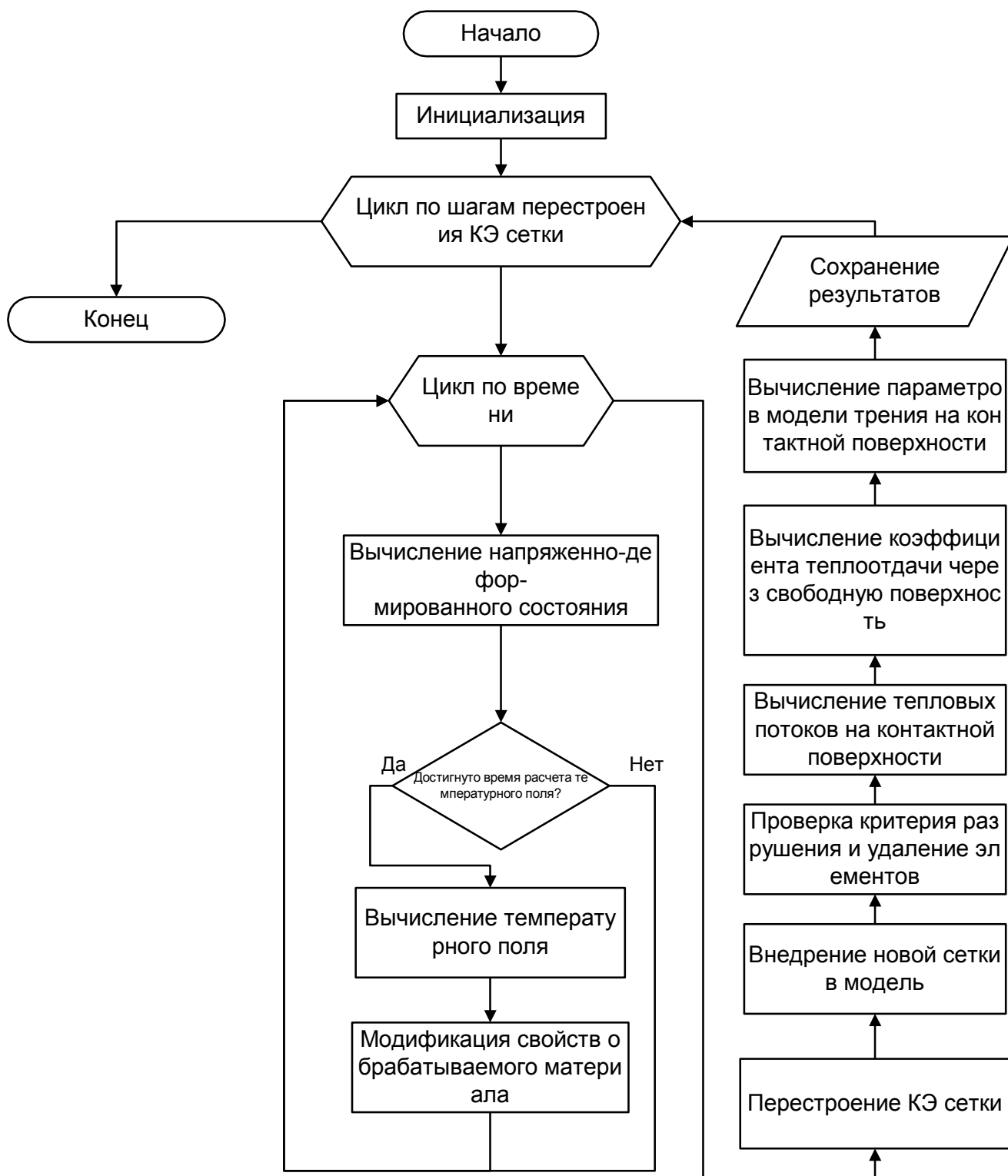


Рисунок 2.1 - Общий алгоритм решения задачи

2.3 Особенности расчета стружкообразования с переменной толщиной среза

Для оценки напряжений в режущем лезвии концевой фрезы предлагается использовать 2D конечно-элементную модель процесса резания. В этом случае процесс концевой фрезерования представляется как прямоугольное свободное резания с переменной толщиной среза, которая изменяется от нулевого значения до величины равной подаче на зуб фрезы рис. 2.2.

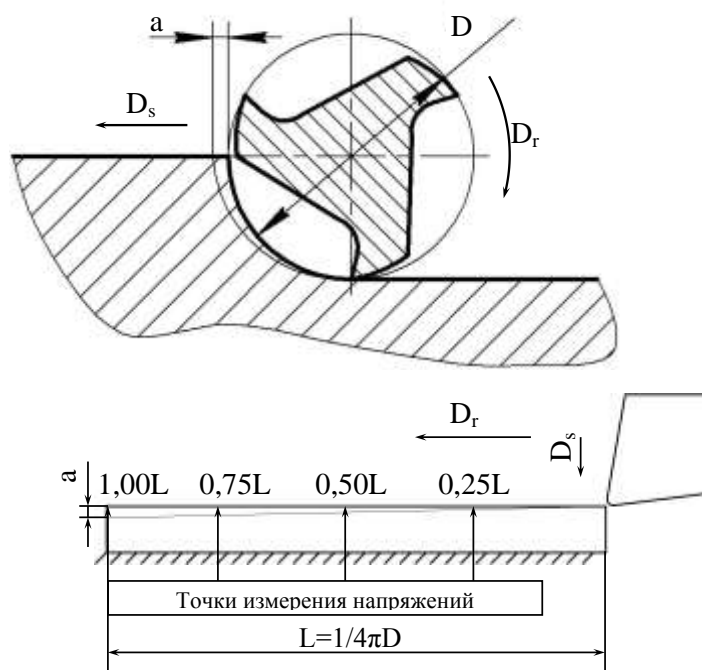


Рисунок 2.2 – Расчетная схема для оценки напряжений в режущем лезвии при концевом фрезеровании

Заготовка для моделирования процесса резания предлагается прямоугольной формы, которая жестко закреплена, длиной равной $1/4\pi D$, которая разбивается на прямоугольные четырехузловые конечные элементы. Высота заготовки равна величине четырех значений подачи на зуб.

Режущий зуб фрезы представляется как режущий клин с геометрией соответствующей зубу фрезы. Режущий клин разбивается на четырехузловые конечные элементы, с неравномерным распределением размеров элементов. Наименьший размер элементов задается на передней поверхности клина, для более точной оценки

величины напряжений. Перемещения резца задаются в двух направлениях, вдоль оси Z задается перемещение со скоростью равной скорости резания, перемещение вдоль оси Y задается равным подаче на зуб фрезы.

Режим резания задавался как рекомендуемый производителем концевой фрезы для обработки стали 12X18H12M3ТЛ: скорость резания $V=50$ м/мин, подача $S_z=0,04$ мм/зуб, ширина фрезерования $B=16$ мм.

Для сокращения времени расчета инструмент задаем как абсолютно жесткое тело, в таком случае он рассматривается как один элемент. Размер сетки заготовки делаем крупным, что сокращает время расчета. Такой подход позволяет рассчитать температуру в заготовке и режущем лезвии, и спрогнозировать форму стружки, но не позволяет оценить напряжения в режущем лезвии.

Чтобы оценить напряжения в режущем лезвии в некоторый момент времени останавливается расчет, и инструмент из абсолютно жесткого тела задается как упругопластическое тело подчиняющееся закону Гука. Размер элементов заготовка задается более мелким. Размер заготовки уменьшается путем удаления элементов заготовки находящихся на значительном удалении от зоны резания. Поля напряжений и температур переносятся на новые заготовку и инструмент. После чего в этот момент производим расчет с небольшим количеством шагов. Такой подход позволяет произвести расчет напряжений и температур в режущем лезвии в интересующих точках одного цикла резания зуба за приемлемое время.

2.4 Напряжения в лезвии и условие его прочности

2.1.1 Оценка эквивалентных напряжений в лезвии

Анализ механизма разрушения инструментальных материалов [12] показывает, что в соответствии с принципами механики сплошной среды состояние материала в точке возможного его разрушения полностью определяется уровнем действующих напряжений. Так как наступление предельного состояния обуславливаются критерием возникновения трещин, тесно связанным с касательными напряжениями, и критерием их распространения, обуславливаемого нормальными растягивающими

напряжениями, то общий критерий прочности инструментальных материалов должен учитывать действие этих обоих механизмов разрушения. При низких температурах нагрева наибольшее значение для разрушения инструментальных материалов имеют нормальные растягивающие напряжения, с повышением температуры увеличивается и роль касательных напряжений.

Из рассмотрения механизма разрушения инструментальных материалов ясно, что ряд определяющих их разрушение факторов зависит от вида напряженного состояния и не поддается прямому количественному расчету, а может быть учтен лишь на основе статистических методов.

Критерий предельного состояния режущего лезвия σ_η предлагается в виде двух слагаемых [13], из которых первое определяется величиной пластической деформации и характеризует условия зарождения трещины, а второе ее развитие и распространение:

$$\sigma_\eta = \chi\sigma_i + (1 - \chi)\sigma_1 P \leq \sigma_g \quad (2.3)$$

где $P = A^{1-J}$, здесь J - параметр, характеризующий жесткость нагружения; A - константа, характеризующая статистический фактор развития разрушения; $A = 1 - \frac{1}{m}$, где m - коэффициент гомогенности.

Величину A для сплавов WC – TiC – Co с достаточной степенью точности можно принять равной 0,7, для сплавов WC – TiC – TaC – Co и WC – Co A будет равно 0,8, для инструментальных сталей 0,9 [12].

χ - параметр, определяющий долю сдвиговой деформации в разрушении $\chi = \frac{\sigma_g}{\sigma_{-g}}$. Свойства инструментальных материалов изменяются с ростом температуры, соответственно изменяется и χ [12]:

для сплавов WC – TiC – Co (при $T < 700$ °C)

$$\sigma_\eta = 0,18\sigma_i + 0,82\sigma_i \cdot 0,7^{\frac{1-\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3}{\sigma_i}} \leq \sigma_g;$$

для сплавов WC – TiC – TaC – Co и WC – Co (при $T < 600^\circ\text{C}$)

$$\sigma_\eta = 0,24\sigma_i + 0,76\sigma_i \cdot 0,8^{1 - \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}} \leq \sigma_e \quad (2.4)$$

При дальнейшем росте температуры величина λ увеличивается, и разрушение и формоустойчивость режущей кромки все больше характеризуется ее пластической деформацией. Широкая экспериментальная проверка [13] данного критерия прочности как на металлокерамических сплавах, так и на других материалах в условиях сложного напряженного состояния показала, что его достоверность достигает 92 – 95 %.

Так как режущая часть инструмента находится в сложном напряженном состоянии, изменяющемся в процессе работы инструмента с различной частотой, то критерий усталостной прочности должен отражать и различное сочетание и различную частоту колебаний составляющих тензора напряжений [12].

Более точно можно решать вопросы при одновременном изменении температуры и напряжений, находящихся как в фазах, так и противофазах в различных зонах режущей части, и установить взаимосвязь между указанными случаями термомеханического нагружения при любом характере цикла изменения температуры и напряжения, используя показатели цикла при различных условиях процесса резания. В результате проведенных исследований [14] было установлено, что время до разрушения материала при совпадении по фазе температуры и напряжений:

$$t_p = \frac{t^{(\bar{T}, \bar{\sigma})}}{1 + \frac{t^{(\bar{T}, \bar{\sigma})} - t^{(\tilde{T}, \tilde{\sigma})}}{t^{(\tilde{T}, \tilde{\sigma})}} \gamma^{(\tilde{T}, \tilde{\sigma})} + \frac{t^{(\bar{T}, \bar{\sigma})} - t^{(\bar{T}, \bar{\sigma})}}{t^{(\bar{T}, \bar{\sigma})}} \gamma^{(\bar{T}, \bar{\sigma})}}$$

где $t^{(\bar{T}, \bar{\sigma})}$ - время до разрушения в условиях изотермической ползучести при максимальной температуре и максимальном напряжении цикла;

$t^{(\tilde{T}, \tilde{\sigma})}$ - время до разрушения при минимальном напряжении и минимальной температуре цикла в условиях ползучести;

$t^{(\tilde{t}, \tilde{\sigma})}$ - время до разрушения материала в условиях циклического изменения температуры ($\tilde{\gamma}^{(T)} = 1$) и напряжений ($\gamma^{(\sigma)} = 1$) при данных ΔT и $\Delta \sigma$;

$\gamma^{(\tilde{t}, \tilde{\sigma})}$ - относительное время пребывания материала (цикл), в течение которого происходит изменение напряжений и температуры.

Диаграммы (рис. 2.3) для основных видов инструментального материала позволяет определить его циклическую прочность в условиях широкого изменения напряженного состояния под действием силовых нагрузок с учетом температуры нагрева материала по данным о амплитудном значении напряжения:

$$\sigma_a = \chi \sigma_{ia} + (1 - \chi) \sigma_{1a}$$

где σ_{ia} - амплитудное значение эффективного напряжения;

σ_{1a} - амплитудное значение σ_1 ;

$$\chi = \frac{1}{\sqrt{3} - 1} \left(\frac{\sigma_e}{\tau_e} - 1 \right).$$

и значению среднего напряжения цикла:

$$\sigma_m = \chi \sigma_{im} + (1 - \chi) \sigma_{1m}$$

где σ_{im} - среднее значение эффективного напряжения цикла;

σ_{1m} - среднее значение σ_1 цикла.

Полученные при циклическом испытании инструментальных материалов экспериментальные данные подтверждают правильность теоретических зависимостей. Изменение свойств инструментальных материалов при их изготовлении (прочность, величина зерна и т.д.) и заточке изменяют исходные параметры [12].

Одновременно с изменением напряжений под действием силовых нагрузок режущая часть инструмента подвергается переменным тепловым нагрузкам, имеющим большое значение в усталостном разрушении инструментальных материалов. проблема разрушения материалов при переменных температурах и напряжениях явля-

ется весьма сложной из-за их взаимосвязи и взаимообусловленности. Решению этой проблемы посвящено ряд крупных исследований [14,15].

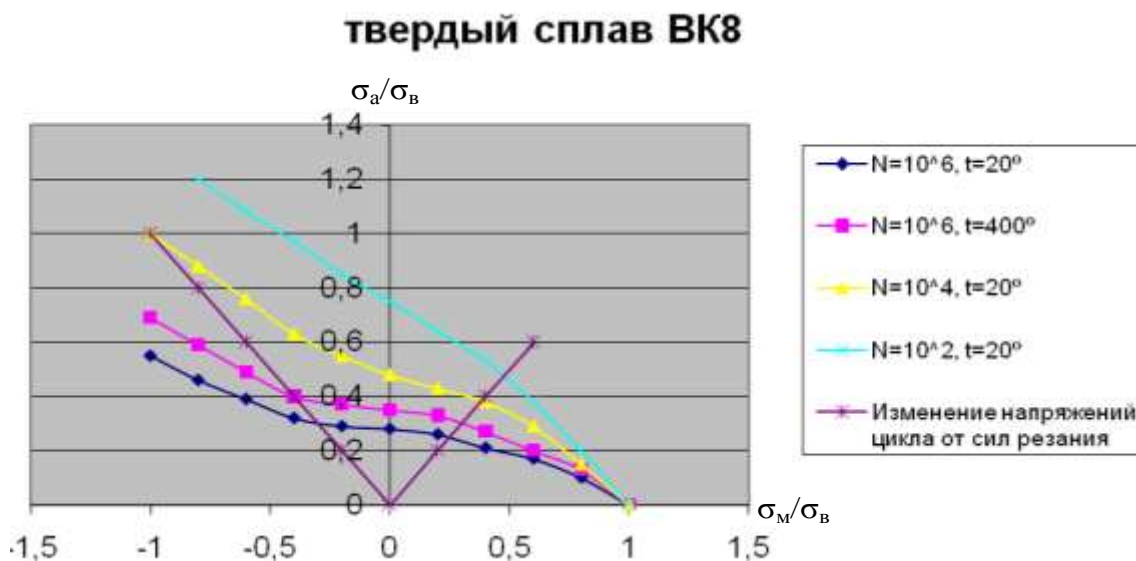


Рисунок 2.3 – Диаграмма определения предела усталости для сложного напряженного состояния при различных температурах [12]

2.1.2 Влияние радиуса округления режущей кромки на величину эквивалентных напряжений в лезвии

2D моделирование процесса концевое фрезерования стали 12Х18Н12М3ТЛ цельной твердосплавной фрезой со скоростью резания 50 м/мин и подачей 0,04мм/зуб, показало, что радиус округления режущей кромки оказывает незначительное влияние на температуру резания рис. 2.4.

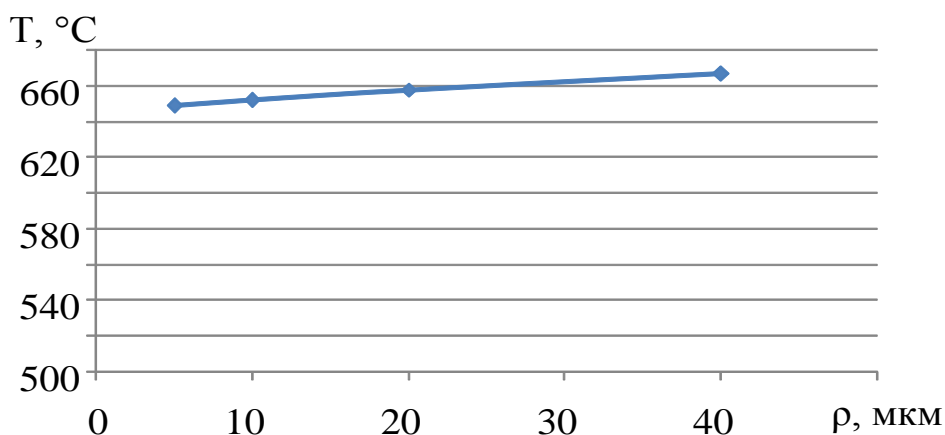


Рисунок 2.4 – Влияние радиуса округления режущей кромки на температуру резания

Как видно из рис. 2.4, радиус округления режущей кромки оказывает незначительное влияние на температуру в зоне резания. При увеличении радиуса округления с 5 до 40 мкм, увеличение температуры не превышает 3%.

Было также изучено изменение температуры в режущем лезвии за один цикл резания зуба рис. 2.5. Установлено, что максимальная температура в режущем лезвии не превышает 550 °С. В начале процесса врезания температура в лезвии скачкообразно изменяется от комнатной температуры до значений близких к 300°С, а затем плавно возрастает с ростом глубины резания и при достижении максимального значения глубины резания составляет 550°С.

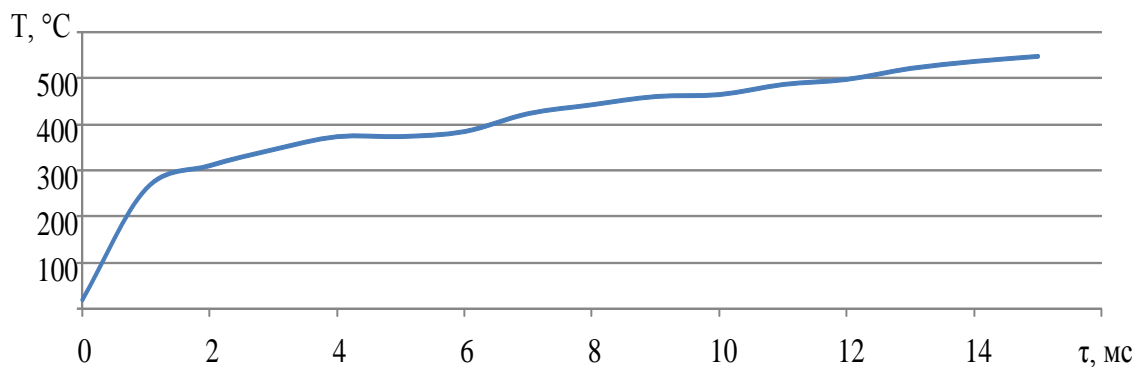


Рисунок 2.5 – Изменение температуры в режущем лезвии за один цикл резания.

Поскольку температура в режущем лезвии не превышает 550°С то для расчета эквивалентных напряжений справедливо будет применить уравнение (2.4).

Величину радиуса округления режущей кромки после разрушение предлагается прогнозировать исходя из характера разрушения режущего лезвия. Характер разрушения режущего лезвия предлагается прогнозировать по полям главных нормальных напряжений, предполагается, что разрушение будет происходить в местах максимального значения главных нормальных напряжений рис. 2.6.

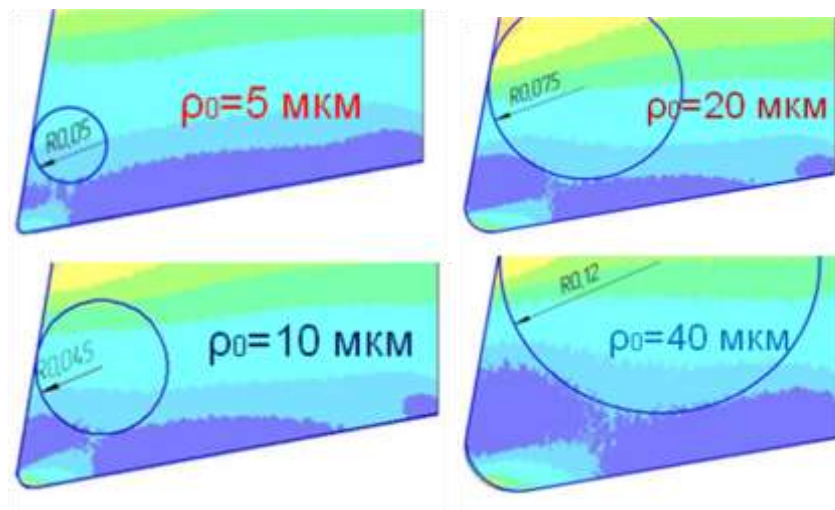


Рисунок 2.6 – Прогнозирование изменения радиуса округления режущей кромки.

При рассмотрении усталостной прочности режущей кромки, исходя из сложного напряженного состояния, с использованием имитационного моделирования процесса резания, были получены зависимости влияния радиуса округления режущей кромки на количество циклов до разрушения режущего лезвия рис. 2.7. Принцип построения диаграммы следующий: для заданного значения радиуса округления режущей кромки определяется из диаграммы рис. 2.3 максимальное количество циклов до разрушения при воздействии температуры. Затем по прогнозируемому характеру разрушения лезвия определяется радиус округления лезвия после скалывания режущей кромки рис. 2.6. Для полученного радиуса округления режущей кромки снова определяются значения напряжений и также определяется количество циклов до разрушения лезвия и прогнозируется радиус округления режущей кромки после скалывания режущего лезвия. Исходя из того, что величина температуры в режущем лезвии не превышает 600°C , то для расчета эквивалентных напряжений в режущем лезвии справедливо будет применить уравнение (2.4). Из рис. 2.7 видно, что наибольшую усталостную прочность будет иметь режущее лезвие с радиусом округления равном 20 мкм, которое после разрушения примет значение радиуса округления равное 75 мкм (рис. 2.6). В этой области, по-видимому, наблюдается баланс между прочностью лезвия и действующей на него нагрузкой. При меньших

значениях ρ нагрузка на лезвие уменьшается, о чем свидетельствует уменьшение гидростатического давления. Но вместе с тем уменьшается сечение лезвие и напряжения в нем возрастают.

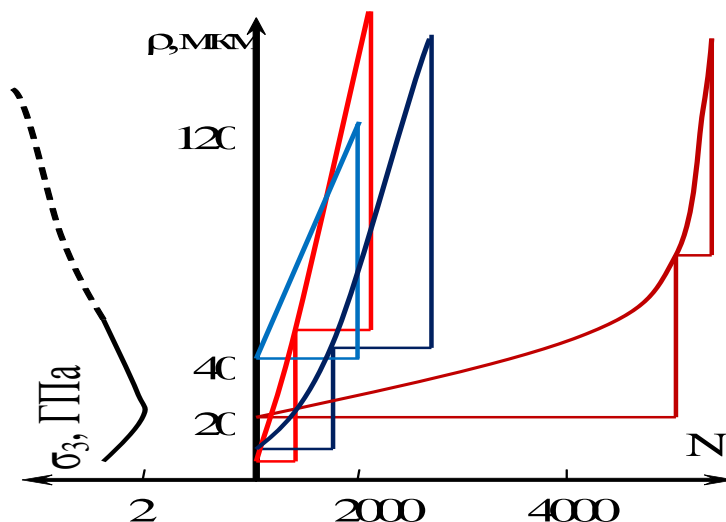


Рисунок 2.7 – Влияние радиуса округления режущей кромки на количество циклов до разрушения

При больших значениях ρ существенно возрастает нагрузка на лезвие, на что указывает возрастание гидростатического давления рис. 2.8. Это приводит также к увеличению максимальных напряжений даже, несмотря на увеличение сечения режущей кромки.

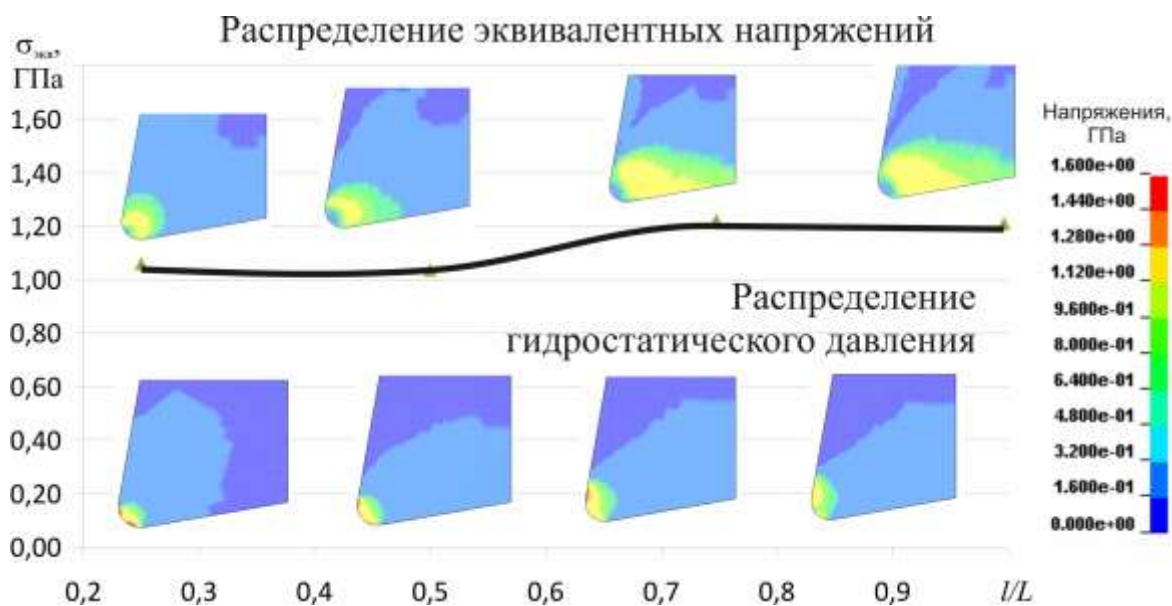


Рисунок 2.8 – Изменение напряжений в цикле резания лезвием с $\rho=40$ мкм

Использование 2D имитационной модели процесса резания позволило оценить эквивалентные напряжения (2.3) в режущем лезвии. Были получены зависимости влияния радиуса округления режущей кромки на величину эквивалентных напряжений в лезвии при прочих равных условиях. Из полученных данных видно, что минимальные эквивалентные напряжения в режущем лезвии концевой фрезы при фрезеровании пазов в отливках из стали 12Х18Н12М3ТЛ цельной твердосплавной концевой фрезой диаметром 16мм с числом зубьев равным 3 со скоростью резания 50 мм/мин и подачей 0,04 мм/зуб, возникают при радиусе округления равном 10 мкм на всем цикле резания зуба фрезы. Также видно, что эквивалентные напряжения превышают допустимые значения напряжений только при радиусе округления режущей кромки равном 5 мкм.

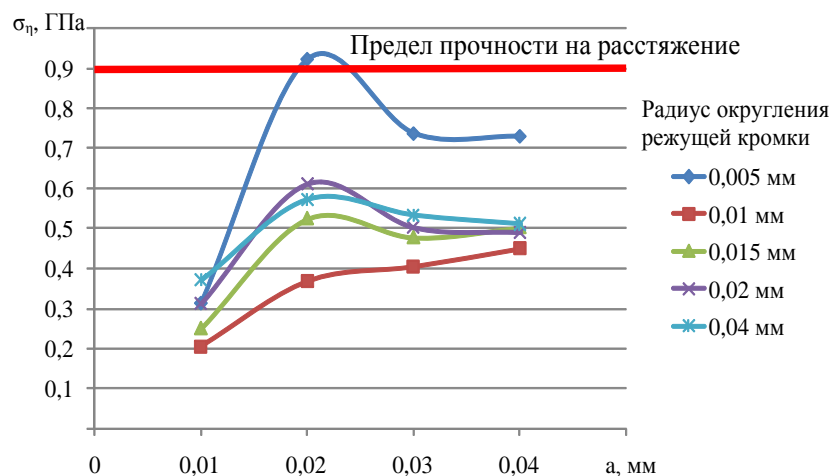


Рисунок 2.9 – Влияние радиуса округления режущей кромки на величину эквивалентных напряжений.

Как видно из рис. 2.9 наименьшие эквивалентные напряжения, при фрезеровании стали 12Х18Н12М3ТЛ цельной твердосплавной концевой фрезой, со скоростью резания 50 м/мин, и подачей 0,04 мм/зуб, возникают при радиусе округления режущей кромки равном 10 мкм. Этот радиус округления режущей кромки обеспечивает максимальную статическую прочность режущего лезвия инструмента, для заданных условий обработки.

2.1.3 Влияние радиуса округления режущей кромки на устойчивость фрезерования

Динамика фрезерования определяется вынужденными и автоколебаниями. Автоколебания определяются, в том числе и зависимостью силы резания от глубины резания, изменяющейся во времени $P_z = f(a, \tau)$, на эту зависимость влияет радиус округления режущей кромки [16]. Расчет этого влияния выполнен по методике [17] для фрезерного станка 6Р13Ф3 инв. №146257, для концевое фрезерования пазов в отливках из стали 12Х18Н12М3ТЛ цельной твердосплавной фрезой диаметром 16 мм с числом зубьев равном 3, скорость резания составила 50 м/мин, подача 0,04 мм/зуб.

Полученные результаты показывают, что радиус округления режущей кромки оказывает значительное влияние на допустимую ширину концевое фрезерования рис. 2.10. Проведенные исследования показали, что для концевое фрезерования стали 12Х18Н12М3ТЛ цельной твердосплавной фрезой диаметром 16 мм с подачей 0,04 мм/зуб рекомендуемой скоростью резания для данного станка будет скорость при частоте вращения шпинделя равной 1000 об/мин.

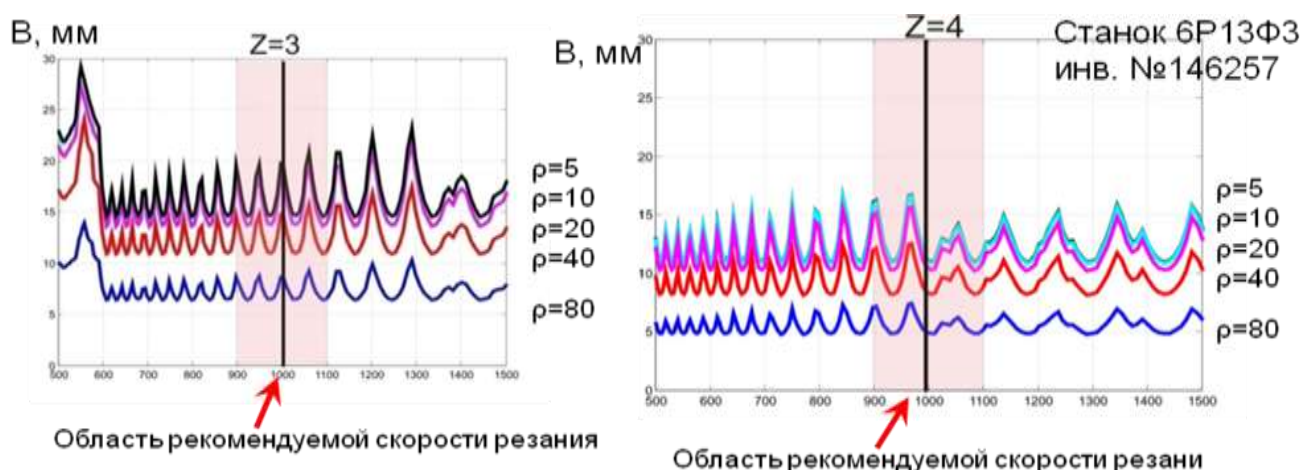


Рисунок 2.10 – Определение области устойчивого фрезерования в зависимости от радиуса округления режущей кромки.

Проанализировав полученные данные можно получить зависимость радиуса округления режущей кромки на предельную ширину фрезерования для заданных условий рис. 2.11. Установлено, что фреза с числом зубьев равным трем обеспечивает более устойчивое фрезерования, чем фреза с четырьмя зубьями. При ширине фрезерования равной 16 мм максимально допустимый радиус округления режущей кромки не должен превышать 30 мкм.

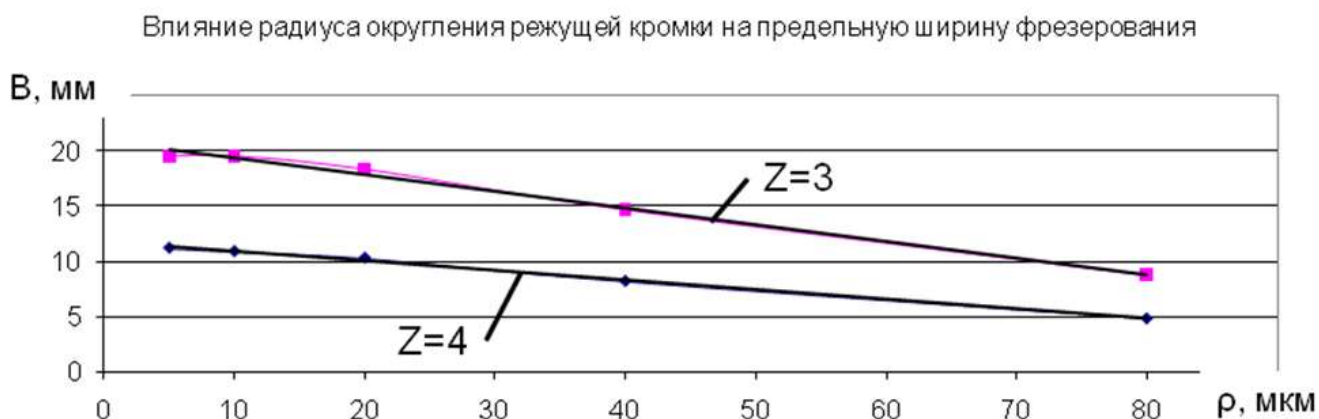


Рисунок 2.11 – Влияние радиуса округления режущей кромки на предельную величину фрезерования.

2.1.4 Влияние радиуса округления режущей кромки на прочность рабочей части

Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на прочность рабочей части предполагается с использованием 3D моделирования процесса концевой фрезерования. Исходными данными для 3D моделирования процесса концевой фрезерования будут полученные данные об удельных силах резания из 2D конечно-элементной модели процесса резания. Силы резания, возникающие при фрезеровании определяются по методике, изложенной в [18], по полученным значениям удельных сил резания и известной геометрии фрезы. Таким образом, были получены зависимости сил резания от радиуса округления режущей кромки при концевом фрезеровании нержавеющей стали 12X18H12M3ТЛ со скоростью 50 м/мин, подачей 0,04 мм/зуб, шириной фрезерования 16 мм и глубиной фрезерования 16 мм рис. 2.12.

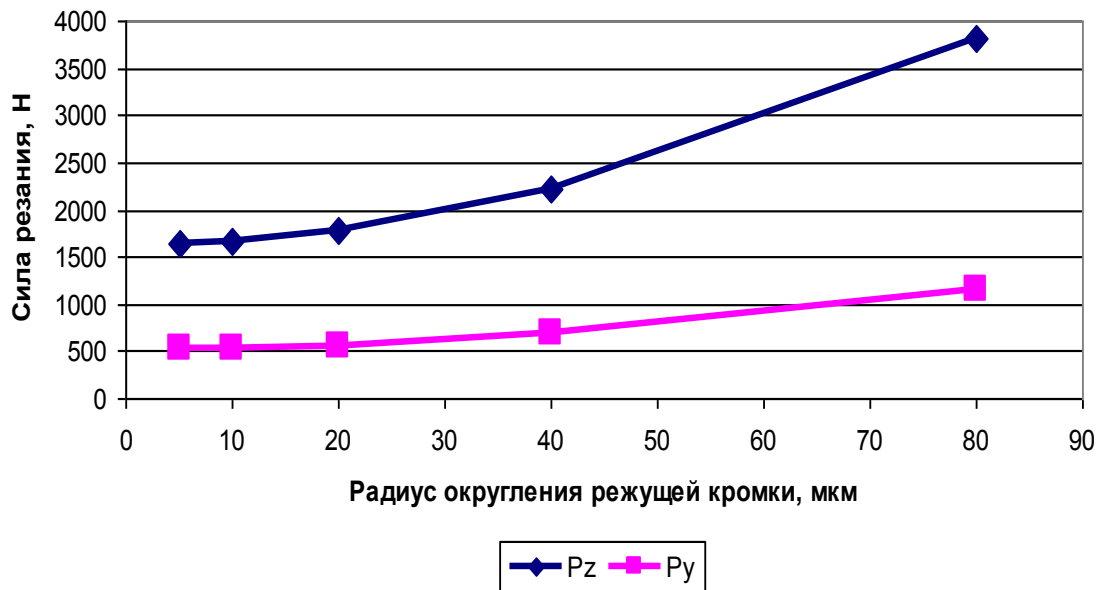


Рисунок 2.12 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальную силу резания при концевом фрезеровании.

3D конечно-элементное моделирование процесса концевой фрезеровки производится с некоторой подачей обеспечивающей минимальное время расчета. Из моделирования было получено, что сила резания составила 550 Н, а максимальное напряжение в рабочей части 2370 МПа рис. 2.13.

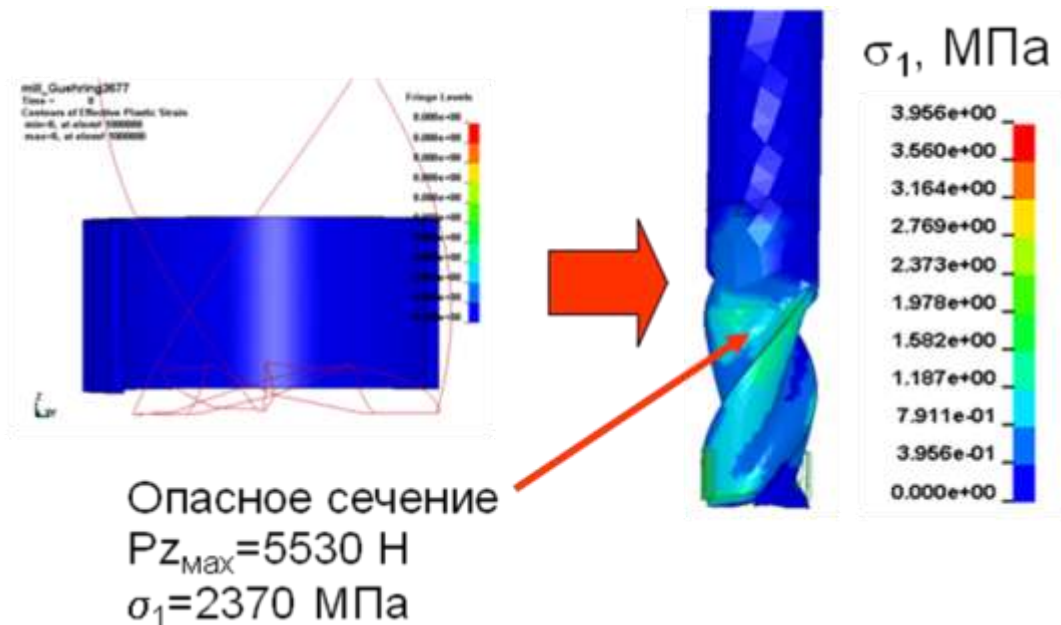


Рисунок 2.13 – Определение опасного сечения рабочей части.

Предполагается, что напряжения в рабочей части прямо пропорциональны силе резания, то можно получить коэффициент масштабирования по силе резания полученной по удельным силам резания и силе полученной из 3D моделирования процесса резания. Используя полученный коэффициент масштабирования можно пересчитать напряжения в рабочей части фрезы. Таким образом, имея данные о силах резания и максимальных напряжениях в рабочей части рис. 2.14.

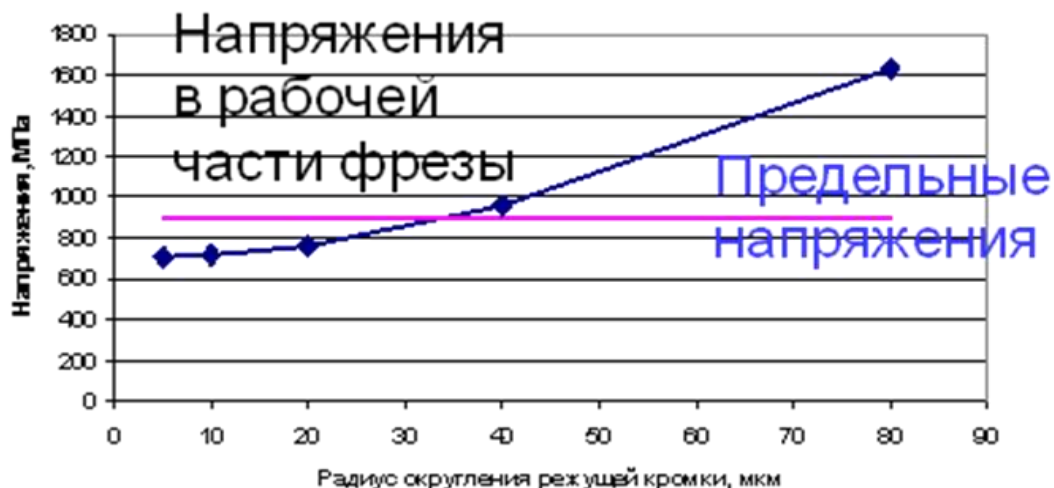


Рисунок 2.14 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальные главные напряжения в рабочей части концевой фрезы.

Как видно из полученных данных максимально допустимый радиус округления режущей кромки, обеспечивающий условие прочности рабочей части концевой фрезы будет являться радиус равный 35 мкм. При больших значениях радиуса округления режущей кромки будут увеличиваться силы резания, а соответственно и напряжения в рабочей части концевой фрезы и, следовательно, будет происходить разрушение рабочей части фрезы.

2.5 Определение оптимального радиуса округления режущей кромки

Обобщенные полученные результаты представлены на рис. 2.15, где показана зависимость предполагаемой стойкости фрезы от радиуса округления режущей кромки. Анализируя факторы, которые влияют на стойкость режущей части такие

как: статическая прочность режущего лезвия, усталостная прочность режущего лезвия, устойчивость фрезерования, прочность рабочей части фрезы и изнашивание по задней поверхности, при концевом фрезеровании нержавеющей стали аустенитного класса 12Х18Н12М3ТЛ цельной твердосплавной фрезой диаметром 16мм, количество зубьев 3 со скоростью 50 м/мин, подачей 0,04 мм/зуб, ширина фрезерования 16 мм, получены некоторые результаты. Из условия статической прочности получено, что радиус округления режущей кромки твердосплавной концевой фрезы не должен быть менее 5 мкм, при меньших значениях возникают большие эквивалентные напряжения у вершины лезвия которые приводят к быстрому скалыванию режущего лезвия.

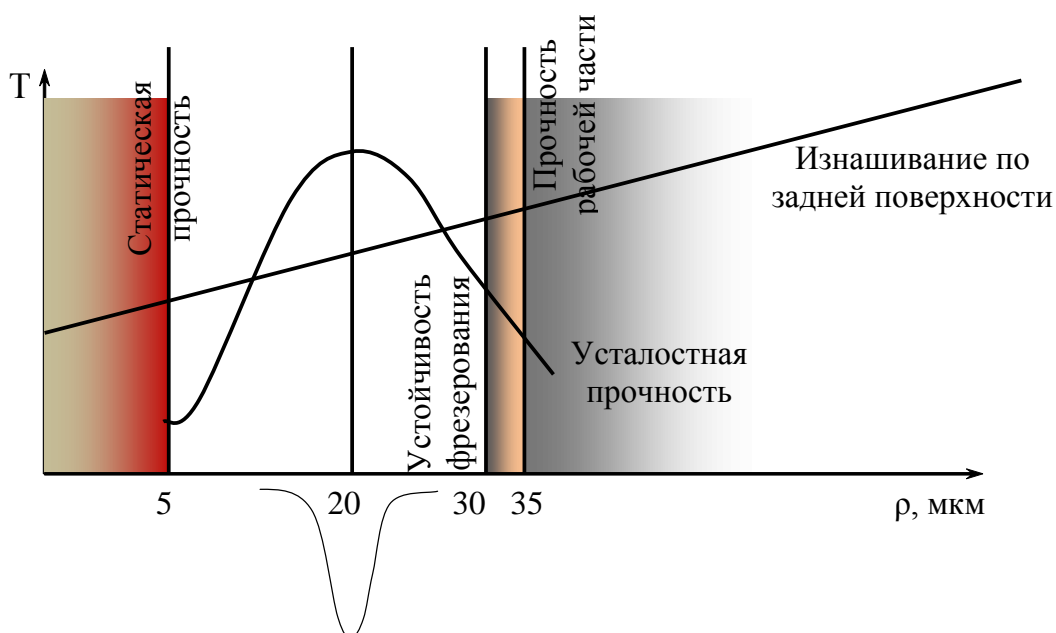


Рисунок 2.15 – Выбор оптимального радиуса округления режущей кромки.

Из условия прочности рабочей части фрезы получено, что максимально допустимый радиус округления режущей кромки не должен превышать 35 мкм, при больших значениях радиуса происходит увеличение силы резания до значений, при которых не будет соблюдаться условие прочности рабочей части концевой фрезы. Анализируя влияние радиуса округления режущей кромки концевой фрезы получено, что при значениях радиуса округления режущей кромки превышающих 30 мкм процесс концевой фрезерования становится неустойчивым, что приводит к вибра-

циям, которые негативно влияют на стойкость режущей кромки. Проведя исследования усталостной прочности режущего лезвия, было установлено, что при радиусе округления режущей кромки близком к 20 мкм режущее лезвие будет иметь максимальную стойкость.

Таким образом, получено, что радиус округления режущей кромки твердосплавной концевой фрезы равный 20 мкм обеспечивает максимальную стойкость. Вместе с тем это значение радиуса округления режущей кромки удовлетворяет всем прочим условиям.

Современные технологии позволяют изготовить твердосплавную фрезу с радиусом округления режущей кромки 20 ± 2 мкм. Это показано в работах [19, 20].

2.2 Выводы

1. Разработана имитационная термомеханическая 2D модель процесса нестационарного резания с постоянно изменяющейся толщиной среза округленным деформируемым лезвием, которая позволяет определить удельную силу резания, температуру резания, контактные напряжения, напряжения в лезвии.

2. Установлена кинетика изменения радиуса округления режущей кромки в результате ее усталостного разрушения происходит ее скалывание и формируется новый радиус округления режущей кромки, и путем имитационных экспериментов определено влияние радиуса заточки на ресурс твердосплавных цельных концевых фрез.

3. Радиус округления определен оптимизацией по критерию максимальной стойкости концевой фрезы с ограничениями по статической прочности лезвия и рабочей части фрезы, устойчивости фрезерования, износу по задней поверхности. Получено, что оптимальным радиусом округления режущей кромки для обработки стали 12Х18Н12М3ТЛ концевой твердосплавной фрезой из сплава ВК8 диаметром 16 мм является радиус 20 ± 2 мкм.

3 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ПОГРЕШНОСТЬ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

3.1 Критерий количественной адекватности

Процесс резания является процессом вероятностным. Большая часть неопределенности существует практически в каждом показателе процесса. Среди основных факторов, которые влияют на это, следует отметить вибрации, которые возникают практически при всех условиях резания и некоторая неопределенность исходных данных. Поэтому проверку количественной адекватности модели предложено выполнять путем доказательства гипотезы значимости остаточной дисперсии $s_{ост}^2$ отклонения прогнозируемых значений исследуемого показателя от его экспериментальных значений по критерию Фишера:

$$\frac{s_{ост}^2}{\sigma_{восн}^2} \leq F(\alpha, k, n), \quad s_{зал}^2 = \frac{r \sum_{v=1}^v (\bar{\mathfrak{R}}_v - \mathfrak{R}_v^{расч})^2}{(n-m)} \frac{1}{2} \quad (3.1)$$

Исходя из этого положения, допускаемая абсолютная погрешность прогнозирования может быть оценена доверительным интервалом

$$\Delta_{max} = t_p (1 - \alpha, n - 1) \left(\frac{\sqrt{\sigma_{восн}^2}}{\sqrt{n}} \right), \quad (3.2)$$

где t_p - функция распределения Стьюдента, α - уровень значимости, n - количество повторений эксперимента, а относительная погрешность отношением $\Delta_{max} / \bar{\mathfrak{R}}$.

Погрешность воспроизведения зависит от двух факторов: погрешности экспериментального исследования по определению показателей процесса резания, по которому происходит доказательство достоверности модели, и погрешности определения исходных данных в экспериментах на механические, трибологические испытания и т.д.. Учи-

тывая большое количество параметров модели, которые должны быть определены как исходные данные перед началом расчета, следует ожидать значительное влияние этой неопределенности на результат прогнозирования. Для учета этой особенности предлагается определять дисперсию воспроизведения как сумму дисперсий двух независимых случайных величин: дисперсии воспроизведения эксперимента $\sigma_{\mathfrak{R}восч}^2$ и дисперсии воспроизведения расчета $\sigma_{xвосч}^2$, которая обусловлена неопределенностью исходных данных:

$$\sigma_{восч}^2 = \sigma_{xвосч}^2 + \sigma_{\mathfrak{R}восч}^2. \quad (3.3)$$

Учитывая выборочный характер проведения экспериментальных исследований, дисперсия воспроизведения эксперимента может быть рассчитана по формуле [21]

$$\sigma_{\mathfrak{R}восч}^2 = \frac{\sum_{v=1}^k \sum_{i=1}^r (\mathfrak{R}_{vi} - \bar{\mathfrak{R}}_v)^2}{k(r-1)}, \quad (3.4)$$

где r - количество повторений каждого, из k экспериментов.

Дисперсия воспроизведения расчета $\sigma_{xвосч}^2$, которая обусловлена неопределенностью исходных данных, в свою очередь также является суммой дисперсий m независимых случайных величин, которые отвечают влиянию неопределенностей каждого из исходных данных на результат прогнозирования. Следовательно, дисперсия воспроизведения расчета $\sigma_{xвосч}^2$ может быть определена по формуле

$$\sigma_{xвосч}^2 = \sum_{i=1}^m \frac{\partial \mathfrak{R}}{\partial x_i} \sigma_i^2. \quad (3.5)$$

Модель процесса резания, которая разработана в этой работе является совокупностью алгоритмов, которые реализуют решение нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных. Следовательно, определение производных $\frac{\partial \mathfrak{R}}{\partial x_i}$

может быть осуществлено только численно по следующему алгоритму:

1. определяется базовый комплекс условий обработки, для которых определяется погрешность прогнозирования, который характеризуется исходными данными x_i^0 - первая точка;

2. задается малый прирост исходных данных Δx_i (например, 1%);

$$x_i^j = x_i^0 + \Delta x_i \cdot (i = j), \quad j = 1 \dots m; \quad (3.6)$$

3. выполняется моделирование по модели при условиях x_i^0 и x_i^j и определяются величины исследуемых показателей $\mathfrak{R}_i^0, \mathfrak{R}_i^j$;

4. рассчитываются приросты исследуемых показателей $\Delta \mathfrak{R}_i^j = \mathfrak{R}_i^j - \mathfrak{R}_i^0$ и производные

$$\frac{\partial \mathfrak{R}_i}{\partial x_i} = \frac{\Delta \mathfrak{R}_i^j}{\Delta x_i^j}. \quad (3.7)$$

3.1.1 Исследование влияния различных факторов на погрешность прогнозирования

Расчет дисперсий влияния неопределенности исходных данных $\frac{\partial \mathfrak{R}}{\partial x_i} \sigma_i^2$ позволяет исследовать влияние этих неопределенностей на общую погрешность результата расчета. Для исследования общей тенденции это исследование было проведено на примере ортогонального резания. Проведенные расчеты производных $\frac{\partial \mathfrak{R}}{\partial x_i}$ по 22 ранее упоминавшимся факторам (см. табл. 3.1) для условий резания стали 45 с режимом резания $V=100$ м/мин, $S=0,15$ мм/об показали (рис. 3.1), что наибольшее влияние на погрешность прогнозирования силы и температуры резания оказывает погрешность прогнозирования показателей трения (37-47%) и радиуса округления режущей кромки (20-35%). На проекцию P_z существенное влияние оказывает также передний угол γ (7%), на проекцию P_z существенное влияние оказывает теплоемкость обрабатываемого материала C_p (6%), на температуру резания влияние оказы-

вает параметр A определяющего уравнения обрабатываемого материала (13%) и максимальная величина накопленных пластических деформаций к разрушению ε_p (14%). Такой набор факторов, которые существенно влияют на показатели процесса резания, показывает, что значительная часть неопределенности в прогнозируемых параметрах получается из неопределенности в исходных данных, в частности в μ и ρ .

Таблица 3.1 – Анали стой кости вычислительной процедуры модели ортогонального резания

Фактор		Базовый вариант	Вариант №1		Вариант №2	
			Δx_i^1	x_i^1	Δx_i^2	x_i^2
V, м/мин		200	0.86		1.72	
a, мм		0.15	0.01		0.02	
γ , °		5	0.1		0.2	
ρ_k , МКМ		20	1		2	
h_3 , МКМ		0	10		20	
α , °		13	0.1		0.2	
Параметры инструментально-го материала	E, ГПа	620	10		20	
	ν	0.2	0.01		0.02	
	C_p , Дж/(кг*°C)	153	10		20	
	ρ , кг/м ³	14440	100		200	
	λ , Вт/(м*°C)	54.4	1		2	
Параметры обрабатываемого материала	A, МПа	553	10		20	
	B, МПа	601	10		20	
	n	0.234	0.01		0.02	
	C, с ⁻¹	0.0134	0.001		0.002	
	m	1	0.05		0.1	
	E, ГПа	204	1		2	
	ν	0.3	0.01		0.02	
	ρ , кг/м ³	7810	100		200	
	C_p , Дж/(кг*°C)	642	10		20	
	λ , Вт/(м*°C)	40.2	1		2	
ϵ_p		2.75	0.1		0.2	
μ		0.6	0.1		0.2	
Показник процесу		\mathfrak{R}_i^0	\mathfrak{R}_i^1	$\Delta \mathfrak{R}_i^1$	\mathfrak{R}_i^2	$\Delta \mathfrak{R}_i^2$
P_z , Н		487.1	537.6	50.5	632.9	145.8
P_y , Н		246.6	257.2	10.6	302.4	55.8
\dot{O} , Н		477.7	487.3	9.6	570.2	92.5
Константи M за формулою (Ошибка! Источник ссылки не найден.)		M_1/M_2	M_1		M_2	
		0.69	195		282	
		0.38	41		108	
		0.21	37		179	

3.1.2 Пример применения критерия количественной адекватности для случая ортогонального резания стали 45

Количественные результаты моделирования представлены в таблице 3.3, а также на рис. 3.2. Поля температур, интенсивности пластических деформаций, интенсивности скорости деформации и максимальных касательных напряжений представлены на рисунке 3.4. Анимация процесса образования стружки в момент врезания представлена на рис. 3.5. Видно наличие области сдвига, локализованной в узкой области. Наблюдается распространение пластических деформаций под обработанную поверхность, завивание стружки и образование заусенца.

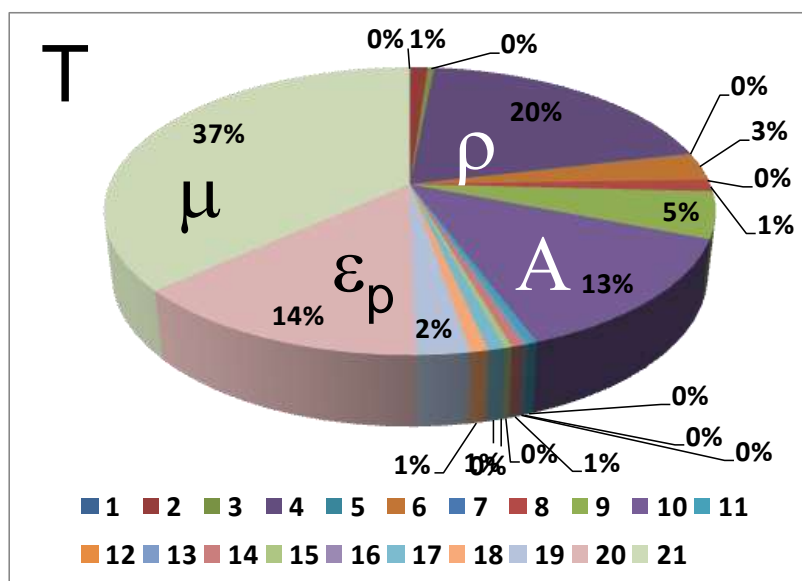
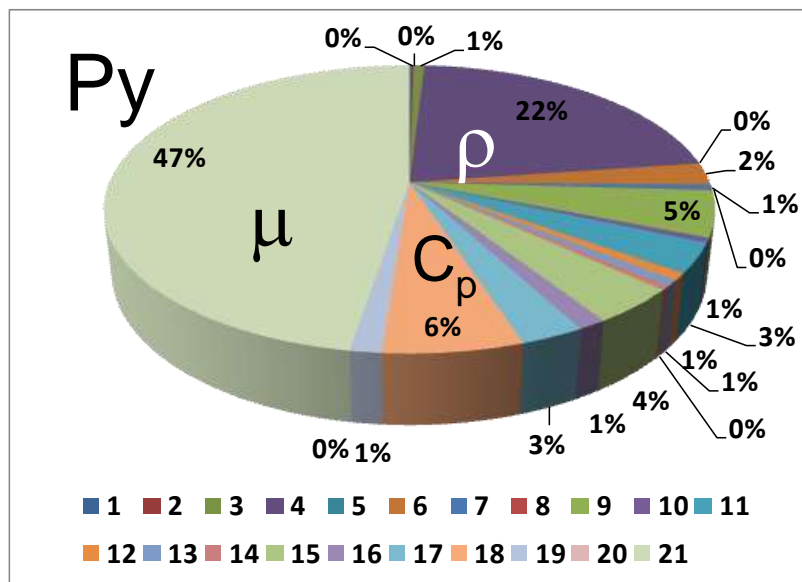
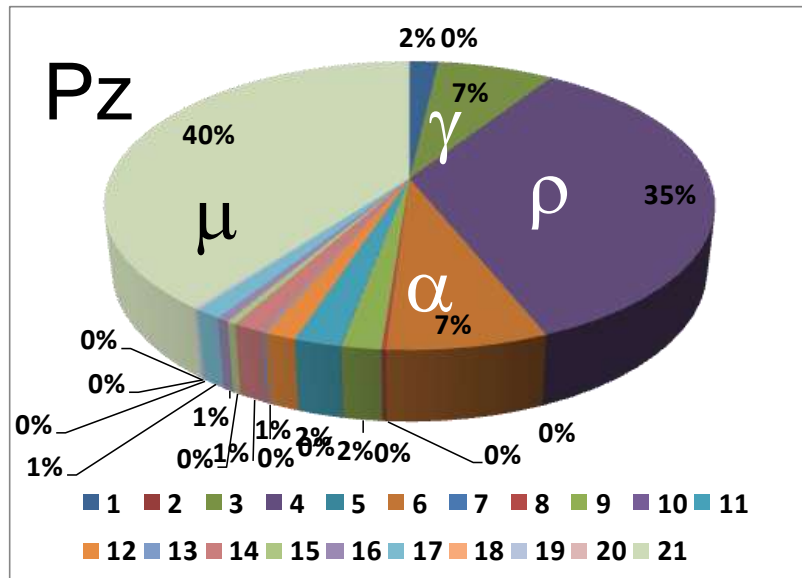


Рисунок 3.1 – Части общей погрешности воспроизведения, которые обусловлены погрешностями факторов процесса резания

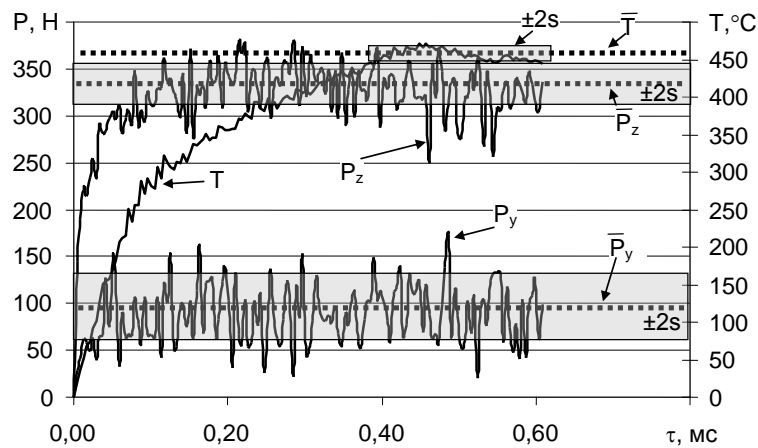


Рисунок 3.2 - Спрогнозированное изменение проекций силы резания и температуры резания при перемещении лезвия

Следует обратить внимание на то, что вследствие дискретной модели спрогнозированная сила резания не является детерминированной, а претерпевает определенные колебания в процессе перемещения лезвия (рис. 3.2) Поэтому оценку прогноза проекция силы резания будем осуществлять по среднему значению (с чертой сверху) и доверительному интервалу, равному $\pm 2s$, где s – среднее квадратическое отклонение.

Анализ результатов показывает (рис. 3.3, табл. 3.3), что при заданных исходных данных ошибка прогнозирования главной проекции силы резания \bar{P}_z не превышает 20%, температуры резания \bar{T} – 15%, коэффициента утолщения стружки K_a – 20%. В тоже время ошибка прогнозирования радиальной проекции силы резания \bar{P}_y лежит в пределах от 13 до 60%, причем радиальная силы оказывается всегда заниженной. Следует отметить, что доверительный интервал прогноза P_y достигает 40% средней величины (например, вариант 2).

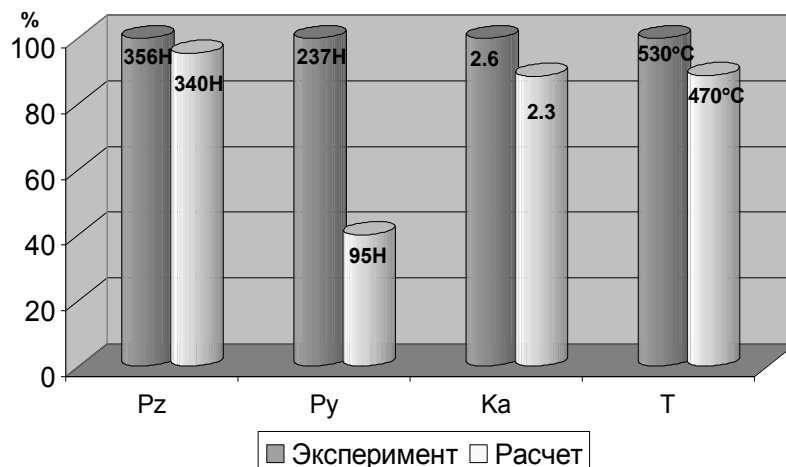


Рисунок 3.3 - Сравнение результатов моделирования по варианту табл. 3.3, строка 2

Достоверность модели подтверждает чувствительность силы и температуры резания к изменению скорости резания в соответствии с современными представлениями: с увеличением скорости резания сила резания уменьшается, а температура увеличивается.

Анализируя представленные поля (рис. 3.4) можно явно выделить зоны первичной и вторичной деформации с характерной для них ориентацией полей напряжений, скоростей деформаций и интенсивности пластической деформации. Близость к экспериментальным данным значений коэффициента укорочения стружки K_a и главной проекции силы резания P_z (пересечение доверительных интервалов) свидетельствуют об адекватном количественном прогнозе процессов в зоне первичных и вторичных деформаций.

На рис.3.4, д видно, что максимальная температура имеет место примерно в середине участка контакта стружки с инструментом, причем несовпадение изолиний в стружке и инструменте указывает на отличие максимальных температур в этих телах. Разность составляет 20-40°C.

Определенные для указанных условий показатели воспроизведения путем расчета по модели ортогонального резания стали 45 (табл. 3.2) показали, что дисперсии воспроизведения эксперимента $\sigma_{\text{эксп}}^2$ и расчета $\sigma_{\text{расч}}^2$ по причине наличия погрешностей в исходных данных имеют один и тот же порядок, а для тангенциальной проекции силы резания близкие по значению. Этот пример показывает, что погрешность прогнозирования, обусловленная наличием погрешностей в исходных данных, сопоставима с погрешностью воспроизведения эксперимента, которая обусловлена погрешностями метода измерения и другими случайными причинами в экспериментальных исследованиях. Поэтому достичь расхождения между экспериментальными и расчетными данными в широком диапазоне режимов резания лучшею чем 15-20% практически не возможно по причине наличия случайных погрешностей как при подготовке исходных данных, так и при проведении проверочного эксперимента.

Таблица 3.2 – Показатели воспроизведения экспериментальных данных расчетом по модели ортогонального резания стали 45 ($V=100-300$ м/хв, $S=0,15-0,3$ мм/об)

Показатель	$\sigma_{\text{Явостн}}^2$	$\sigma_{\text{хвосп}}^2$	$\sigma_{\text{Явостн}}^2 + \sigma_{\text{хвосп}}^2$	$S_{\text{ост}}^2$	F	$F_{\text{табл}} (0,01;5;10)$	Δ_{max}
P_z	927,40	824,21	1751,61	6495,00	3,71	5,64	99Н
P_y	3135,40	1203,17	4338,57	14716,20	3,39	5,64	156Н
T	1960,00	1203,17	3163,17	6195,00	1,96	5,64	133°C

Таблица 3.3 - Результаты моделирования при различных режимах резания [22]

V, М/МИН	S, мм/об	$\gamma, ^\circ$	K_a			Pz/b, Н/мм			Py/b, Н/мм			T, °C		
			Эксп,	КЭ	Ошиб- бка, %	Эксп,	КЭ	Ошиб- бка, %	Эксп,	КЭ	Ошиб- бка, %	гермо- мо- ЭДС, мВ	Эксп,	КЭ
200	0,15	-7	3,1	2.9-3.0	-3	396±53	450±50	-13,6	313±71	220±40	29,7	11	560	530
	0,15	5	2,6	2.1-2.3	-15	356±17	340±40	4,5	237±28	95±35	59,9	10,5	530	470
	0,3	-7	2,4	2.5-2.8	10	640±33	820±30	-28,1	360±38	400±50	-13,6	12,5	655	750
	0,3	5	2,2	2.2-2.3	4.5	600±29	670±20	-11,7	256±38	170±50	43,1	12	625	630
300	0,15	-7	2,5	2.7-2.8	12.0	388±23	440±40	-13,4	283±38	220±40	22,3	13	685	550
	0,15	5	2,2	2.1-2.4	4.5	333±13	340±40	-2,1	197±28	100±40	49,2	13	685	500
	0,3	-7	2,2	2.9-3.0	34.1	651±100	900±20	-38,2	385±82	450±50	-16,9	14	750	720
	0,3	5	2,05	2.7	31.7	583±19	690±40	-18,4	258±32	180±80	30,2	13,5	720	650

Примечание: ($\rho = 20\text{мкм}$, $h_z = 0$ мм, $\alpha = 10^\circ$,
геометрический критерий разрушения $\Delta L = 0.09a$, $f_s = 0.1$)

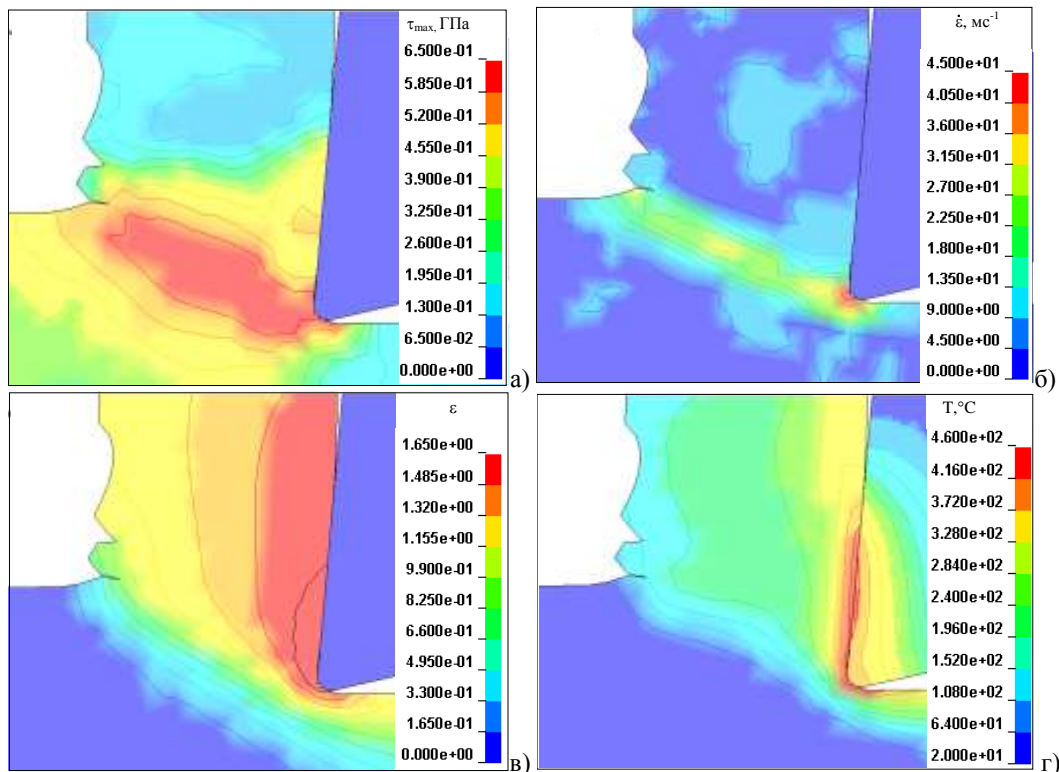


Рисунок 3.4 - Поля максимальных касательных напряжений (а), интенсивности скоростей деформаций (б), интенсивность пластической деформации (г) и температуры (д) при условиях таблицы 3.3, строки 2.

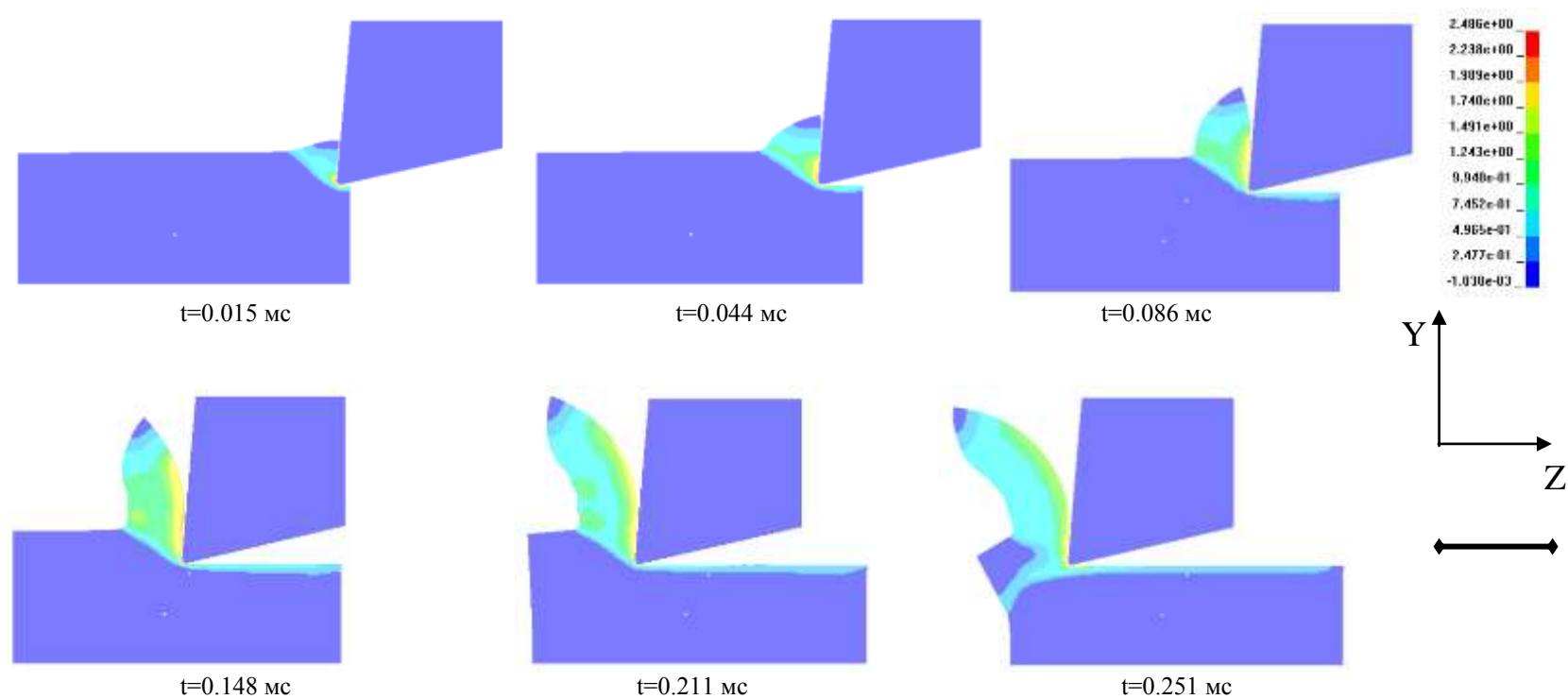


Рисунок 3.5 - Процесс образования стружки при резании стали 45 инструментом из твердого сплава со скоростью резания $V = 300$ м/мин и толщиной среза $a = 0.150$ мм. Параметры трения $\mu = 0.1$, $\tau_{\max} = 400$ МПа. Геометрия лезвия: $\gamma = 5^\circ$, $\alpha = 13^\circ$, $\rho = 0.02$ мм.

3.1.3 Сравнение прогнозирования длины контакта на передней поверхности при обработке стали 45

Длина контакта на передней поверхности является одним из сложно измеряемых показателей процесса резания, который вместе с тем, является и характеристикой формы стружки, трения на контактной поверхности и других процессов. Сложность экспериментального определения этого показателя обусловлена постоянным изменением длины контакта в течение резания, быстротечностью процесса стружкообразования, малыми размерами зоны стружкообразования и неравномерным распределением напряжений вдоль участка контакта. Разработке аналитических моделей определения этого показателя были посвящены работы Н. Г. Абуладзе [23], М. И. Клушина [24], В. А. Красильникова [25], М. Ф. Полетики [26, 27], С.С. Силина [28], В. О. Остафьева [12], О. О. Виноградова [29], Ю. А. Розенберга, С. И. Тахмана [30], Е. N. Lee [31] и других. Вместе с тем эмпирический характер этих зависимостей и введенные предположения не позволяют применять эти зависимости для количественного прогнозирования длины контакта в широком диапазоне условий резания. Разработанная имитационная модель имеет возможность прогнозирования длины контакта при различных условиях, в том числе при сложном профиле передней поверхности. Для ее практического применения нужно доказать количественную адекватность имитационной модели процесса резания по этому показателю и оценить погрешность моделирования.

Для этого выполнено исследование длины контакта при резании стали 45 в хорошо известных условиях и измерены длины контакта по методам вытирания покрытия и скоростной кино съемки. Метод вытирания покрытия состоит в нанесении контрастного покрытия, которое легко вытирается, на передней поверхности. При образовании стружки это покрытие удаляется с передней поверхности. По границе вытертого участка возможно определить максимальную длину участка, на котором стружка приближалась к передней по-

верхности больше чем толщина покрытия (5 мкм для краски маркера) (рис.3.6).

Определение длины контакта методом скоростной киносъемки состоит в анализе фотографий, полученных с помощью высокоскоростной камеры (рис. 3.7) и расчете длины контакта путем сопоставления изображения базового объекта с заранее известным размером, и изображением участка контакта. В данном исследовании за базовый объект была использована пластина, размер стороны которой, обозначенный желтым цветом на рисунке 3.8, равен 10 мм.

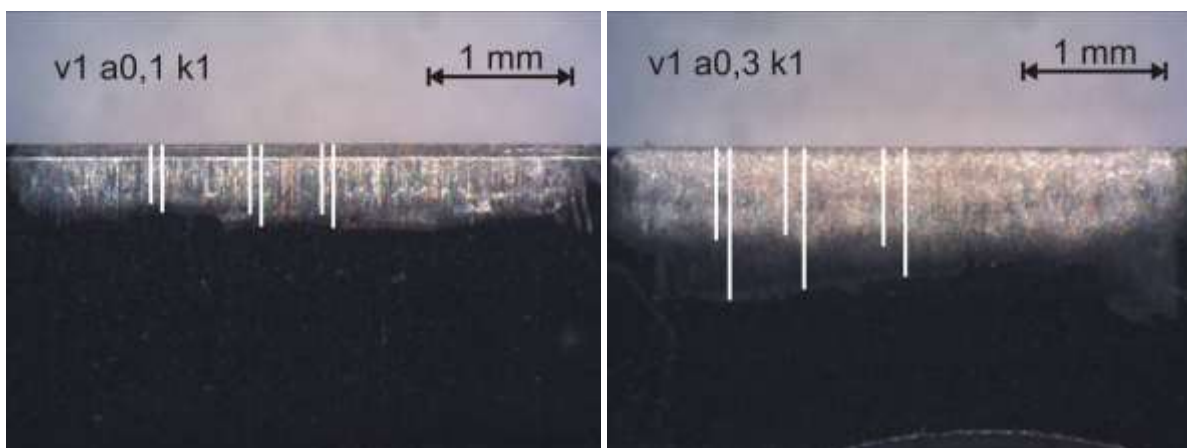
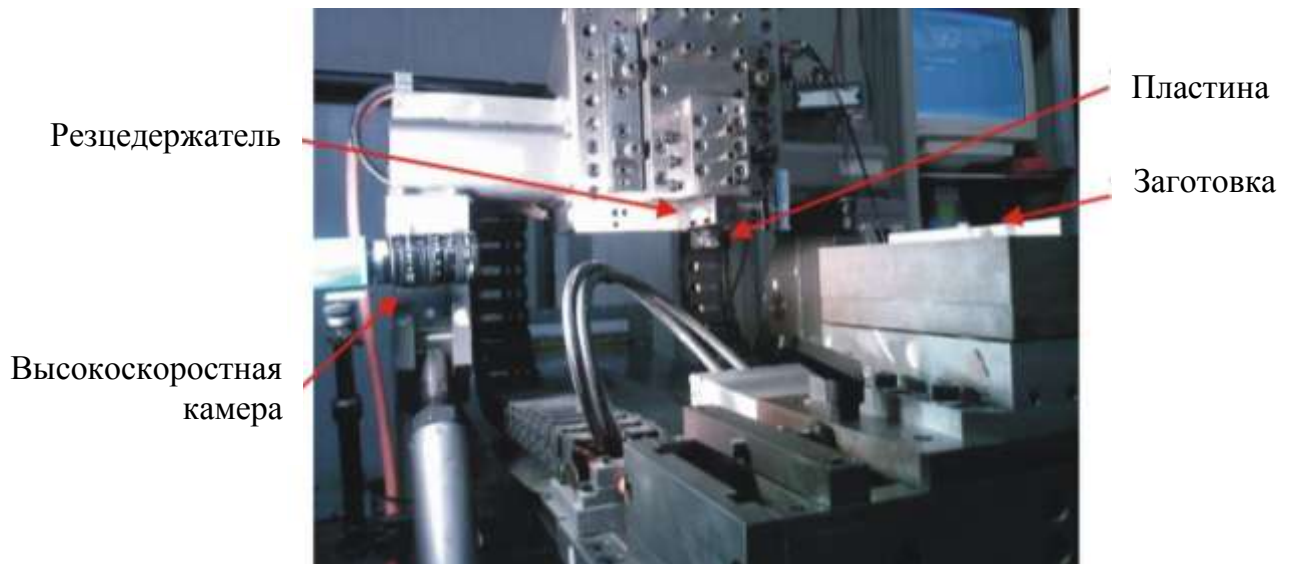


Рисунок 3.6 - Фотографии передней поверхности при обработке стали 45 со скоростью резания $v=1$ м/мин и толщиной среза $a=0,1$ мм та $a=0,3$ мм



а)



Рисунок 3.7- Схема измерения (а) и примеры фотографий (б), полученных высокоскоростной камерой „Speedcam-Lite“ при обработке стали 45 со скоростью $v=100$ м/мин и толщиной среза $a=0,3$ мм

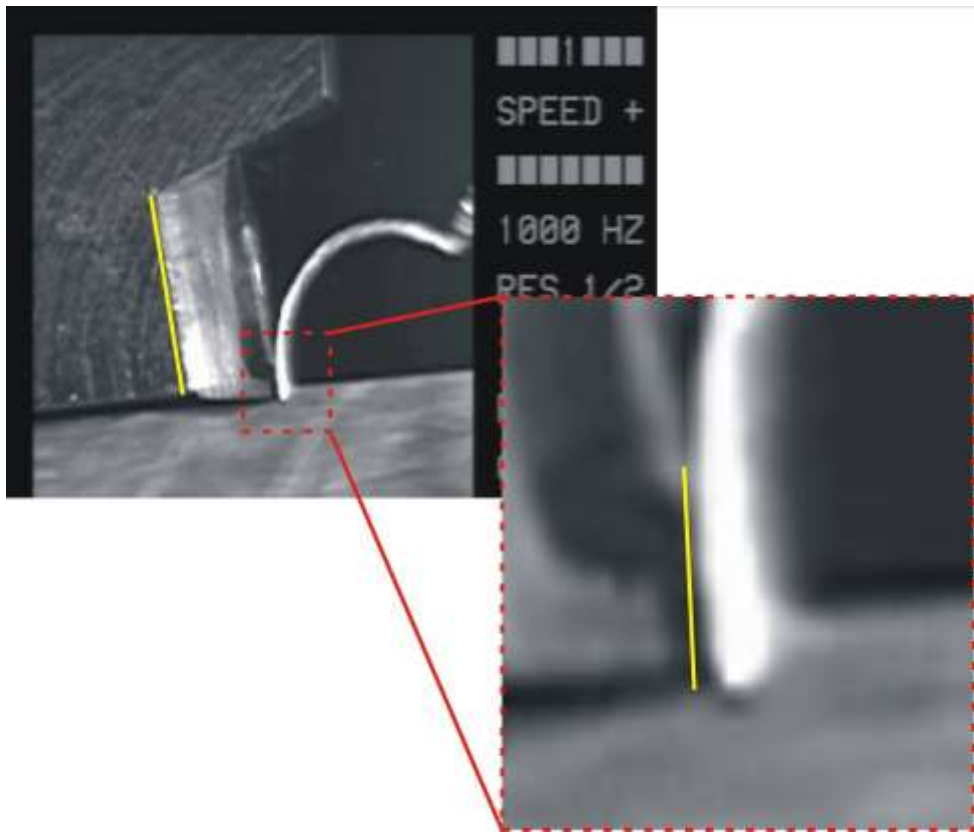


Рисунок 3.8 – Иллюстрация методики определения длины контакта по фотографиям высокоскоростной камеры „Speedcam-Lite“

Таблица 3.4 – Результаты измерений методом вытирания покрытия (средние значения по результатам трёх экспериментов) и моделирование показателей ортогонального резания стали 45 (HB160, b=4,8 мм, $\mu=0.3, \gamma=5^\circ, \alpha=10^\circ, \rho=12$ мкм)

V, м/мин	Номинальное a, мм	Экспериментальные данные				Расчётные данные			Погрешность C_γ , мм			
		Фактическое a, мм	C_γ , мм	σ_{C_γ} , мм	P_z , Н	C_γ , мм	σ_{C_γ} , мм	P_z , Н	Фактическая		Возможна по критерию	
									Абсолютная	Относительная	сильному	слабому
1	0,05	0,04	0.291	0.110	-	0.1	0.12	355	0.191	66%	± 0.306	± 0.377
	0,1	0,11	0.502	0.047	-	0.6	0.12	-	-0.098	-20%	± 0.033	± 0.223
	0,3	0,30	0.673	0.070	-	0.95	0.12	2600	-0.277	-41%	± 0.079	± 0.234
10	0,05	0,05	0.320	0.002	537	0.102	0.12	315	0.218	68%	± 0.070	± 0.231
	0,1	0,10	0.397	0.032	1311	0.192	0.12	360	0.205	52%	± 0.023	± 0.222
	0,3	0,30	0.861	0.017	2623	0.622	0.12	1800	0.239	28%	± 0.031	± 0.223
100	0,05	0,06	0.145	0.140	459	0.113	0.12	323	0.032	22%	± 0.005	± 0.221
	0,1	0,10	0.340	0.064	870	0.232	0.12	576	0.108	32%	± 0.071	± 0.232
	0,3	0,29	0.710	0.022	2353	0.63	0.12	1924	0.080	11%	± 0.040	± 0.224
150	0,05	0,04	0.189	0.140	476	0.111	0.12	323	0.078	41%	± 0.106	± 0.244
	0,1	0,10	0.222	0.000	777	0.232	0.12	585	-0.010	-4%	± 0.016	± 0.221
	0,3	0,28	0.573	0.040	1814	0.62	0.12	1872	-0.047	-8%	± 0.053	± 0.227
200	0,05	0,05	0.178	0.000	651	0.129	0.12	328	0.049	28%	± 0.013	± 0.221
	0,1	0,09	0.224	0.000	696	0.232	0.12	620	-0.008	-3%	± 0.010	± 0.221
	0,3	0,31	0.562	0.015	2031	0.79	0.12	1900	-0.228	-41%	± 0.014	± 0.221

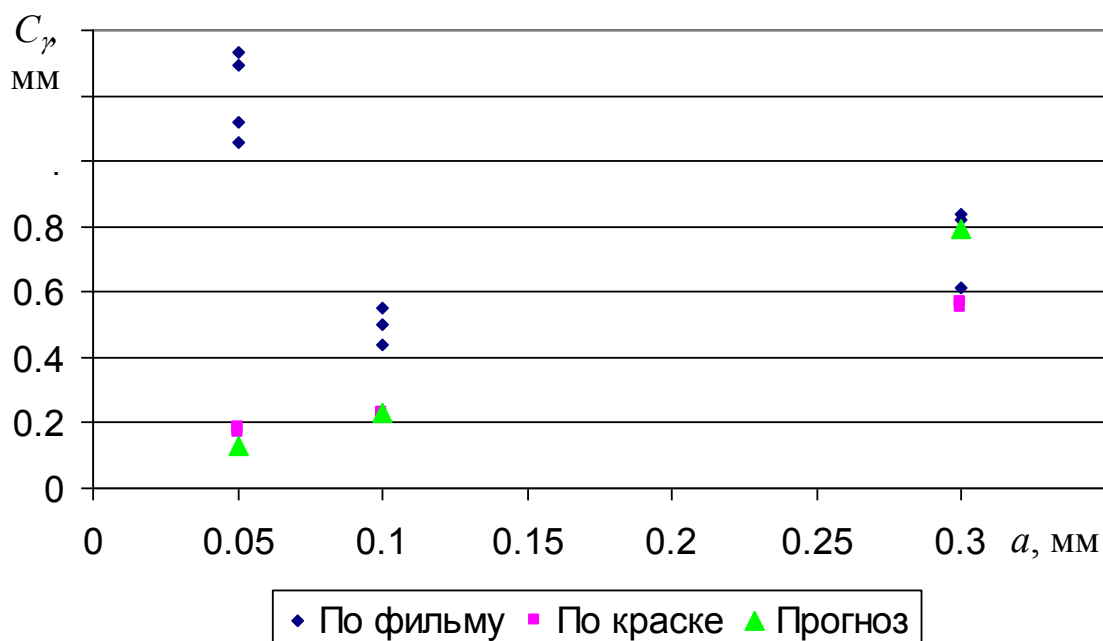


Рисунок 3.9 – Сравнение экспериментальных данных, полученных методом вытирания покрытия, высокоскоростной киносъёмки с результатами моделирования ($V = 200$ м/мин)

Сравнение экспериментальных данных относительно длины контакта стружки с передней поверхностью показывают значительную неопределенность этого параметра (рис. 3.9). Данные высокоскоростной киносъемки при малых толщинах среза значительно завышены по сравнению с данными метода вытирания покрытия, что может быть следствием визуальной неопределенности точки отрыва стружки от передней поверхности по причине очень большого радиуса ее кривизны. При увеличении толщины среза радиус кривизны стружки уменьшается и данные обоих методов сближаются. Вместе с тем, длина контакта в течение цикла резания изменяется по причине изменения контактных условий. Поэтому метод вытирания покрытия дает максимальную длину контакта за цикл обработки. Следовательно, доказательство количественной адекватности нужно выполнять по максимально рассчитанному значению длины контакта, сравнивая его со значением длины контакта, определенным методом вытирания покрытия. Данные высокоскоростной камеры позволяют оценить лишь тенденции изменения участка контакта в цикле резания.

Проведённые расчёты (табл. 3.4) и (рис. 3.9) показывают, что практически во всех испытаниях фактическая погрешность отклонения экспериментальных данных от расчётных не превышает возможную, рассчитанную по формуле (3.2) с 5% уровневой значимостью (слабый критерий) и в большинстве испытаний погрешность отклонения экспериментальных данных от расчётных не превышает возможную погрешность, рассчитанную по формуле (3.2) с учётом только дисперсии отображения эксперимента (сильный критерий). Это свидетельствует о достоверности разработанной модели и по показателю процесса резания S_γ .

3.2 Принцип оптимальности параметров вычислительных процедур

Необходимым условием реализации эффективной конечно-элементной модели процесса резания является выполнение *принципа оптимальности параметров вычислительных процедур*, который заключается в том, что каждый решатель должен быть предварительно оптимизирован для решения именно задач резания путем подбора параметров конечных элементов, контактных алгоритмов, алгоритмов интегрирования уравнений движения таким образом, чтобы обеспечить наилучшую производительность вычислительных процедур. Возможность применения этого принципа обусловлена данными проведенных исследований влияния различных факторов на точность прогнозирования проекций силы резания и производительность вычислений как для 2D так и для 3D моделей.

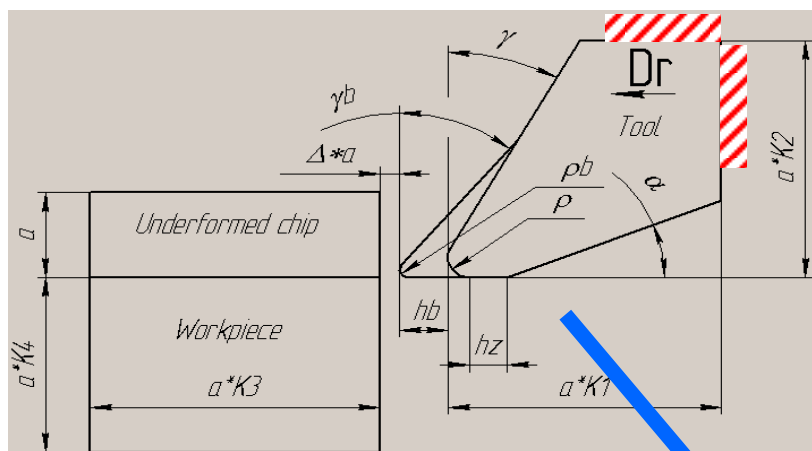
3.2.1 Влияние различных факторов на точность прогнозирования силы резания по 2D моделям

Известно, что сила резания является суммой сил на задней и передней поверхностях [18]. Современные теоретические представления, основанные на ре-

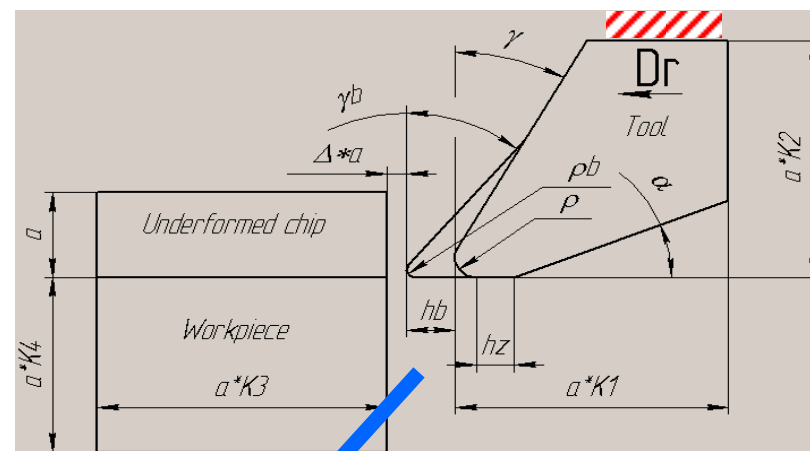
зультатах экспериментальных исследований, показывают, что в формировании радиальной проекции силы резания значительную роль играет сила на задней поверхности. Упругое восстановление пластично деформированной поверхности приводит к значительной величине контактных напряжений на этом участке контакта. Поскольку фаска износа на задней поверхности, по мнению Н.Н. Зорева [18], существует практически всегда, появляясь очень быстро после начала резания, то величина проекции силы резания P_y практически всегда значительна. При обработке сталей с $\gamma \rightarrow 0$ проекция P_y может достигать $0.5P_z$.

Проведенные вычислительные эксперименты показывают, что одной из основных причин заниженной величины проекции P_y силы резания является неправильное определение границы контакта инструмента с заготовкой по передней поверхности.

Деформация лезвия хотя и маленькая, но все-таки изменяет условия контакта на задней поверхности. Именно этим объясняется увеличение величины проекции P_y силы резания во 2-й схеме граничных условий (рис. 3.10). Когда важно достоверно спрогнозировать условия на задней поверхности, то расчеты должны выполняться в постановке с деформируемым инструментом по второй схеме граничных условий.



1



2

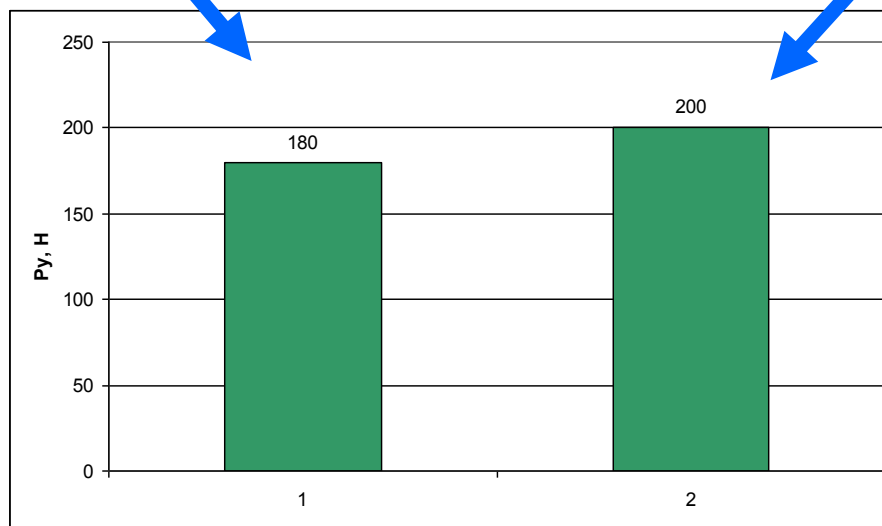


Рисунок 3.10 - Влияние способа закрепления деформируемого лезвия на величину проекции P_y силы резания: сталь 45 – Т15К6; $\alpha=10$; $\gamma=5$; $S=a=0.3$ мм; $V=100$ м/мин

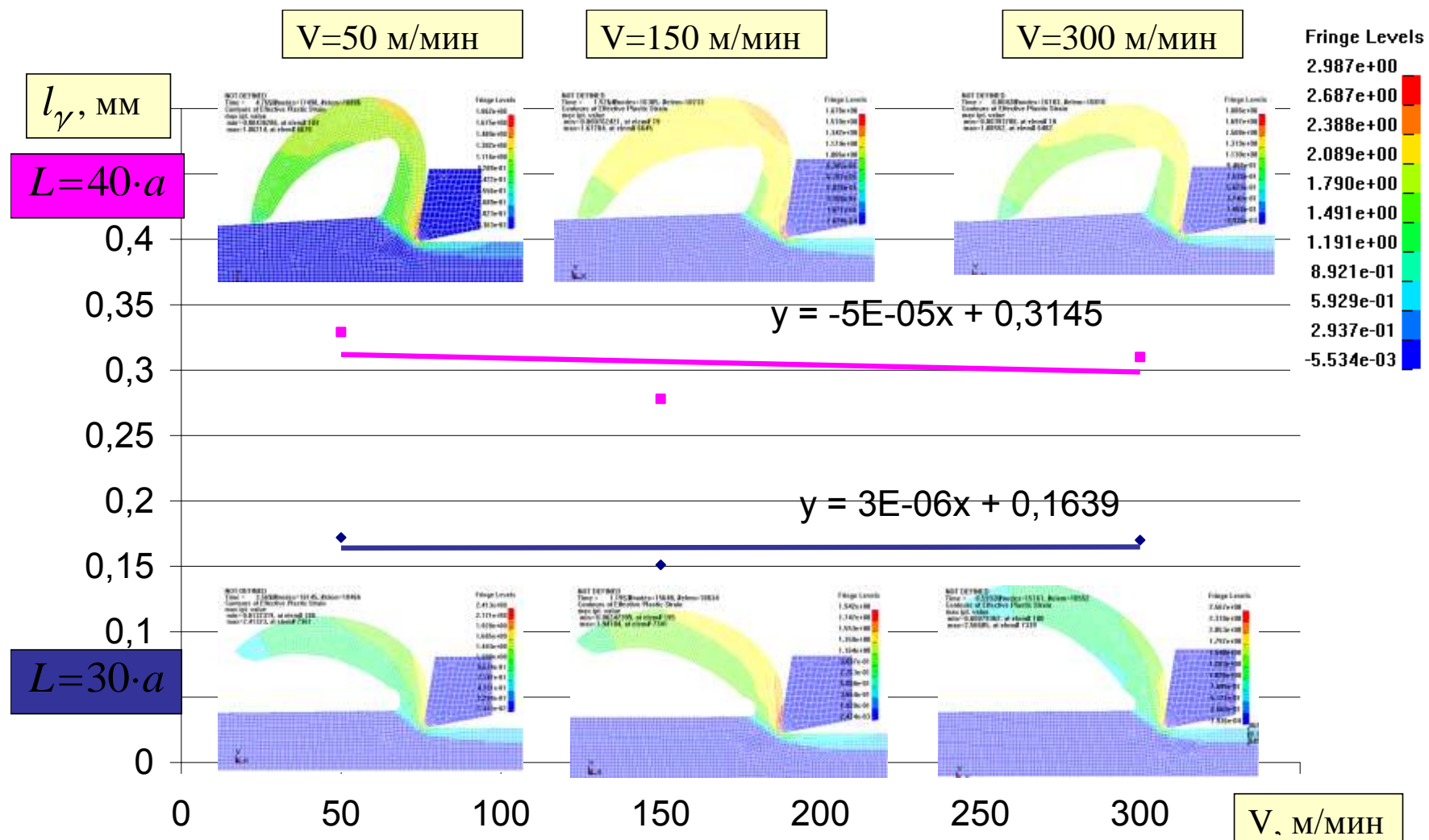


Рисунок 3.11 - Влияние контакта стружки с заготовкой на длину контакта стружки с лезвием по передней поверхности

Расчеты показали, что взаимодействие конца стружки с обрабатываемой поверхностью приводит к изменению длины контакта на передней поверхности (рис. 3.11) и силы резания. Этот эффект определяет колебание силы резания на практике и поэтому его нужно учитывать при проверке адекватности модели по силе резания.

Более того, как отмечает А.Н. Резников [32], задняя поверхность является с одной стороны важным охладителем лезвия, а с другого - значительным источником теплоты, тем самым содействуя значительному изменению как характера распределения температуры в лезвии, так и собственно температуры резания.

Вместе с тем, в полученных решениях (табл. 3.3) граница контакта лезвия с заготовкой по задней поверхности практически отсутствует. Можно заметить, что это происходит вследствие «проваливания» конечных элементов под режущую кромку (рис. 3.13, зона В) на величину большую, чем величина упругого восстановления заново образованной поверхности (около 1 мкм), образуя, тем самым, зазор по задней поверхности в 2-3 мкм. На наш взгляд это является следствием двух факторов: особенностей контактного алгоритма, который требует плавного изменения угла нормали вдоль поверхности контакта [33] и дискретной структуры границы контакта инструмента с заготовкой. Дело в том, что разделение обрабатываемого материала на материал стружки и детали происходит в области перед РК, причем в том ее месте, где скорость, касательная к поверхности, которая формирует РК, равная 0 (т. О на рис. 3.12). Эта точка может находиться и на некотором расстоянии перед РК в том случае, когда отделение стружки от заготовки происходит в результате трещинообразования. В связи с этим, неправильное прогнозирование точки раздела стружки и заготовки приводит к погрешностям прогнозирования контактного взаимодействия на задней поверхности, а, следовательно, и радиальной составляющей P_y силы резания, но мало влияет на процессы в зонах первичных и вторичных деформаций, в том числе и на усадку стружки и на главную проекцию силы резания, особенно при $a/\rho > 2$.

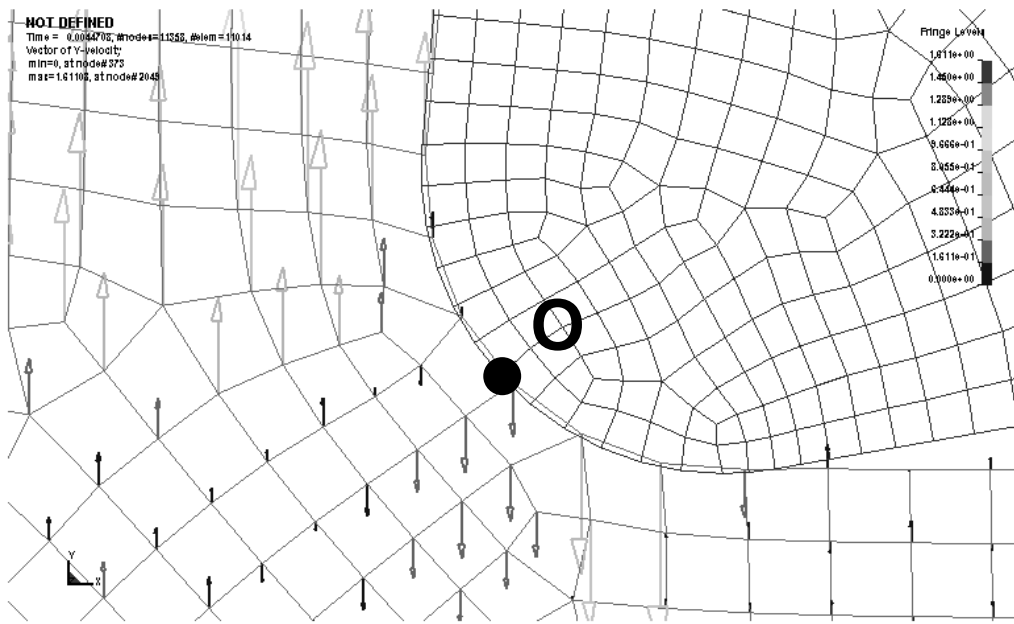


Рисунок 3.12 – Поле вертикальной проекции скоростей узлов заготовки перед РК

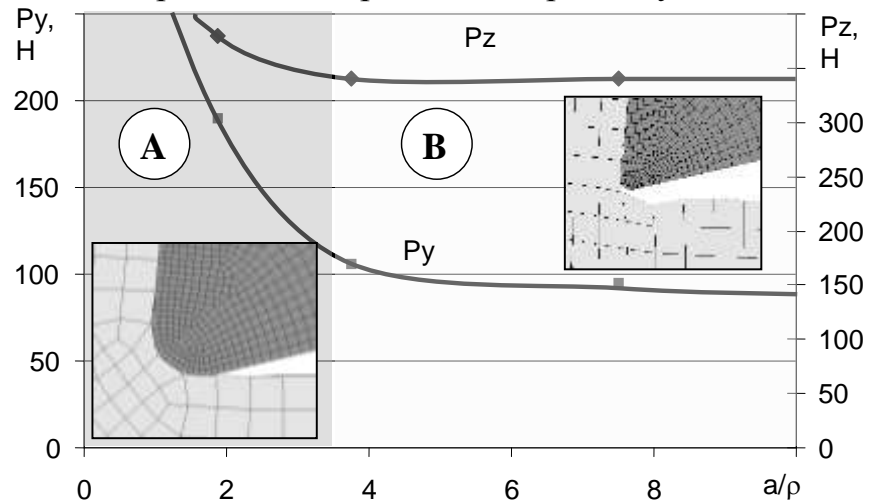


Рисунок 3.13 – Влияние отношения a/ρ на проекции силы резания при $h_z=0$, другие условия по табл. 3.3, строка 2

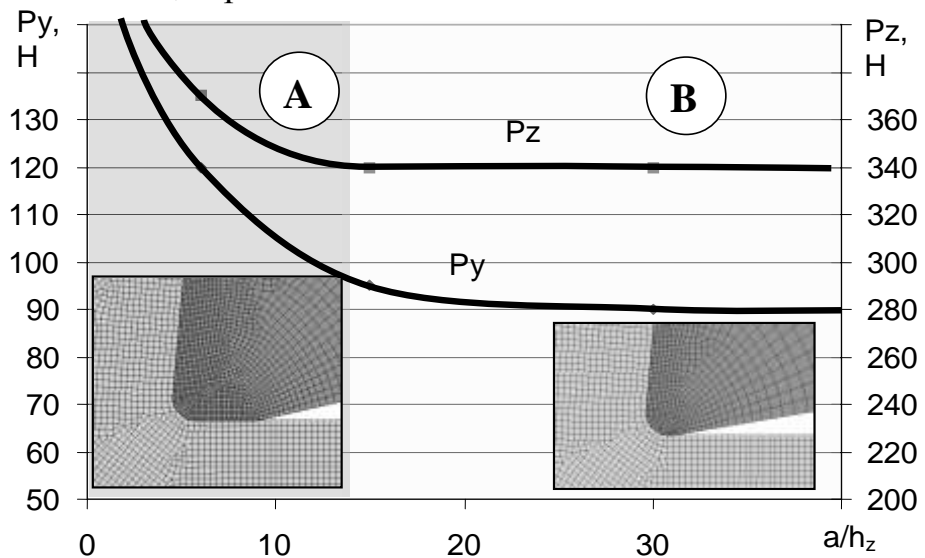


Рисунок 3.14 – Влияние отношения a/h_z на проекции силы резания при $\rho=40$ мкм, другие условия по табл. 3.3, строка 2

Поскольку количество КЭ в модели не может быть бесконечным, то полностью исключить погрешность прогнозирования точки О при отделении стружки невозможно, однако за счет оптимального выбора параметров решателя можно существенно ее уменьшить. Среди факторов решения, которые имеют некоторую неопределенность при подготовке исходных данных, можно выделить три группы: а) исходные данные; б) модель материала, трения и разрушения; в) параметры решателя.

Все три фактора влияют на силы, как на передний, так и на задний поверхностях [18]. Несмотря на огромный объем исследований, проведенных в мире с целью определения модели обрабатываемых материалов, модели трения на границе стружка-лезвие, модели разрушения для каждого конкретного случая количественные характеристики этих моделей носят довольно значительную неопределенность. Поэтому необходимо оценить степень влияния этих факторов на погрешность прогнозирования P_y .

Известно [18], что *модель материала* влияет через изменение НДС в зонах первичных и вторичных деформаций, определяет максимальную величину пластической деформации перед РК и, следовательно, нормальные напряжения на границе контакта стружки с инструментом. М. М. Зорев продемонстрировал, что механические свойства материала определяют непосредственно лишь угол сдвига и касательные напряжения в зоне первичных деформаций. Поэтому модель материала влияет на проекцию P_z и усадку стружки. В связи с этим при удовлетворительной погрешности прогнозирования P_z и усадки стружки погрешность, внесенная моделью материала в P_y , незначительна.

Модель трения значительно влияет на величину P_y и в меньшей мере на величину P_z особенно при $\gamma \rightarrow 0$ из-за изменения их составляющих на передней поверхности и угол сдвига. По данным P.J Arrazola [34] при изменении μ от 0 до 1 изменение главной проекции силы резания составляет $\Delta P_z = 35-40\%$, а радиальной - $\Delta P_y = 170-220\%$. В связи со сложностью процессов контактного взаимодействия, которые происходят на передней поверхности, μ является наиболее неопределенной величиной [35]. Поэтому именно трение является тем фактором, подбирая который добиваются, как правило, минимальных погрешностей прогнозирования P_y . Этим объясняется большой разброс применяемых при

моделировании резания параметров трения (при моделировании процесса обработки стали 45 от $\mu=0.1$ (P. Sartkulvanich [36]) до $\mu=0.8$ (A.H.Adibi-Sedeh [37])).

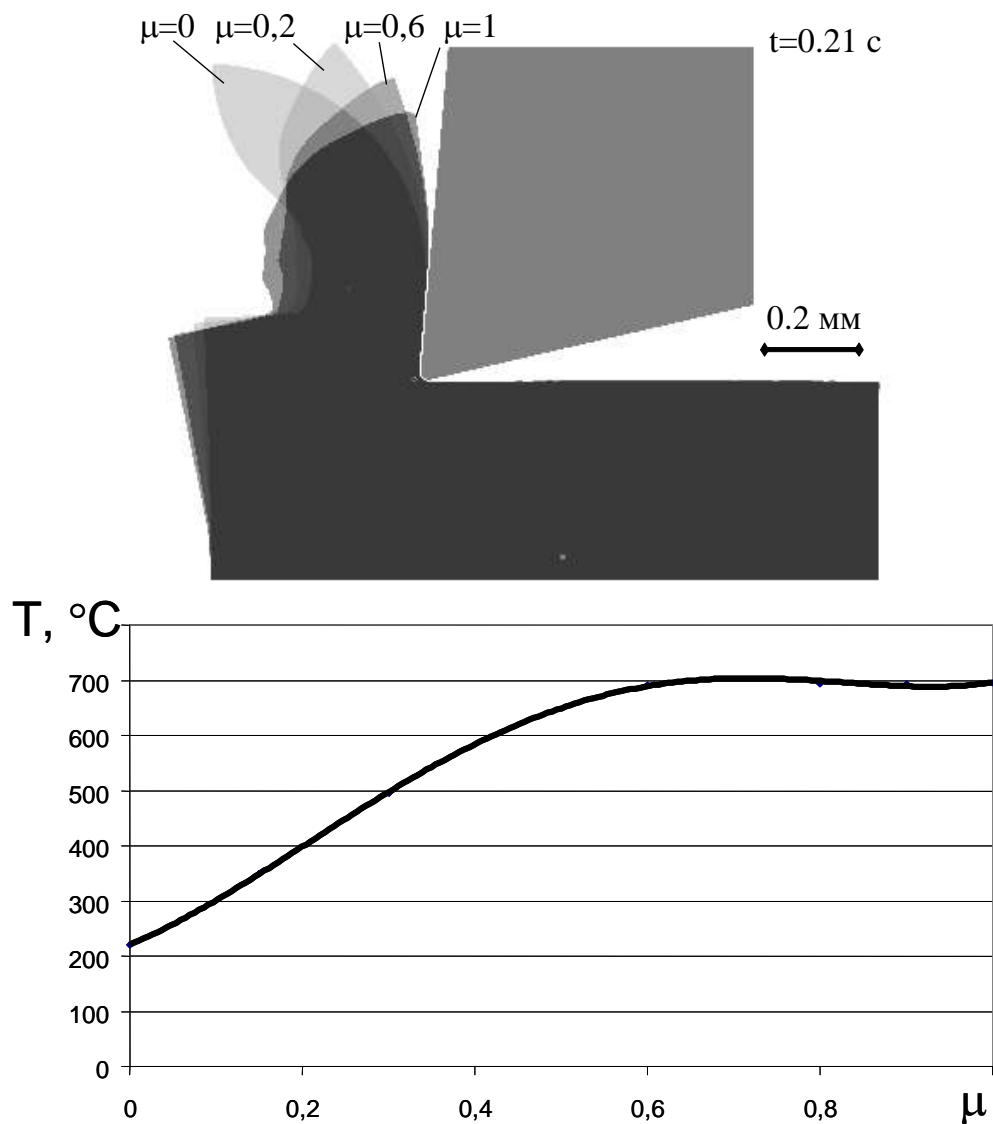


Рисунок 3.15 – Влияние коэффициента трения: сталь 45 – Т15К6, $V=300$ м/мин, $S=0,15$ мм/об, $\gamma=5^\circ$, $\alpha=10^\circ$, $\rho=0,02$ мм, $h_z=0$ мм

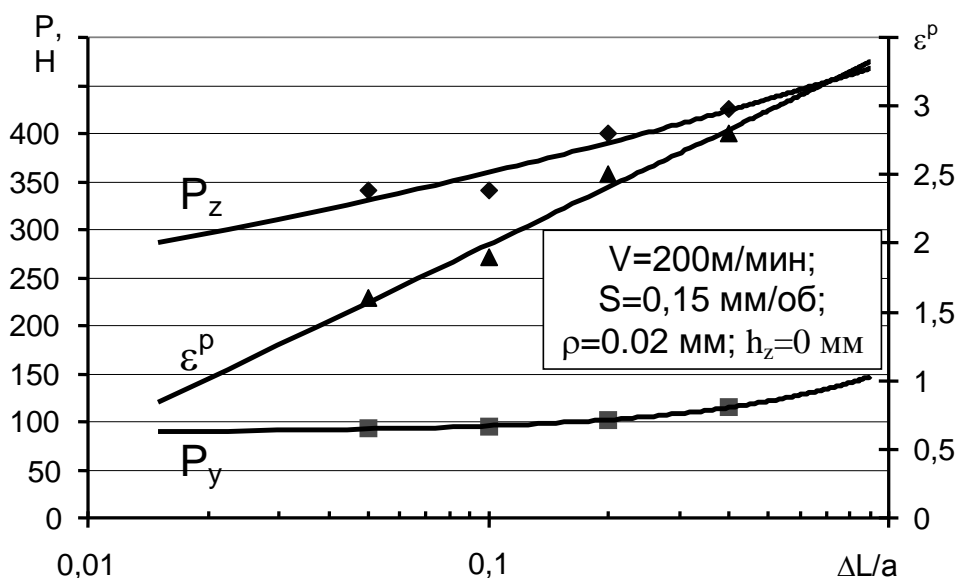


Рисунок 3.16 – Влияние шага перестроения КЭ сетки ΔL на проекции силы резания и величину пластических деформаций перед РК

Модель разрушения на наш взгляд также значительно влияет на силу резания и, в частности, на P_y . Это влияние проявляется через изменение положения точки отделения стружки от заготовки и направления образования трещины. Кроме физического влияния через изменения величины пластических деформаций перед РК и контактных напряжений на границе «стружка-лезвие» в зависимости от параметров критерия разрушения и алгоритма его реализации контакт по задней поверхности может иметь разный характер из-за разного положения вершины трещины и наличия КЭ под режущей кромкой.

Проведенные виртуальные эксперименты показали, что *геометрический критерий* (перестроение КЭ сетки через заданный путь лезвия) – (случай 1) - обеспечивает наиболее стабильную площадку контакта на задней поверхности за счет постоянства направления трещины перед РК. Величина главной и радиальной проекций силы резания возрастают с увеличением пути перестроения КЭ сетки (рис. 3.16) за счет увеличения максимальных пластических деформаций, при которых происходит разрушение.

Применение физического критерия при $D1=2.5$, $D2=0$, $D3=0$, $D4=0$, $D5=0$ [38] как методом удаления элементов (случай 2), так и методом разделения узлов (случай 3) при заданных его количественных параметрах вносит численную погрешность прогнозирования площадки контакта по задней поверхности и, следовательно, в

прогнозирование радиальной силы P_y , за счет распространения трещин под режущую кромку. Вместе с тем следует отметить, что указанный эффект значительно снижает среднюю силу резания лишь в случае 2. В случае 3 он проявляется лишь увеличением среднеквадратичного отклонения спрогнозированной силы за счет дальнейшего закрытия трещин, которые образовывались.

К параметрам решателя нужно отнести размер КЭ в заготовке и инструменте, шаг интегрирования, величину контактной жесткости.

Проведенные исследования показали, что на погрешность прогнозирования участка контакта по задней поверхности и, следовательно, проекции силы резания P_y оказывают влияние размеры КЭ заготовки. Влияет не столько абсолютная величина стороны КЭ Le , сколько ее отношение к радиусу округления РК ρ (рис. 3.17). Это связано с тем, что само отношение ρ/Le определяет количество КЭ на контактирующей с поверхностью округления РК. В диапазоне А - $\rho/Le < 2$ и нарушается физическая адекватность процесса взаимодействия округленной РК с заготовкой: РК или проникает сквозь КЭ заготовки, или КЭ заготовки отрываются от задней поверхности. Этот процесс циклический. При этом сила резания также изменяется циклически с большой амплитудой. Это проявляется в большом среднеквадратичном отклонении проекций силы резания, получаемом при расчетах. В диапазоне Б - $2 \leq \rho/Le \leq 3$ вдоль поверхности округления располагается достаточное для адекватного описания контакта количество КЭ. Среднеквадратическое отклонение уменьшается более чем в 3 раза по сравнению с диапазоном А, а среднее значение проекций силы резания практически не изменяется. В диапазоне Б - $\rho/Le > 3$ еще больше уточняется граница контакта по задней поверхности. Среднеквадратическое отклонение уменьшается до 5Н, а средняя величина проекций силы резания практически не изменяется. Вместе с тем время решения задачи в этом диапазоне значительно возрастает. Эти затраты не оправдывает указанное (относительно небольшое) повышение точности.

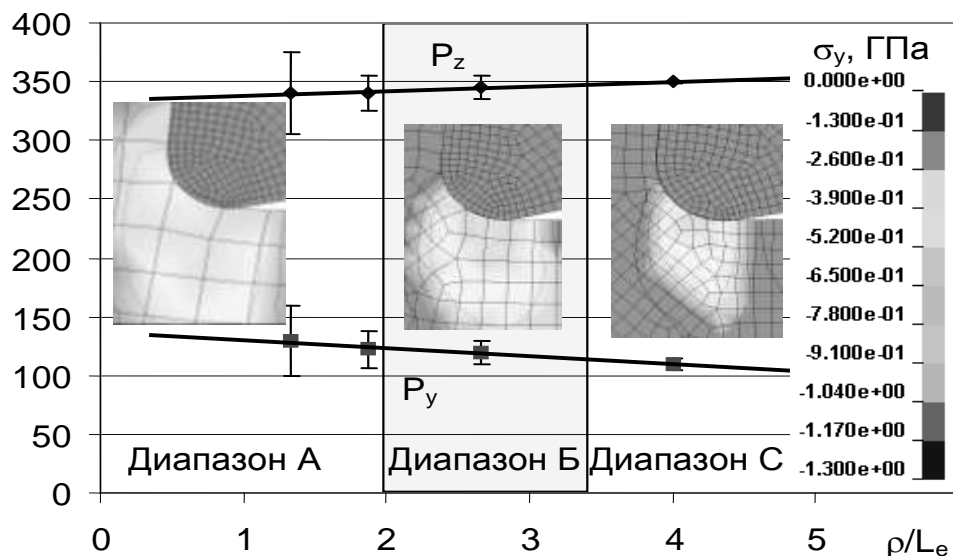


Рисунок 3.17 – Влияние размера L_e КЭ заготовки на величину проекций силы резания и распределение нормальных напряжений на задней поверхности лезвия

Размер КЭ лезвия влияет через изменение геометрии РК: переднего γ и заднего α углов. Проведенные исследования показали, что при количестве КЭ менее 4-х на поверхности округления это искажение значительно и при $a/\rho < 4$ изменяет проекции силы резания более чем на 20%. Установлено, что максимальный размер КЭ, который исключает влияние этого фактора, равняется 0.4ρ .

Шаг интегрирования также значительно влияет на точность прогнозирования силы P_y . В наших опытах с увеличением шага за счет масштабирования массы возросло среднеквадратическое отклонение P_y . При шагах $\Delta t > 10\Delta t_0$ результат становился неадекватным по форме стружки и силе резания (рис. 3.18). Это связано с искусственным увеличением динамических сил путём увеличения массы системы. Рекомендованное значение коэффициента ускорения $k_{\Delta t} = \Delta t / \Delta t_0$ при скоростях резания около 200 м/мин – 3-5.

Величина контактной жесткости в алгоритме штрафов, как известно [33], определяет глубину проникновения одного тела в другое. Контактная жесткость определяется модулем объемной упругости материала master тела, т.е. в нашем случае лезвия. Поскольку модуль объемной упругости твердого сплава почти в 2.5 раза больше модуля объемной упругости стали, и коэффициент контактной жесткости f_s не может быть принят равным 0,1, как это рекомендуется по умолчанию для указанного алгоритма. Проведенные нами исследования показали, что для заданной ком-

бинации материалов лезвия и заготовки адекватное прогнозирование площадки контакта по задней поверхности обеспечивают значение f_s в пределах от 0,005 до 0,02.

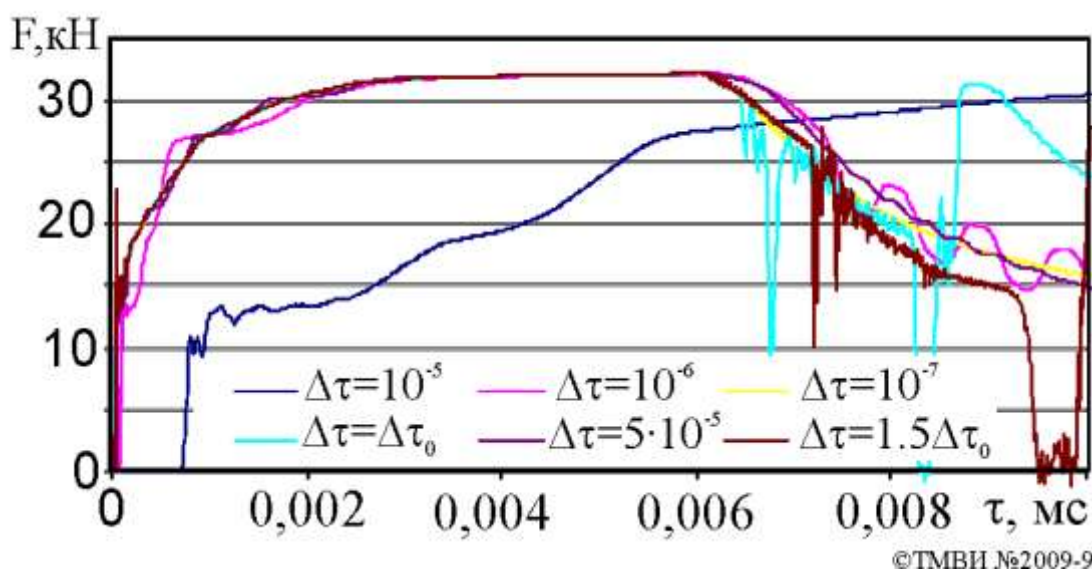


Рисунок 3.18 – Влияние шага интегрирования на диаграмму растяжения стандартного образца в виртуальном эксперименте

3.2.2 Влияние различных факторов на точность прогнозирования силы резания по 3D моделям

Рассмотрим влияние параметров решателя на производительность вычислений и точность получаемых результатов при решении 3D задач. Наиболее вычислительно сложными моделями 3D процессов являются модели переходных этапов резания – врезание и выход инструмента. Поэтому в данном разделе рассмотрен именно случай врезания. Общие сведения об исследуемой модели приведены в таблице 3.5. Угол результирующего движения резание выбрано равным $0,18^\circ$, что отвечает углу результирующего движения резания, например, у вершины сверла диаметром 10 мм, которое работает с подачей 0.10 мм/об.

Анализ литературы [33] и предыдущие расчеты показали, что при заданной конечно-элементной сетке заготовки и инструмента наиболее существенно влияют следующие 7 факторов: алгоритм *ihq* угнетения безэнергетических форм деформации и его параметр *qm*, тип элемента *elform*, контактный алгоритм *soft* и величина

контактной жесткости $sclfac$, толщина виртуального покрытия $\delta (sldthk)$, коэффициент увеличения шага интегрирования (ускорение вычислений) $k_{\Delta\tau} = \Delta\tau/\Delta\tau_0$.

Поскольку точность результата и производительность вычислений являются конкурирующими показателями вычислительной процедуры, то для выбора наилучшего варианта была использована целевая функция в форме

$$\Phi_i = D_1 \left(\frac{t_i}{t_{\min}} - 1 \right) + D_2 \left(\frac{\tau_{ci}}{\tau_{c\min}} - 1 \right) + D_3 \cdot if (e_{hei} > 0, 1; 1; 0) + D_4 \frac{|P_{zi} - \bar{P}_z|}{\bar{P}_z} + D_5 \frac{|\Delta\tau_{\max} - \Delta\tau_i|}{\Delta\tau_{\max}}, \quad (3.8)$$

где D_1, D_2, D_3, D_4, D_5 – весовые коэффициенты, которые показывают важность при реализации модели, соответственно: времени работы процессора, времени от момента начала перемещения лезвия к началу образования постоянной стружки, условия обеспечения минимума энергии безэнергетических форм деформаций, условия минимального отклонения прогноза силы от ее действительной величины, минимального искривления элементов;

t - время работы процессора для вычисления всей задачи;

τ_c - время от момента начала перемещения лезвия к началу образования постоянной стружки;

E_h - энергия безэнергетических форм деформаций в момент окончания расчетов;

E_a - внутренняя энергия заготовки в момент окончания расчетов;

P_z - тангенциальная проекция силы резания в момент окончания расчетов;

$\Delta\tau$ - средний шаг интегрирования в момент окончания расчетов;

\bar{P}_z - средняя по сравниваемым опытам тангенциальная проекция силы резания в момент окончания расчетов;

t_{\min} - минимальное время работы процессора для вычисления всей задачи по всем сравниваемым опытам;

$\tau_{c\min}$ - минимальное время от момента начала перемещения лезвия к началу образования постоянной стружки по всем сравниваемым опытам;

$\Delta\tau_0$ - начальный шаг интегрирования;

$e_{hei} = \frac{E_{hi}}{E_{ei}}$ - относительная энергия безэнергетических форм деформации;

$e_{he\min}$ - минимальное значение из всех $e_{hei} > 0$ по всем сравниваемым опытам.

Предположим, что в этом случае для модели важно получение приемлемого по точности прогноза силы резания за принятое время. Тогда коэффициенты в уравнении $\bar{\varepsilon}_f^p = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}) (1 + D_5 T^*)$; можно задать в такой способ

$$D_1=1, D_2=0,75, D_3=1, D_4=1, D_5=0,1, \quad (3.9)$$

что обеспечивает равноценность времени работы процессора и точности прогнозирования силы резания, пренебрегая при этом искажением элементов, но обеспечивая выполнение условия минимума энергии безэнергетических форм деформаций (не более 10%).

Матрица планирования виртуального эксперимента представлена в табл. 3.6.

Таблица 3.5 - Сводная таблица исходных данных модели прямоугольного свободного резания с толщиной среза, которая непрерывно увеличивается

ПРОЦЕСС		Прямоугольное свободное резание						Расчетная схема															
Размерность модели		3D																					
Геометрические параметры заготовки																							
L ₃ , мм		B ₃ , мм		H ₃ , мм																			
12,3		0,16		0,15																			
Геометрические параметры инструмента																							
Название инструмента		Лезвие																					
L _и , мм	H _и , мм	B _и (d), мм	γ, °	α, °	ρ, мм	h _z , мм																	
1,25	1,5	1,5	10	10	0,00	0																	
Конечно-элементная сетка																							
	Тип КЭ	Кол-во узлов	Кол-во эл-тов	Хар. размер	Флаг равном.	ihq/ qh																	
И	Solid1	17587	15414	35 мкм	равном.	-																	
З	Solid1	16650	22260	16 мкм	равном.	5/0,01																	
ДОПУЩЕНИЯ		ИЖ,ИИ,ИГ,ИП,ЗИ,ЗН,ЗБ,ЗТ, ВК,ВО,ТЖ,ОВ,ПР,ПМ,ПУ,ПЕ,ПЗД																					
Модели материалов																							
Инструмент						Заготовка																	
Наим. основ. материала						Тв. сплав ВК8						Наим. материала						Сталь 45					
Номер в БД	HRA	E, ГПа	μ	α _и ·10 ⁶ , 1/°C	ρ ₂₀ , кг/м ³	C _м , Дж/(кг·°C)	λ, Вт/(м·°C)	Номер в БД	HВ	E, ГПа	μ	ρ ₂₀ , кг/м ³	C _м , Дж/(кг·°C)	λ, Вт/(м·°C)									
ВК8	87,5	620	0,3	3,5	14400	153,0	54,4	Ст. 45-1	196	205	0,29	7826	642,0	40,2									
Хар-ка РМ		Абсолютно-жесткое тело						Хар-ка РМ		Уругопластическая среда с упрочнением по Джонсону-Куку													
Наим. покрытия			виртуальное		Тол-на, мкм		10		Парам. геометрич. МР			Парам. физической МР											
Метод мод-вания	HV	E, ГПа	μ	ρ ₂₀ , кг/м ³	C _м , Дж/(кг·°C)	λ, Вт/(м·°C)	R ₀ , °C/Вт	Алгоритм	Критерий	Алгоритм	Критерий	уд. элем.		ε _p =2,5									
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-												
Контактное взаимодействие																							
Заготовка-Инструмент								Заготовка-Стружка															
Алгоритм	sc1fac	Модель трения		Параметры модели КАШ						Алгоритм	sc1fac	Модель трения		f									
N2S	0,5	КАО	0,6	0,28	f	τ _д , ГПа	τ ₀ , ГПа	β ₀ , 1/°C	B, °C ⁻¹	θ _b , °C	SS	0,25	КА	0,28									
Внешняя среда																							
Характеристика			Способ подачи			Средний коэффициент теплоотдачи, Вт/(м ² ·°C)																	
-			-			-																	
Параметры решателя																							
Механическая задача						Задача теплопроводности																	
LS-DYNA explicit с расчетом адиабат. температуры						-																	
Δt ₀ , мкс		Δt, мкс		Кэф. глоб. массового демпфирования, рад/мс		Флаг Δt=const		max Δθ/Δt		Решатель линейной системы уравнений													
4,96·10 ⁻³		15·10 ⁻³		-		-		-		-													
Базовый режим резания																							
V, м/мин	500	S, мм/об(а, мм)		0,1	η, °	0,18	B, мм		0,16														

Примечание: БД – база данных; РМ – реологическая модель; МР – модель разрушения

Таблица 3.6 - Матрица планирования виртуального эксперимента

Описание эксперимента	Вариант	ihq	qm	elform	soft	sclfac	slidthk	$\Delta t/\Delta t_0$
Исследование влияния параметров алгоритма угнетения безэнергетических форм деформаций	V1	5	0,001	1	0	0,5	0,01	1
	V2	5	0,005	1	0	0,5	0,01	1
	V3	5	0,01	1	0	0,5	0,01	1
	V4	5	0,025	1	0	0,5	0,01	1
	V5	5	0,05	1	0	0,5	0,01	1
	V6	5	0,1	1	0	0,5	0,01	1
	V7	5	0,15	1	0	0,5	0,01	1
	V8	5	0,2	1	0	0,5	0,01	1
	V9	3	0,001	1	0	0,5	0,01	1
	V10	3	0,01	1	0	0,5	0,01	1
	V11	3	0,05	1	0	0,5	0,01	1
	V12	3	0,1	1	0	0,5	0,01	1
	V13	3	0,15	1	0	0,5	0,01	1
Исследование влияния формы элемента	V14	5	0,01	2	0	0,5	0,01	1
Исследование влияния параметров контактного алгоритма	V15	5	0,01	1	0	0,05	0,01	1
	V16	5	0,01	1	0	5	0,01	1
	V17	5	0,01	1	1	0,05	0,01	1
	V18	5	0,01	1	1	0,5	0,01	1
	V19	5	0,01	1	1	5	0,01	1
	V20	5	0,01	1	2(SS)	0,05	0,01	1
	V21	5	0,01	1	2(SS)	0,5	0,01	1
	V22	5	0,01	1	2(SS)	5	0,01	1
Исследование влияния толщины виртуального покрытия	V23	5	0,01	1	1	0,05	0	1
	V24	5	0,01	1	1	0,05	0,005	1
	V25	5	0,01	1	1	0,05	0,025	1
	V26	5	0,01	1	1	0,05	0,05	1
	V27	5	0,01	1	1	0,5	0	1
	V28	5	0,01	1	1	0,5	0,005	1
	V29	5	0,01	1	1	0,5	0,025	1
	V30	5	0,01	1	1	0,5	0,05	1
Исследование влияния ускорения по времени	V31	5	0,01	1	1	0,05	0,01	3
	V32	5	0,01	1	1	0,05	0,01	5
	V33	5	0,01	1	1	0,05	0,01	10
	V34	5	0,01	1	1	0,5	0,01	3
	V35	5	0,01	1	1	0,5	0,01	5
	V36	5	0,01	1	1	0,5	0,01	10

Примечание: (SS) – контактный алгоритм SINGLE_SURFACE на границе заготовка–инструмент

Таблица 3.7 - Влияние алгоритма угнетения безэнергетических форм деформации и его параметры

Вариант	ihq	qm	Время расчёта, с	% затрат времени CPU		Время начала стружкообразования, мс	Энергия Hourglass J _H , Дж		Внутренняя энергия J _B , Дж		J _H / J _B	Проекция силы P _z , Н		Шаг интегрирования в момент начала стружкообразования Δt ₀ × 10 ⁷ , мс
				элементы	контакт		t ₁	t _k	t ₁	t _k		t ₁	t _k	
V=50 м/мин														
V1	5	0,001	131823	70,26	27,75	1,59	0,003	0,007	0,054	0,178	3,93%	12,9	17,7	7,3
V2	5	0,005	115171	79	18	1,63		0,012		0,2	6,00%		19,7	8,0
V3	5	0,01	104675	77,7	20,08	1,6	0,007	0,015	0,055	0,18	8,33%	15,2	19,7	8,36
V4	5	0,025	100743	79	18	1,61		0,021		0,2	10,00%		21	8,6
V5	5	0,05	87512	77,67	20,12	1,6	0,011	0,024	0,059	0,199	12,06%	18,8	22,6	9,79
V6	5	0,1	95221	67,45	30,61	1,6	0,015	0,03	0,056	0,21	14,29%	17,9	21,7	10,8
V9	3	0,001	132675	решения нет										
V10	3	0,01	132749	решения нет										
V11	3	0,05	132761	решения нет										
V12	3	0,1	114445	73,25	24,66	1,04	0,344	0,482	0,114	0,255	301,8%	12,2	21,9	5,85
V=500 м/мин														
V1	5	0,001	13129	74,47	23,33	0,15	0,003	0,008	0,097	0,2	4,00%	19,9	19	6,51
V2	5	0,005	12565	77,77	20,24	0,153	-	0,013	-	0,21	6,19%	18,5	21	7,4
V3	5	0,01	10942	77,05	20,66	0,155	0,007	0,015	0,06	0,196	7,65%	15	22,4	7,55
V11	5	0,025	10685	78	19	0,158	-	0,023	-	0,225	10,22%	-	23	8,0
V12	5	0,05	9320	76,69	20,95	0,16	0,018	0,026	0,106	0,205	12,68%	15,3	22,8	10,1
V4	5	0,1	8579	76,28	21,04	0,16	0,023	0,031	0,11	0,208	14,90%	21,1	28,1	11,2
V9	3	0,001	35400	решения нет										
V10	3	0,01	43200	решения нет										
V11	3	0,05	14606	74,41	23,38	0,09	0,015	0,047	0,049	0,218	30,27%	9,77	20,5	5,4
V12	3	0,1	13122	71,9	25,64	0,094	0,017	0,054	0,052	0,215	32,18%	19,3	19,9	7,04
V=5000 м/мин														
V1	5	0,001	1406	73,2	23,6	0,016	0,007	0,01	0,139	0,202	4,95%	23,4	20	6,74
V3	5	0,01	1185	72,3	24,3	0,016	0,021	0,034	0,124	0,223	15,25%	20,5	21	6,74
V5	5	0,05	1024	70,5	23,8	0,017	0,031	0,044	0,143	0,212	20,75%	22	22,4	8,56
V6	5	0,1	854	72	24,1	0,017	0,04	0,051	0,154	0,195	26,15%	22,1	24,6	9,86
V7	5	0,15	708	73,4	23,3	0,017	0,047	0,056	0,169	0,229	24,45%	22,5	26	9,31
V8	5	0,2	734	73,4	23,3	0,0177	0,047	0,065	0,169	0,229	28,38%	22,5	30	10,0
V9	3	0,001	19287	решения нет										
V10	3	0,01	1457	67,7	27,5	0,016	0,047	0,073	0,128	0,209	36,33%	15,2	14,8	5,75
V11	3	0,05	1252	71,2	24,1	0,017	0,076	0,107	0,125	0,182	60,96%	25	31,5	6,26
V12	3	0,1	1148	72,2	22,8	0,016	0,070	0,113	0,103	0,174	68,35%	25,4	25,4	6,9
V13	3	0,15	1017	74,7	22,6	0,017	0,087	0,120	0,118	0,172	73,73%	26	24,3	6,58

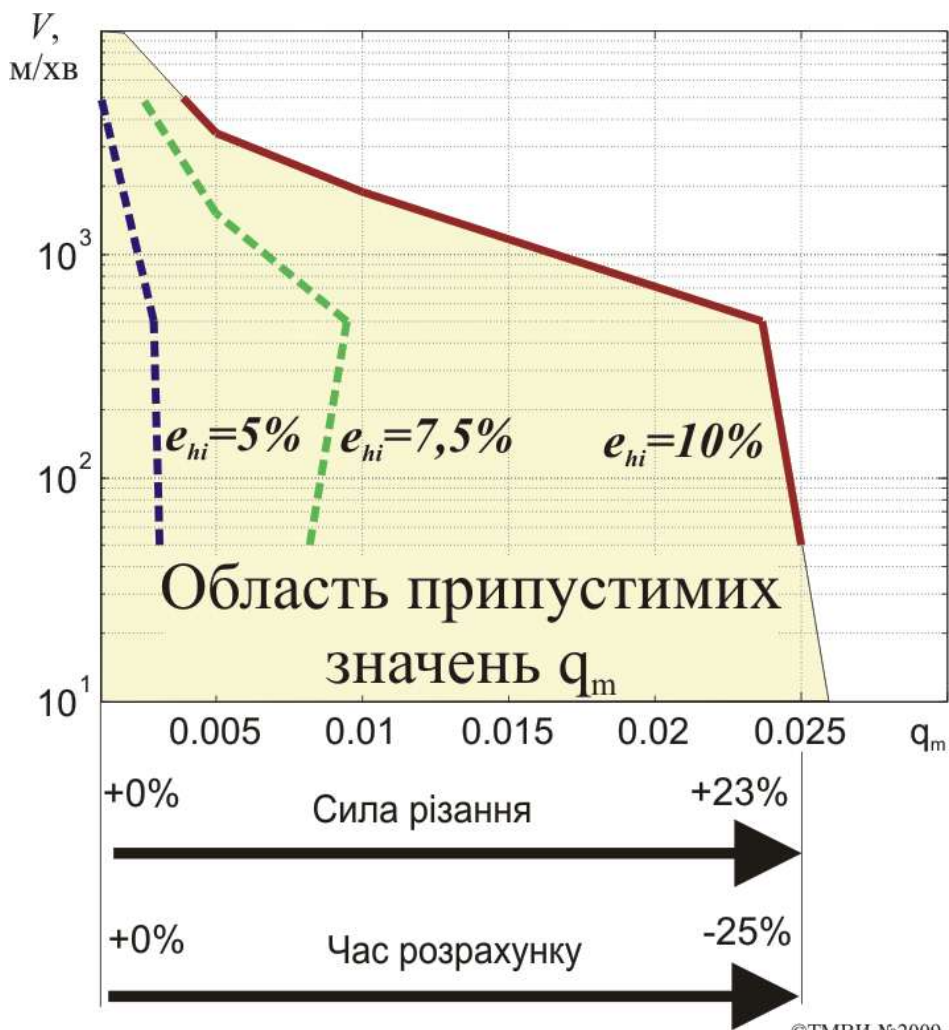


Рисунок 3.19 - Область допустимых значений параметра q_m по критерию $e_{hi} = 10\%$

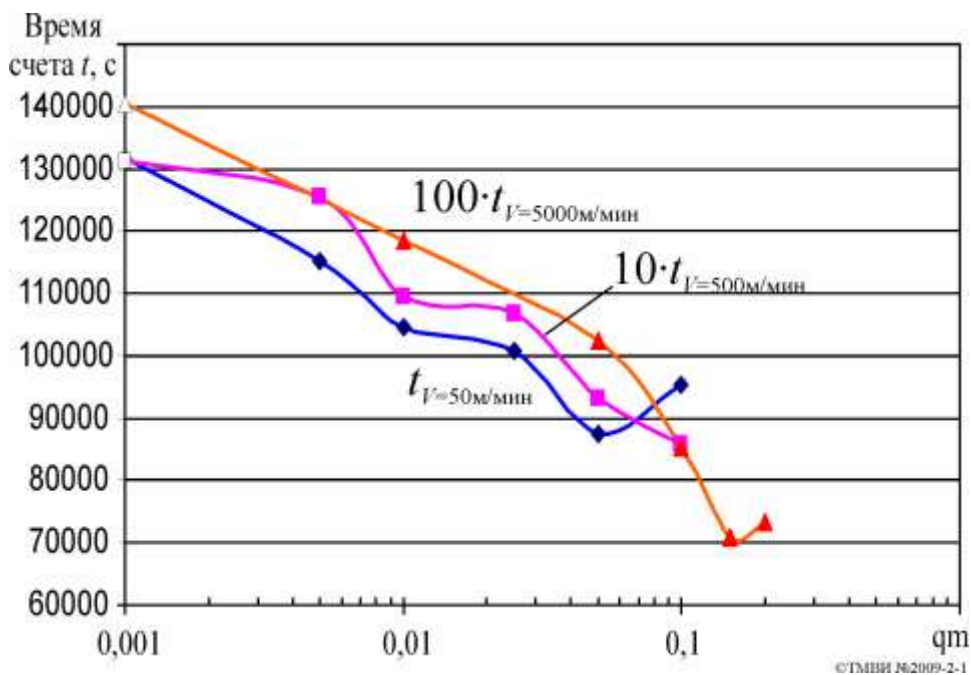


Рисунок 3.20 - Влияние параметра q_m на время расчёта t

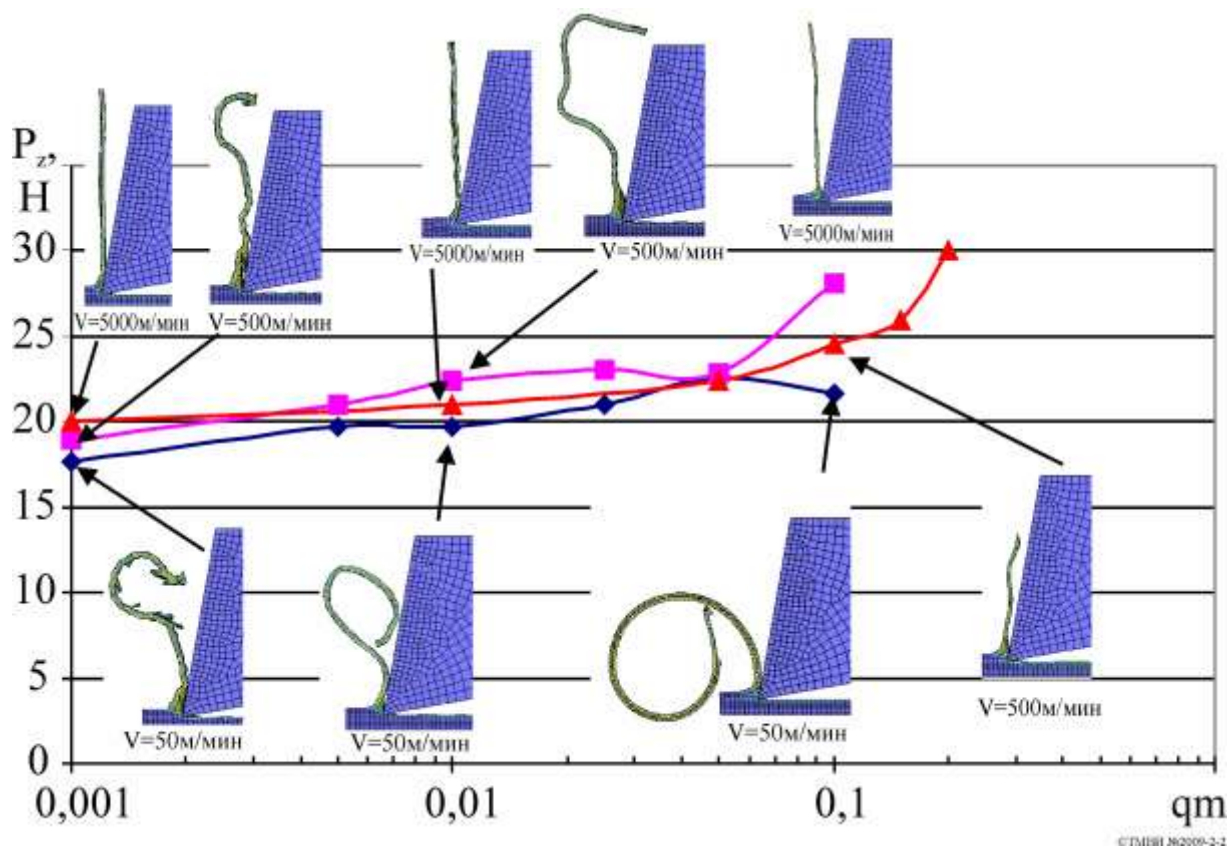


Рисунок 3.21 - Влияние параметра q_m на силу резания и форму стружки

Элементы типа 1 искажаются при моделировании больших пластических деформаций вследствие возникновения безэнергетических форм деформации. Для их угнетения используют разные алгоритмы. Анализ полученных данных о влиянии алгоритма угнетения безэнергетических форм деформаций (табл. 3.7) показал, что алгоритм Фланаган-Беличко с точным интегрированием по объему для объемных элементов в формулировании увеличения жесткости дает значительно более стабильное решение, чем тот же алгоритм в вязкостном формулировании даже при скорости резания 5000 м/мин. Поэтому для практически всех моделей резания нужно рекомендовать алгоритм угнетения безэнергетических форм деформаций в формулировке увеличения жесткости ($ihq=5$).

Существенное влияние оказывает параметр алгоритма q_m . С его увеличением увеличивается относительная энергия безэнергетических форм деформации. Согласно рекомендациям [39] e_{hvi} не должно превышать 10%. Как видно из таблицы 3.7 для каждой скорости резания предельное значение q_m разное. Для удобства его определения построена диаграмма 3.19. Следует отметить, что с увеличением q_m

увеличивается жесткость КЭ, поэтому увеличивается сила резания и уменьшается время расчёта. Увеличение q_m до 10% увеличивает силу резания более чем на 20%, но и на столько же уменьшает время расчёта для всех скоростей резания. При решении задач, в которых погрешность в значении силы резания не имеет решающего значения, а важно время расчёта (например, при исследовании влияния геометрии лезвия на форму стружки) можно существенно уменьшить время расчёта за счет увеличения q_m (рис. 3.20). Вместе с тем нужно учитывать, что q_m влияет и на форму стружки, особенно при врезании, когда размер элемента сопоставим с толщиной среза (рис. 3.21).

Исключить появление безэнергетических форм деформаций возможно применением элементов типа 2. Вместе с тем, как показывают расчеты, этот элемент почти в 2 раза более ресурсоемкий, чем элемент типа 1, особенно при скоростях резания менее 500 м/мин (рис. 3.22,а). Более того, при использовании элемента типа 2 вследствие его повышенной жесткости при врезании постоянное стружкообразование начинается позднее (в два раза и более), что вносит значительную погрешность при моделировании переходных процессов (рис. 3.22,б).

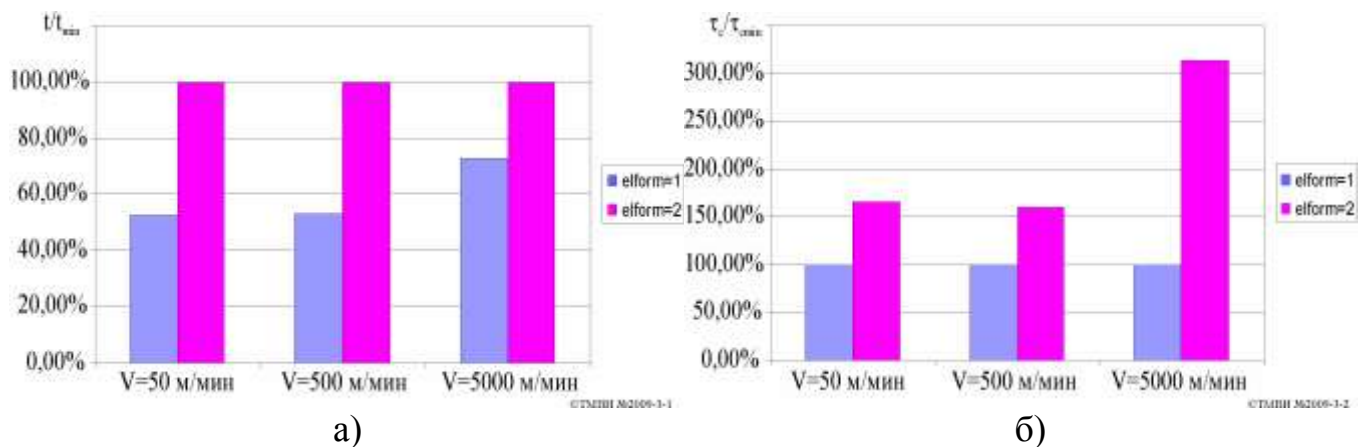


Рисунок 3.22 – Влияние типа элемента на время расчёта t (а) и время начала стружкообразования τ_c (б)

Таблица 3.8 - Влияние контактного алгоритма *soft* и коэффициента контактной жесткости *sfsfac*

Вариант	soft	sfs/sfm	Время расчёта, с	% затрат времени CPU		Время начала стружкообразования, мс	Энергия Hourglass J _H , Дж		Внутренняя энергия J _B , Дж		J _H / J _B	Проекция силы P _z , Н		Шаг интегрирования в момент начала стабильного стружкообразования Δt ₀ × 10 ⁷ , мс	Целевая функция Φ
				элемент	контакт		t ₁	t _k	t ₁	t _k		t ₁	t _k		
V=50 м/мин															
V15	0	0,05	100740	77,86	19,92	0,99	0,006	0,014	0,048	0,171	8,19%	19,1	19,7	7,2	0,13
V3	0	0,5	104675	77,7	20,08	0,94	0,007	0,015	0,055	0,180	8,33%	15,2	19,7	8,4	0,11
V16	0	5	191823	78,51	19,41	0,88	0,007	0,016	0,057	0,190	8,42%	16,7	18,9	4,3	1,04
V17	1	0,05	98519	77,39	20,45	0,99	0,006	0,014	0,049	0,175	8,00%	19,0	19,7	7,0	0,11
V18	1	0,5	101177	77,48	20,35	0,94	0,007	0,015	0,055	0,178	8,43%	14,6	19,7	8,4	0,08
V19	1	5	Решения нет												3,00
V20	2(SS)	0,05	101591	77,65	20,13	0,99	0,007	0,014	0,049	0,171	8,19%	17,9	20,6	7,4	0,18
V21	2(SS)	0,5	Решения нет												3,00
V22	2(SS)	5	Решения нет												3,00
V=500 м/мин															
V15	0	0,05	10129	77,62	20,15	0,097	0,006	0,014	0,053	0,185	7,57%	15,3	18,2	7,3	1,90
V3	0	0,5	10942	77,05	20,66	0,095	0,007	0,015	0,060	0,196	7,65%	15,0	22,4	7,6	1,74
V16	0	5	18800	78,48	19,42	0,087	0,007	0,016	0,058	0,206	7,77%	15,6	22,7	4,3	2,35
V17	1	0,05	10808	77,24	20,43	0,096	0,006	0,014	0,053	0,183	7,65%	15,3	18,2	7,4	1,94
V18	1	0,5	11105	76,95	20,7	0,091	0,007	0,016	0,102	0,192	8,33%	15,5	22,9	7,7	1,64
V19	1	5	18513	78,48	19,47	0,087	0,007	0,016	0,059	0,204	7,84%	16,6	22,4	4,3	2,33
V20	2(SS)	0,05	Решения нет												3,00
V21	2(SS)	0,5	33977	24,85	74,43	0,04	0,008	0,034	0,083	0,412	8,25%	27,1	29,3	7,3	2,87
V22	2(SS)	5	29515	25,6	72,7	0,030	0,006	0,049	0,055	0,459	10,68%	22,4	29,7	7,6	2,19
V=5000 м/мин															
V15	0	0,05	Решения нет												3,00
V3	0	0,5	1185	1,09	24,3	0,016	0,021	0,034	0,124	0,223	15,25%	20,5	21	6,74	1,09
V16	0	5	1976	2,37	22,83	0,016	0,028	0,037	0,165	0,253	14,62%	8,3	7,4	4,3	2,37
V17	1	0,05	Решения нет												3,00
V18	1	0,5	1182	1,00	24,63	0,016	0,023	0,034	0,136	0,223	15,25%	24,5	23,2	7,4	1,00
V19	1	5	2034	2,71	22,81	0,016	0,028	0,037	0,158	0,253	14,62%	1,7	0,8	4,3	2,71
V20	2(SS)	0,05	Решения нет												3,00
V21	2(SS)	0,5	2254	1,27	62,91	0,007	0,024	0,113	0,084	0,418	27,03%	23,3	30,6	7,6	1,27
V22	2(SS)	5	2501	0,91	59,6	0,000	0,003	0,121	0,015	0,630	19,21%	9,5	35,4	10,8	0,91

Еще одним важным параметром вычислительной процедуры является контактный алгоритм и коэффициент контактной жесткости. Эти факторы практически не влияют на величину относительной энергии безэнергетических форм деформаций и силу резания, но в большей мере определяют искажение элементов и численную стойкость вычислительного процесса. Для выбора наилучшей комбинации значений «контактный алгоритм (*soft*) – коэффициент контактной жесткости (*slsfac*)» исследованно влияние этих факторов на величину целевой функции при разных скоростях резания (рис. 3.23). Как можно заметить, контактные алгоритмы *soft=0* и *soft=1* показывают практически одинаковые результаты между собой, в то время как контактный алгоритм *soft=2* существенно отличается. Алгоритм *soft=1* показывает на 5-7% меньшую величину целевой функции, чему *soft=0*. Алгоритмы *soft=0* и *1* хорошо работают как при малых скоростях резания, так и при больших, в то время как алгоритм *soft=2* оказывается применённым только при скоростях 500 м/мин и более. Наилучшие результаты он показывает при скорости 5000 м/мин. Причиной этого является значительное время расчетов с помощью этого алгоритма (см. табл. 3.8).

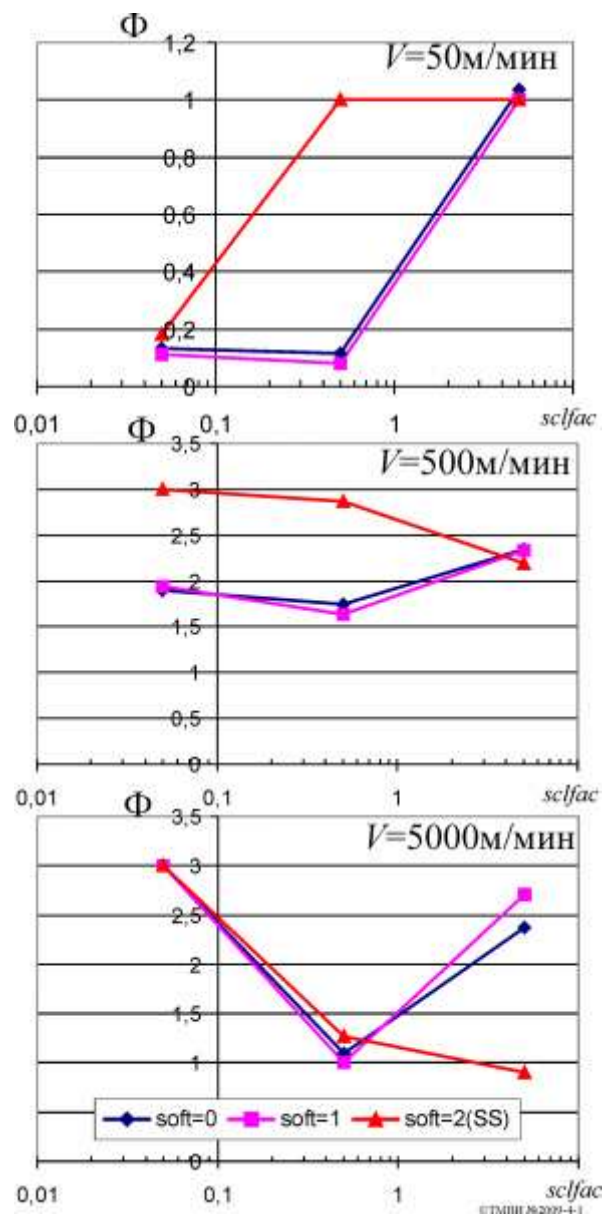


Рисунок 3.23 – Влияние коэффициента контактной жесткости на величину целевой функции

Следует обратить внимание на выполнение граничных условий в области режущей кромки при использовании различных алгоритмов. Как видно из рис. 3.24 при использовании алгоритма *soft=1* узел на вершине лезвия проникает в элемент заготовки перед ней, в то время как ни один из узлов заготовки не проникает в лез-

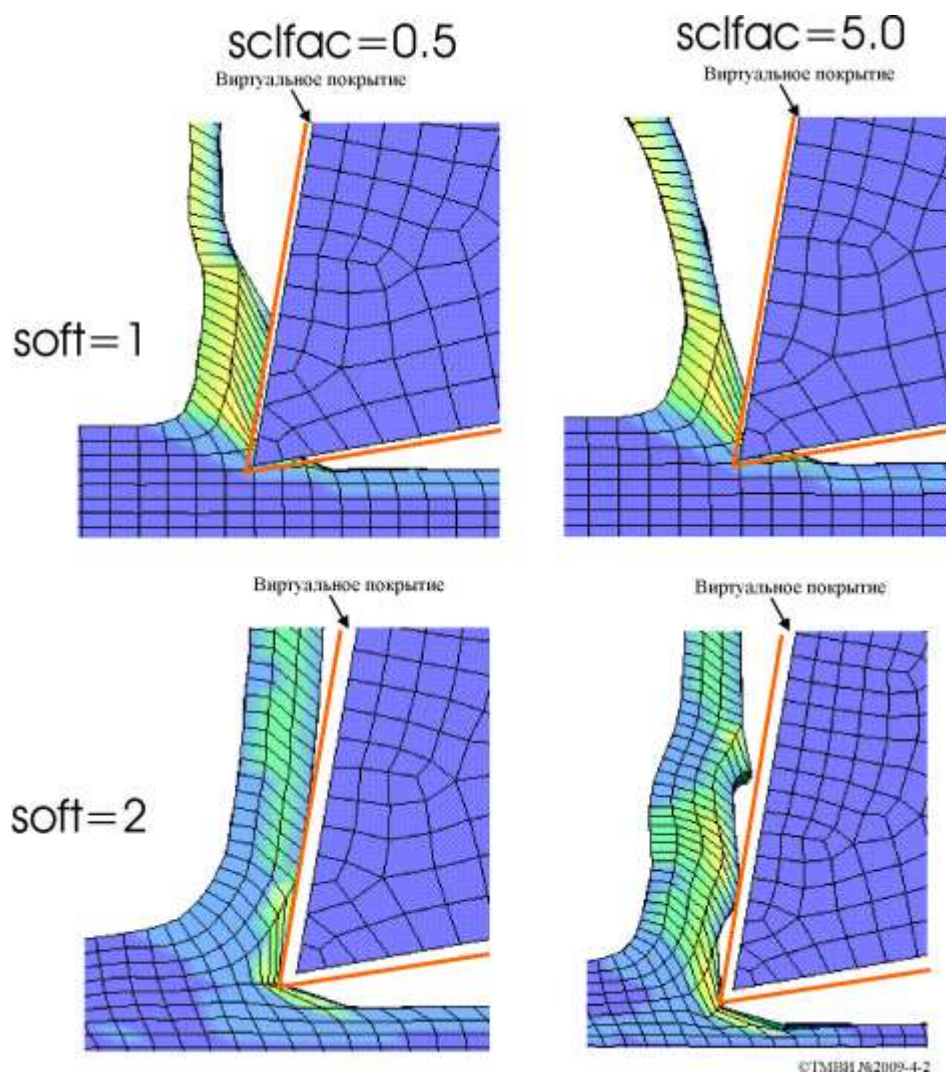


Рисунок 3.24 - Влияние алгоритма и коэффициента жесткости контакта на величину целевой функции (а) и форму стружки для разных контактных алгоритмов при скорости резания 500 м/мин

вие. Тем самым в элементах, которые моделируют трещину создаются напряжения растягивания, которые существенно отличаются от реальных условий перед режущей кромкой. Это отличие будет тем большее, чем больше размер конечных элементов, которые моделируют разрушение.

В то же время при использовании алгоритма *soft=2* проникновение узлов лезвия в заготовку не наблюдается, чем реализуются достоверные граничные условия в области режущей кромки. Однако учитывая значительные затраты вычислительных ресурсов, необходимых для реализации алгоритма *soft=2*, на практике нужно его использовать лишь тогда, когда действительно необходимо обеспечить достоверные граничные условия в области режущей кромки.

Наилучшая величина коэффициента контактной жесткости *slsfac* для всех алгоритмов близкая к 0.5 при всех скоростях резания, однако, есть тенденция увеличения наилучшего значения этого фактора с увеличением скорости резания. Особенно это характерно для алгоритма *soft=2*.

Рассмотрим влияние размеров конечных элементов, которые образуют контактные поверхности на самое выгодное значение коэффициента контактной жесткости *slsfac*. Пусть инструмент и заготовка описаны конечными элементами в виде прямоугольных параллелепипедов со сторонами длиной *a*, *b*, *c*, причем стороны *a* и *b* образуют контактный сегмент, а сторона *c* перпендикулярна ему. Тогда контактная жесткость может быть вычислена по формуле:

$$k_i = \frac{slsfac \cdot K \cdot A}{V} = \frac{slsfac \cdot K \cdot a^2 \cdot b^2}{a \cdot b \cdot c} = \frac{slsfac \cdot K \cdot (a \cdot b)}{c} \quad (3.10)$$

Пусть существует самое выгодное значение контактной жесткости $k_{i_{opt}}$, которое не зависит от размеров и формы элементов, а определяется лишь свойствами материалов системы. Тогда выбором величины коэффициента *slsfac* нужно обеспечить величину $k_{i_{opt}}$ при решении задачи с конкретной КЭ сеткой. Если переписать выражение (3.10) в виде

$$slsfac = \frac{k_i}{K} \frac{c}{(a \cdot b)}, \text{ т.е. } slsfac \propto \frac{c}{(a \cdot b)}, \quad (3.11)$$

то становится очевидным, что коэффициент *slsfac* прямопропорционален размеру *c* элемента (его «глубине») и обратнопропорционален площади контактного сегмента (произведения длин сторон *a · b*). Поэтому если размеры КЭ при решении конкретной задачи будут существенно (более чем в 4 раза) отличаться от тех, что применялись в данном исследовании (16 мкм для заготовки и 35 мкм для лезвия), то величина коэффициента контактной жесткости *slsfac* должна быть скорректирована согласно формуле (3.11). Например, если размер КЭ лезвия составляет приблизительно 1 мм, то коэффициент *slsfac* необходимо уменьшить до величины

$$0.5 \frac{0.035 \cdot 0.035}{1.0 \cdot 1.0} \frac{1.0}{0.035} = 0.017.$$

Как показали исследования повысить численную стойкость контактного алгоритма при моделировании резания абсолютно острым лезвием возможно введением виртуального покрытия толщиной δ , что обеспечивает достоверное определение направления нормали к контактной поверхности в области режущей кромки, которая имеет острый угол заострения. Оптимальное значение параметра δ составляет приблизительно 0,01 мм во всем исследованном диапазоне скоростей резания (рис. 3.26).

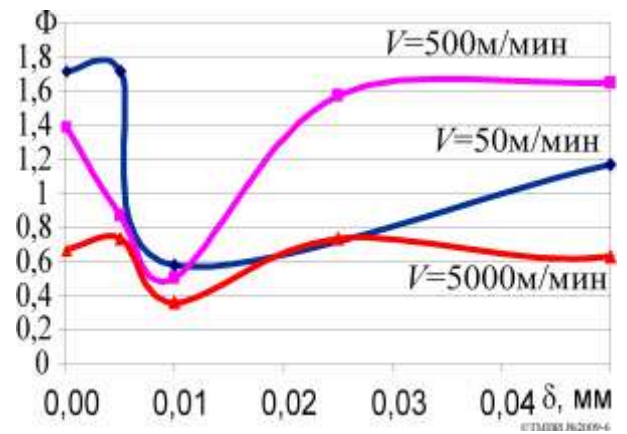


Рисунок 3.26 - Влияние толщины δ виртуального покрытия на величину целевой функции

Существенным резервом увеличения производительности расчетов является увеличение шага интегрирования за счет масштабирования массы заготовки. Это особенно важно для моделирования резания со средними и малыми скоростями резания (до 500 м/мин). Исследования показывают, что с увеличением коэффициента ускорения $k_{\Delta\tau} = \Delta\tau / \Delta\tau_0$ время расчёта квадратично уменьшается (рис. 3.25, б). Однако добавление массы вносит в систему дополнительные нереальные динамические силы, которые при некоторых значениях $k_{\Delta\tau}$ проявляются, внося значительную погрешность в результаты расчетов. Предложено оценить допустимое значение $k_{\Delta\tau}$ с условием не превышения относительной энергией безэнергетических форм дефор-

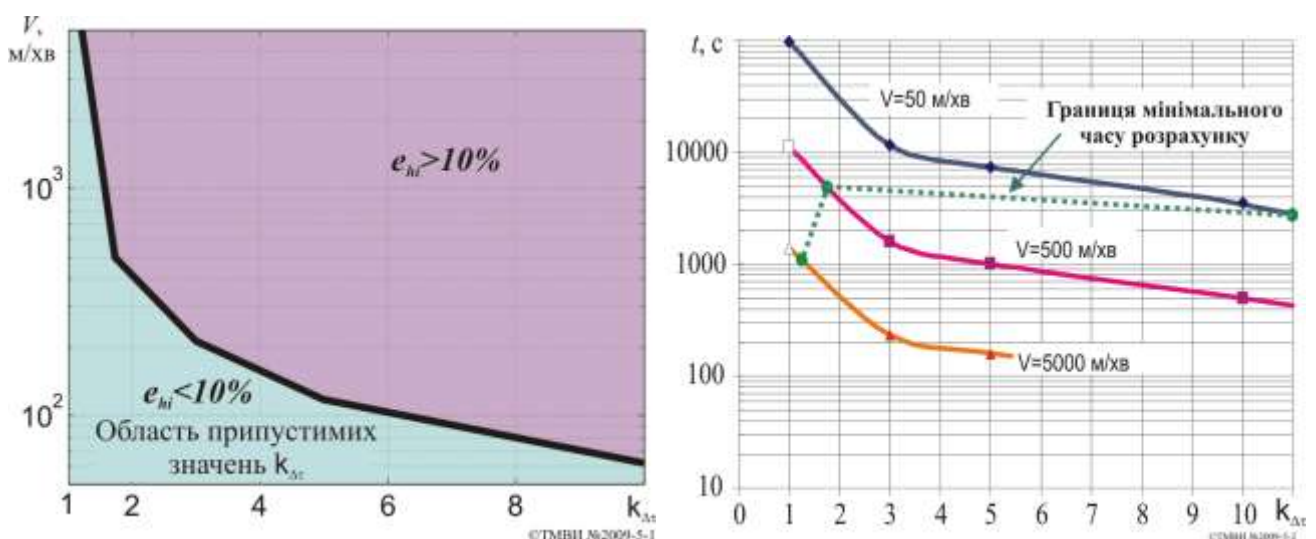


Рисунок 3.25 - Область припустимих значень коєфіцієнта прискорення

обчислень $k_{\Delta\tau} = \Delta\tau / \Delta\tau_0$

мации величины 10%. Предельная кривая $k_{\Delta t}$ от скорости резания V представлена на рис.3.25. Видно, что чем меньше скорость резания в процессе, который моделируется, тем больший коэффициент ускорения можно использовать. Это положение разрешает ожидать, что минимальное время расчёта моделей 3D рабочих процессов резания с одинаковым количеством элементов со скоростями резания в диапазоне от 50 до 500 м/мин будет практически одинаковым (зеленая кривая на рис. 3.25,б) и резко убывать при реализации моделей со скоростями резания более 500 м/мин

3.3 Выводы

1. Исследовано влияние погрешности исходных данных на погрешность прогнозирования силы резания и температуры резания. Показано, что дисперсия отображения, которая связана с погрешностями исходных данных имеет тот же порядок как и дисперсия отображения, которая связана с погрешностями измерения показателей процесса резания. Исходя из этого разработана методика оценки достоверности модели процесса резания по признакам: корректность модели, количественная адекватность модели, качественная адекватность модели.

2. Доказано достоверность модели процесса ортогонального резания стали 45 по указанным признакам путём сравнения силы резания, температуры резания и длины контакта. Для измерения длины контакта применялись методы стирания красок и высокоскоростной видеосъёмки.

3. Выполнено исследование влияния различных факторов на погрешность прогнозирования показателей процесса резания и скорость расчётов при реализации 3D моделей процесса резания методом явного интегрирования уравнений движения в пакете LS-DYNA. Определены 7 наиболее влиятельных факторов. Детально исследовано влияние этих факторов и разработаны рекомендации относительно их определения во время проектирования моделей процесса резания.

4 РЕАЛИЗАЦИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ ВЫЧИСЛЕНИЙ НА ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОМ КЛАСТЕРЕ

4.1 Методика настройки кластера

Для создания вычислительного кластера для проведения параллельных вычислений с помощью ПО LS-DYNA требуется создать систему с распределённой памятью, реализовав поддержку интерфейса MPI. Это можно сделать в рамках гомогенной сети идентичных машин на базе компьютерного класса или в рамках гетерогенной сети на базе всех доступных для использования компьютеров, используя компьютерный класс за основу такого кластера. С другой стороны реализация протокола MPI возможна как компанией Microsoft в ОС HPC Windows Server 2003/2008 без дополнительного ПО или с использованием отдельного ПО реализующим протокол MPI на ОС семейства Windows и семейства Linux.

Операционная система HPC Windows Server 2003/2008 поддерживает процессоры только с архитектурой x64, лицензия на каждую копию требует денежных отчислений фирме-производителю - всё это не даёт возможность использовать данное ПО для организации кластера на кафедре в рамках имеющегося парка компьютеров. Использование любой коммерческой реализации поддержки протокола MPI не возможно в рамках поставленной задачи.

Свободная реализация поддержки протокола MPI на ОС семейства Microsoft Windows NT (с последующими поколениями) возможна в рамках ПО mpich созданного в Арагонской национальной лаборатории (США). Mpich поддерживает процессоры всех распространённых архитектур различных производителей, в частности процессоры компаний Intel и AMD, который совместимы с x86 и x64 архитектурами. В качестве операционной системы выбор падает в сторону семейства ОС Linux, позволяющих создать узел, минимум ресурсов которого затрачивается на поддержку работоспособности его самого.

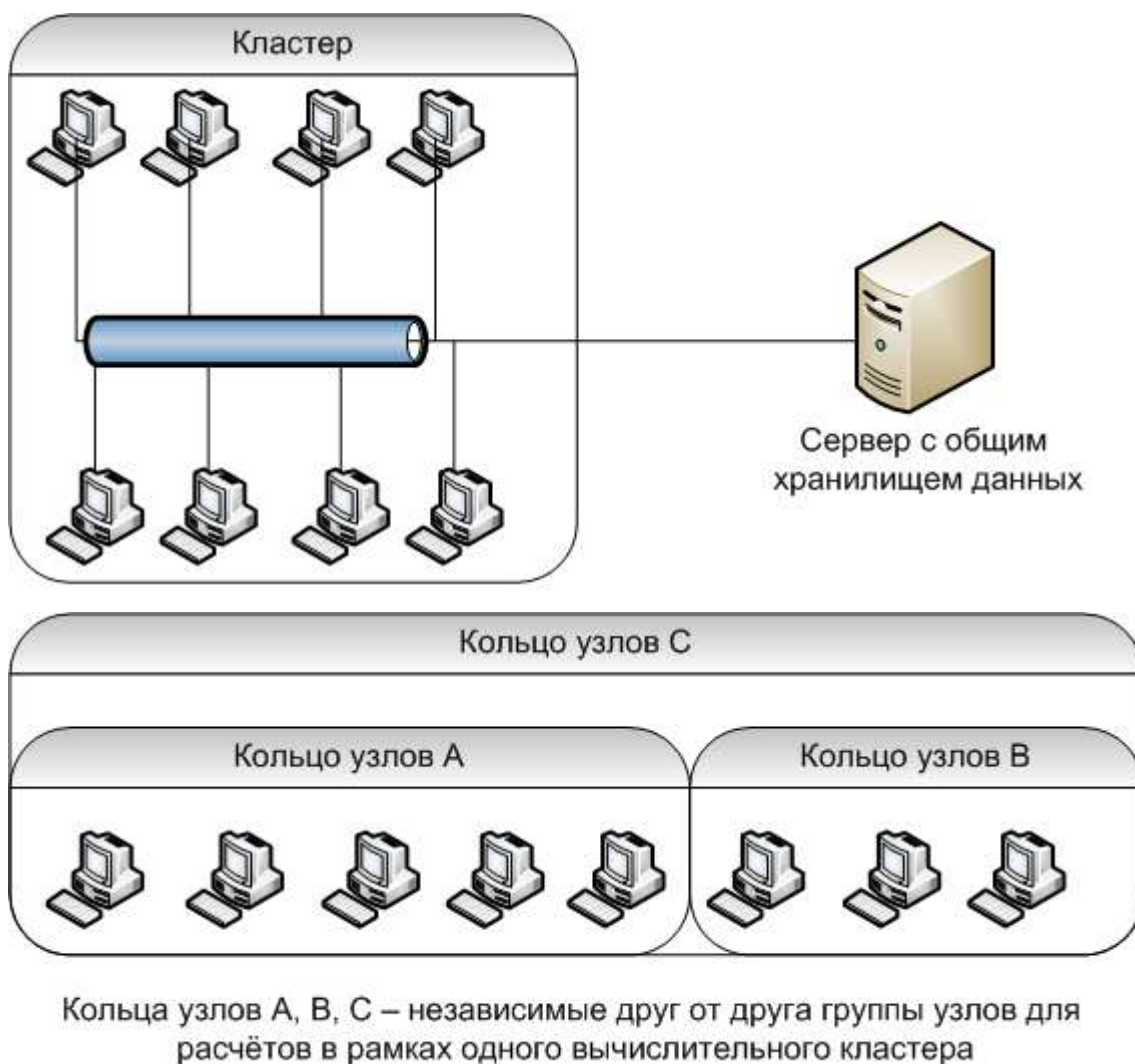


Рисунок 4.1 – Схема кластера

ПО `mpich` на ОС Linux для реализации взаимодействия между узлами цепи расчёта (между узлами кластера) использует протокол `rsh/ssh`, обмен данными возможен в рамках стека протоколов TCP/IP, для обращения к узлам используются их имена и их сетевые адреса.

Для повышения отказоустойчивости кластера желательно обеспечить каждый узел блоком бесперебойного питания, двойным/тройным подключением к сетевому коммутационному оборудованию, доступом к скоростному общему хранилищу данных, доступом к серверу для автоматической настройки сетевых адресов и разрешения имён.

В рамках поставленной задачи создания кластера не возможно ни обеспечение каждого узла блоком бесперебойного питания, ни мультиподключением к сетевым

коммутаторам, ни выделение отдельного компьютера для обслуживания сетевых служб. По этому для снижения риска отказа работы кластера все узлы кластера должны иметь сетевую адресацию в рамках одной сети настроенную вручную - при обмене данными не будет задействовано сетевое устройство 3-го уровня и сервисы DHCP сервера, каждый узел должен хранить информацию о соответствии сетевых имён и адресов всего кластера, что исключает необходимость в обмене данными с сервером разрешения имён. Доступ к общему надёжному хранилищу данных обеспечивается по сети GigabitEthernet.

Ядро кластера составляют компьютеры вычислительного центра, на которых происходит обучение студентов прикладному ПО на операционной системе ОС Windows XP Pro.

Параметры узла кластера: процессор: Intel Celeron D 2ГГц, материнская плата - P5L-MX, оперативная память - 512 Мб DDR2(одним модулем), НЖМД - 80 Гб Hitachi, устройство чтения оптических CD, DVD дисков - DVD-ROM, сетевой контроллер - встроенный в материнскую плату с поддержкой Gigabit Ethernet, видеоконтроллер - встроенный в материнскую плату (требует 8Мб оперативной памяти).

Параметры сервера, используемого как хранилища данных: : Intel Xeon 5405, оперативная память – 8Гб DDR2, НЖМД - 1 Тб.

Сетевой коммутатор вычислительного центра - 3Com 16 port FastEthernet, магистральные коммутаторы соединены по сети GigabitEthernet.

В качестве дистрибутива ОС Linux использовался дистрибутив Ubuntu Server Linux, основан на дистрибутиве Debian Linux, позиционируется как ОС для серверов и рабочих станций.

Перед началом установки дистрибутива Linux Ubuntu Server выделяется 10Гб свободного дискового пространства в начале НЖМД при помощи ПО Acronis Disk Director Suite.

Дальнейшая настройка узла кластера требует таких шагов:

1. Загрузить компьютер с диска с Ubuntu Server 9.04.

2. В меню выбора раздела для установки ОС, выделить 9Гб под системный раздел и 1Гб под раздел подкачки
3. В меню выбора изначально поддерживаемых сервисов отметить маркером установку Openssh Server.
4. Сконфигурировать сетевые настройки узла, настроить имя и домен узла, настроить поддержку служб DNS.
5. Создать системного пользователя.
6. В конце процесса установки система определит, что на НЖМД присутствует другая ОС и соответственно сконфигурирует загрузчик ОС.¶ Дальнейшая настройка узла производится удалённо с помощью ssh клиента.
7. Установить FTP сервер vsftpd и дать доступ к нему локальным пользователям.
8. В файле /etc/hosts прописать соответствие между сетевыми именами и сетевыми адресами узлов кластера. Этот файл должен быть идентичен на всех узлах кластера кроме части касающейся соответствия сетевого имени и адреса конкретного узла.
9. Установить службы протокола сетевого доступа к файловым системам (NFS).
10. Создать пользователя с паролем аутентификации (mpitest) для проведения параллельных вычислений в кластере и дать ему доступ к узлу по протоколу SSH и FTP.
11. Установить набор пакетов компиляторов языков программирования fortran, C, C++ с общими библиотеками.
12. Установить пакеты реализующие поддержку протокола MPI версии 1.2.7: mpich (реализация протокола MPI с устройством ch_p4) и mpich-mpd (реализация протокола MPI с устройством ch_p4mpd) с зависимостями. В состав этих пакетов входят компиляторы для стандартных языков программирования.

Устройства ch_p4 и ch_p4mpd позволяют функционировать MPI в гетерогенных сетях компьютеров, которые отличаются друг от друга набором комплектующих и операционных систем.

Начиная с `trish` версии 1.2.0 (и соответственно версии протокола 1.2.0) введён новый метод обработки запуска, основанный на демонах (устройство `sr_p4mpd`). Как только демоны запускаются, они соединяются в кольцо согласно списку узлов: "консольный" процесс может соединиться с любым менеджером через именованный сокет Unix, установленный в `/tmp` локальным демоном. Если это процесс `trigun`, он требует, чтобы было запущено определенное число процессов. По умолчанию место размещения - следующий демон в кольце после того, который был запрошен с консоли. После этого происходят следующие события:

- Менеджеры порождаются последовательно всеми демонами в кольце, делая полный круг, если необходимо.
- Менеджеры самостоятельно объединяются в кольцо, и порождают процессы приложения, называемые клиентами.
- Консоль отсоединяется от демона и присоединяется к первому менеджеру.
- Менеджеры перехватывают стандартный ввод-вывод от клиентов, и доставляют им аргументы командной строки и переменные окружения, заданные в команде организующей вычисления.

Сокеты формируют дерево с менеджером 0 в качестве корня. Когда клиенту необходимо соединиться с другим клиентом, они используют менеджеры, чтобы найти подходящий процесс на машине-приемнике. Процесс параллельных расчётов может быть приостановлен - в этом случае останавливаются и его клиенты, однако `mpd` и менеджеры продолжают выполняться, чтобы они смогли разбудить клиентов после пробуждения. Уничтожение процесса вычисления уничтожает и клиентов, и менеджеров.

Одно и то же кольцо может использоваться для запуска множества задач с множества консолей в одно и то же время. При обычных условиях необходимо, чтобы для каждого пользователя существовало отдельное кольцо. Для целей безопасности каждый пользователь должен иметь в своем домашнем каталоге доступный для чтения только ему файл, содержащий пароль. Файл будет считываться при запуске. Только менеджеры, знающие этот пароль, могут войти в кольцо существующих менеджеров.

Запуск процесса вычисления с использованием менеджеров происходит быстрее, чем при использовании устройства `ch_r4`, т.к. вся работа по установке связей в кольцо для вычислений выполняется менеджерами.

13. В домашней папке пользователя `mpitest` создать файл `.mpd.conf`, содержащий единственную строчку `"secretword=MPI"`, с правами на чтение только для пользователя `mpitest`.

14. В домашней папке пользователя `mpitest` создать папку `mirror`.

15. На удалённом сервере с хранилищем выделить папку `mirror` (разделяемый файловый ресурс для узлов кластера) с доступом по протоколу NFS и дать к ней доступ на чтение и запись для всех узлов кластера.

16. Примонтировать к папке `mirror` в домашнем каталоге пользователя `mpitest` папку `mirror` удалённого сервера.

17. В домашней папке пользователя `mpitest` создать папку `.ssh`

18. Сгенерировать пару `rsa` ключей публичный/частный (`identity` и `identity.pub`) для пользователя `mpitest` с помощью утилиты `ssh-keygen` и поместить их папку `.ssh`.

19. Произвести обновление всего программного обеспечения узла с помощью супервайзера пакетов `apt-get`

20. Произвести аналогичные операции на всех узлах для кластера, учитывая разницу в именах и сетевых адресах компьютеров

21. С помощью утилиты `ssh-copy-id` скопировать публичный ключ `identity.pub` пользователя `mpitest` каждого узла на все узлы кластера (на локальный узел также), при копировании принять каждый узел кластера в доверенный список (требуется только при первом соединении машин в кластере).

На данном этапе все узлы кластера готовы к работе и находятся в пассивном состоянии.

Создание цепочки для параллельных вычислений начинается с выбора ведущей машины в кластере. На ведущей машине кластера запускается демон `mpd` с помощью команды `mpichboot`. При запуске демона на ведущей машине необходимо заметить порт, который будет использован демоном для обмена данными по сети. Про-

известии запуск демонов `mpd` на ведомых машинных через удалённый терминал `ssh` с указанием ведущей машины и порта её демона. Все конфигурационные файлы цепочки следует хранить в папке `mirror`, разделяемой всеми машинами кластера. Проверка цепочки производится с помощью утилиты `tstmachines` - об инициализации цепочки свидетельствует список из всех узлов цепочки, выданный утилитой. Разрыв цепочки осуществляется командой `mpichstop`. Запуск расчетов осуществляется командой `mpirun.mpich-mpd` с использованием файла списка, в котором перечислены все используемые в данном расчете узлы кластера (возможно создать в рамках кластера несколько цепочек для различных расчетов). Список узлов для расчета должен быть идентичным для всех узлов цепочки. При создании расчёта необходимо использовать эмулятор терминала `screen` в нём и инициализировать расчет, который входит в базовый набор пакетов `Ubuntu Server`.

Запуск вычислений с помощью ПО `LS-DYNA` осуществляется с помощью `MPP` модуля программы командой

mpirun -np X1 lss_mpp i=X2 p=pfile,

где `X1` – суммарное количество процессоров, которое должно быть задействовано в данной задаче; `X2` – имя к-файла, который располагается в одной из общедоступных для узлов папок; `pfile` – файл конфигурации `MPP` решателя, создаваемый пользователем в соответствии с [40].

4.2 Исследование влияния количества процессоров на производительность вычислений при решении 2D задач

Закон Амдала показывает, что прирост эффективности вычислений S_p зависит от алгоритма задачи и ограничен сверху для любой задачи с $\alpha \neq 0$:

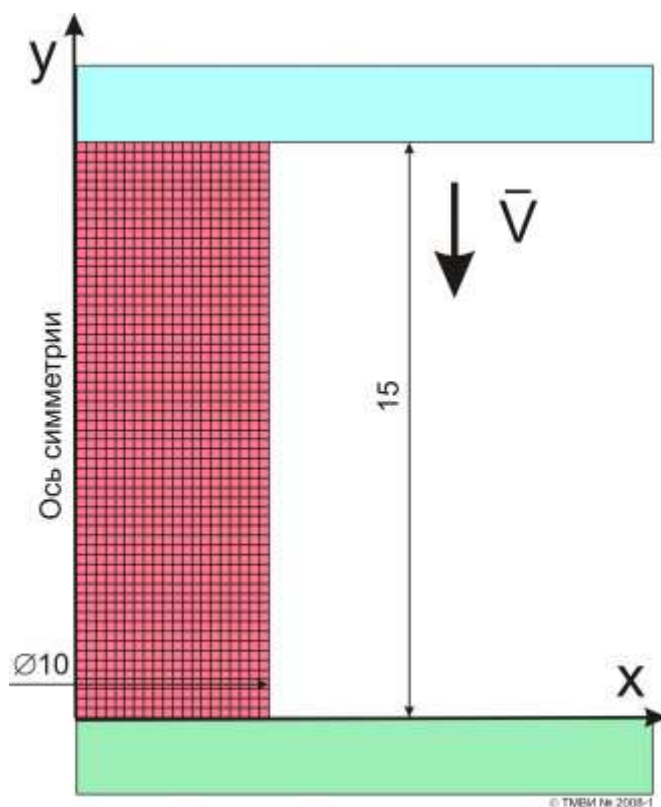
$$S_p = \frac{1}{\alpha + \frac{1-\alpha}{p}}, \quad (4.1)$$

где α - доля последовательных вычислений от общего объёма вычислений, p - количество задействованных узлов (процессоров). Более того, если учесть время, необходимое для передачи данных между узлами (процессорами) вычислительной системы, то зависимость времени вычислений от числа узлов будет иметь максимум. Это накладывает ограничение на масштабируемость вычислительной системы, то есть означает, что с определенного момента добавление новых узлов в систему будет увеличивать время расчёта задачи. Поэтому для эффективного моделирования процесса резания необходимо выявить наиболее эффективную конфигурацию вычислительной системы (количество узлов (процессоров)), обеспечивающее наименьшее время решения задачи при прочих равных условиях.

В работе рассматривалась 2D задача по сжатию стандартного образца, реализованная в системе LS-DYNA. Исходные данные и расчетная схема задачи представлены на рис. 4.2. Задача имеет меньшую размерную сложность, чем задача резания, но вместе с тем, включает в себя все задействованные в модели резания алгоритмы. Моделирование сжатия реализовано на примере стали 45. Цилиндрический осесимметричный образец сжимался между двумя абсолютно жесткими плитами. Верхняя плита перемещалась с заданной скоростью, нижняя плита была неподвижной. Исследования выполнялись на вычислительном сервере CPU 1,2: Intel Xeon 5405 (суммарно 8 ядер), ОЗУ: 8GB, HDD1:80Gb, HDD2:1Tb. Операционная система Linux FedoraCore 10 x64.

Результаты моделирования представлены на рисунках 4.3 и 4.4. Характер распределения пластических деформации и изменения силы сжатия полностью соот-

ветствует известным теоретическим положениям [41]. Результат вычислений во всех опытах отличался менее чем на 0.1%.



Режим нагружения: сжатие с постоянной скоростью $V=1$ м/с			
Материал инструмента: твердый сплав $\rho=11200$ кг/м ³ , $E=580$ МПа, $\nu=0.29$ Модель материала: абсолютно жесткое тело			
Материал заготовки: Сталь 45, HB190 $\rho=7850$ кг/м ³ , $E=204$ МПа, $\nu=0.3$ Модель материала: Джонсона-Кука $A=553$ МПа, $B=601$ МПа, $C=0.0134$, $n=0.234$, $m=1$			
Модель разрушения: не рассматривается			
Контактное взаимодействие:			
<ul style="list-style-type: none"> • метод штрафов • модель трения Кулона-Амонтона $\mu=0.3$ 			
Сетка заготовки		Сетка инструмента	
Н узлов	Н элементов	Н узлов	Н элементов
1201	1200	8	2
Расчетный файл		Автор	
workpieces.k		Криворучко Д. В.	

Рисунок 4.2 – Расчетная схема задачи о сжатии стандартного образца

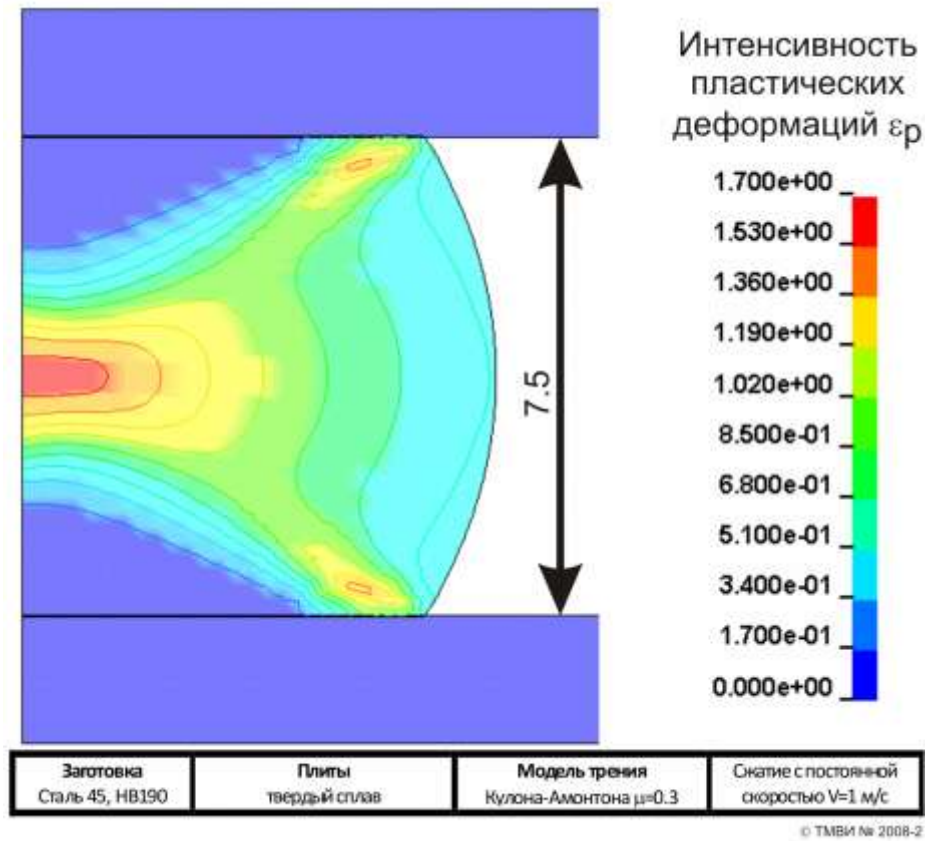


Рисунок 4.3 - Распределение пластических деформаций при сжатии 7.5 мм

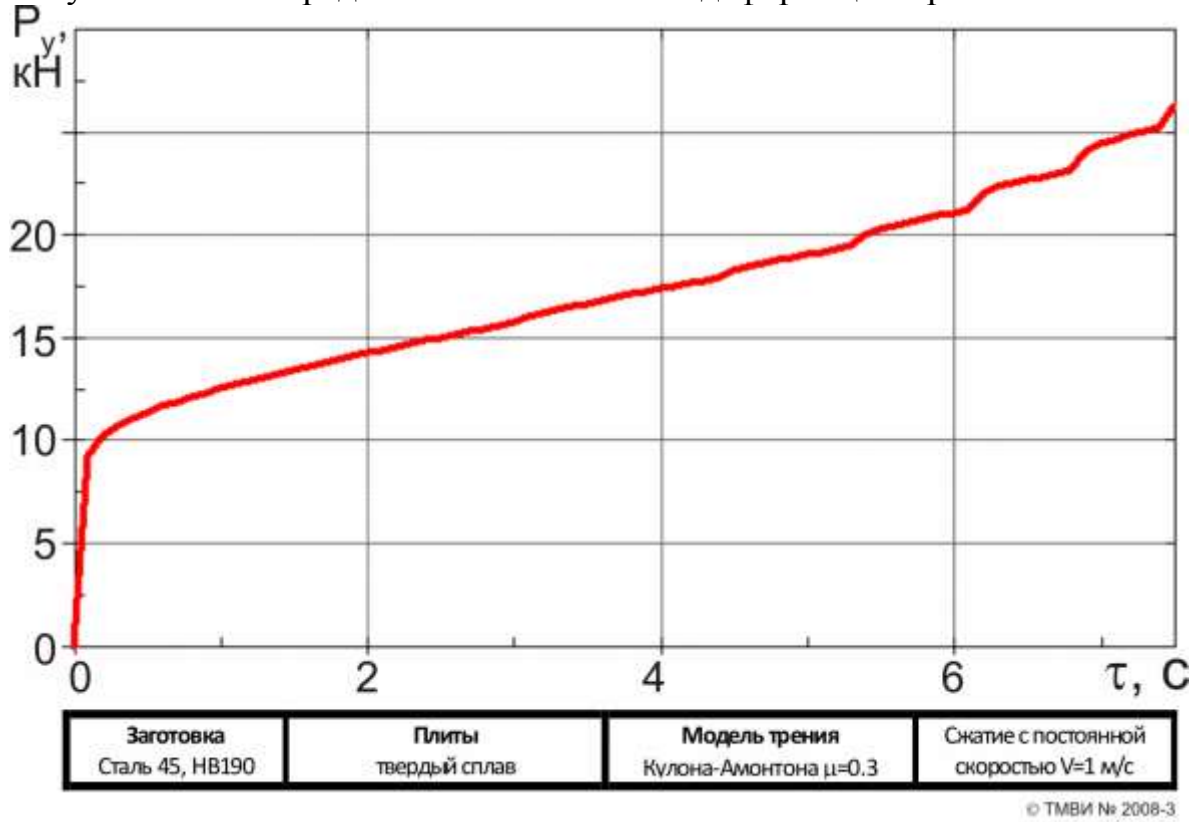


Рисунок 4.4 – Диаграмма сжатия

Проведенные исследования показали, что при 2 задействованных процессорах при решении 2D задач в LS-DYNA наблюдается наибольшая производительность вычислений (наименьшее время счета) (рис. 4.5 и табл. 4.1). По сравнению с 1 процессором время счета уменьшается на 29%. При большем количестве задействованных процессоров их суммарное время работы возрастает, а время счета задачи не увеличивается, что свидетельствует о большой доле α последовательных вычислений в алгоритмах решателя LS-DYNA.

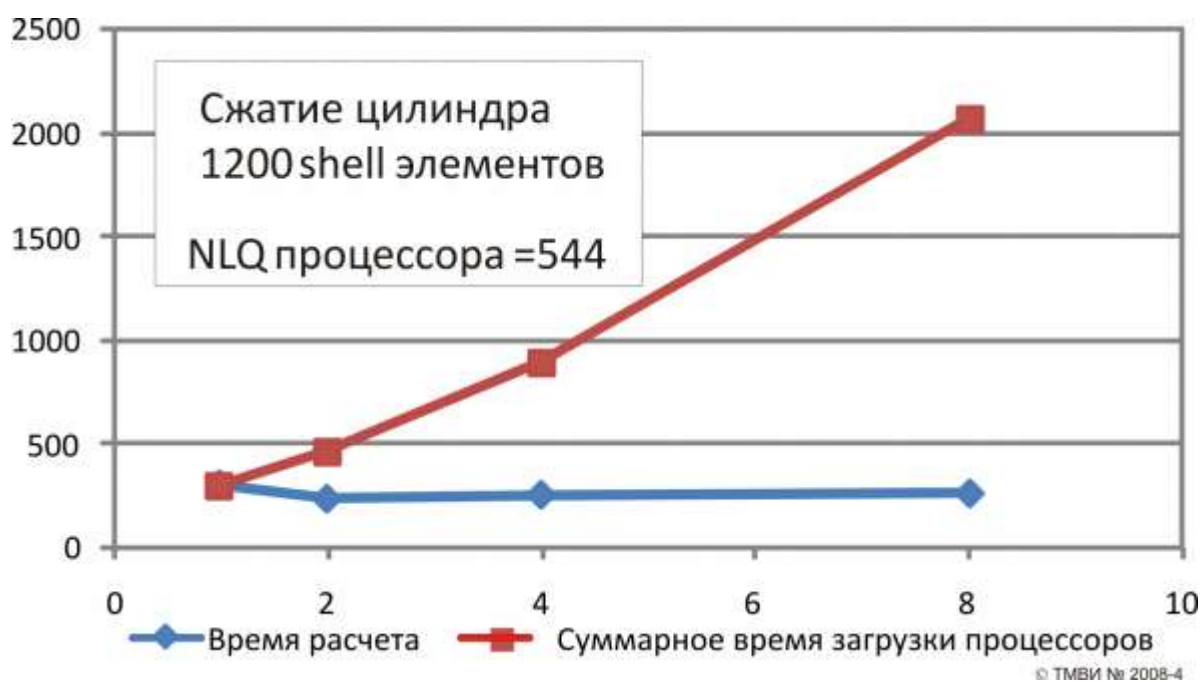


Рисунок 4.5 – Влияние количества процессоров на время расчета и эффективность использования процессоров

Таблица 4.1 - Время расчета задачи при различном количестве процессоров

Количество процессоров	Время решения задачи, с	Суммарное время работы процессоров	
1	304	303	304
2	236	469	472
4	255	898	1020
8	261	2071	2088
4x2			
2	249	493	498
2	250	497	500
2	254	503	508
2	251	498	502
Среднее	251	497,75	502

Отсюда понятно, что эффективно выполнять вычисления с использованием 2 процессоров, запуская несколько опытов одновременно. Однако необходимо иметь в виду, что из-за дополнительных затрат на обмен данными с жестким диском при решении одновременно нескольких задач с использованием 2 процессоров время счета может увеличиться до 6%. Так время расчета по схеме: одновременно 4 задачи по 2 процессора – 251 с; время расчета по схеме: одна задача по 2 процессора – 236 с.

Выявлено влияние максимальной заданной длины NLQ вектора в векторных операциях над матрицами на производительность вычислений. Проведенные исследования показали наличие экстремума в зависимости ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ-NLQ (рис. 4.6). Из представленного графика видно, что сократить время счета более чем в 2 раза можно за счет уменьшения NLQ до величины 150 для двумерных задач для заданной конфигурации вычислительной системы.

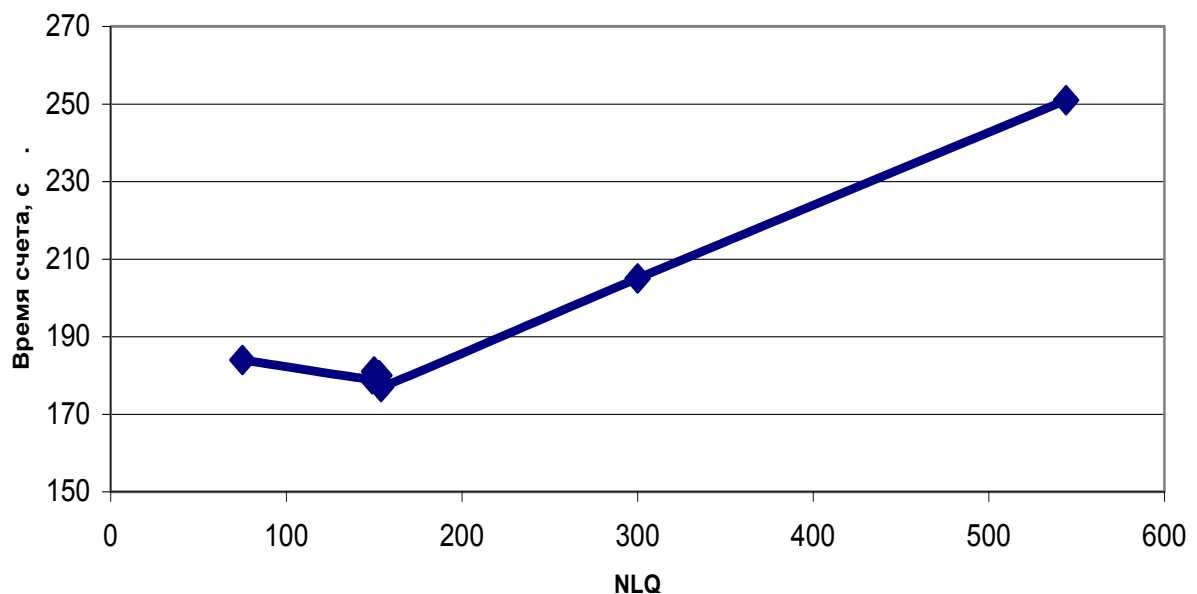


Рисунок 4.6 – Влияние максимальной заданной длины NLQ вектора на время счета

Таким образом, для моделирования 2D задач процесса резания можно рекомендовать такие параметры решателя: 2 процессора, NLQ=150.

4.3 Выводы

Выполнено исследование возможности реализации высокопроизводительных вычислений на вычислительном кластере. В частности была разработана методика создания кластера из отдельных рабочих станций на базе операционной системы Linux и пакета MPICH 1.2. Исследованы возможности кластера и эффективность его использования для задач моделирования процессов резания в замкнутых технологических системах. В частности установлено, что для одной и той же задачи вычисления с использованием технологии MPP для рассмотренных задач дают от 10% до 20% ускорения сравнительно с технологией SMP при других равных условиях (количества задействованных ядер процессора, объеме памяти и т.п.). Но установлено, что результат прогнозирования силы резания, рассчитанный по названным технологиям отличаются на 5-7%, что может быть связано с систематическими погрешностями используемых алгоритмов.

Также были исследованы вопросы влияния параметров процессоров ПЕОМ, которые задействованы для расчетов показателей процесса резания на производительность вычислений. По результатам исследований разработаны рекомендации относительно определения параметров вычислительных систем для эффективного моделирования рабочих процессов резания в замкнутых технологических системах.

5 МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗАМКНУТОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

5.1 Общая методика реализации моделей процесса резания в замкнутой технологической системе

Возрастающие потребности в высококачественных товарах и экономически эффективных процессах производства делает актуальным исследование взаимодействия рабочего процесса обработки и технологической системы. На это указывает то повышенное внимание, которое уделяется вопросам динамики обработки в современных публикациях и конференциях. Проведенная в Ганновере (Германия) 3-4 сентября 2008 год первая международная конференция по вопросам взаимодействия процесса обработки и станка (CIRP 1st International Conference on Process Machine Interaction) показала большую важность этой проблемы и разнообразие современных подходов ее решения. Рассматриваются вопросы влияния конструкции и материалов элементов станка, температурных деформаций, инструмента и способов обработки на колебания в процессе точения, фрезерования, сверления, фрезерования и других процессах. В основном используются экспериментальные методы исследования, основанные на современных достижениях измерительной техники. Отдельные попытки моделирования динамических процессов в технологической системе в связи с процессом резания ограничиваются рассмотрением экспериментально определенных передаточных функций технологической системы и процесса резания, либо КЭ модели технологической системы и передаточной функции процесса резания, либо передаточной функции технологической системы и КЭ модели процесса резания. Однако на наш взгляд наибольшая точность, полнота и эффективность моделирования возможны только при моделировании всех процессов, происходящих в технологической системе одновременно с минимальными допущениями, т.е. при имитационном моделировании и процесса резания и технологической системы методом конечных элементов в одной программной среде. Такой подход в настоящее время все еще остается не реализованным.

Поэтому целью настоящего раздела является демонстрация возможности создания имитационной модели замкнутой технологической системы, реализующей одновременно имитацию процесса резания и процессов, происходящих в технологической системе (деформацию технологической системы, открытие и закрытие стыков, колебания узлов и пр.).

Известно несколько систем, позволяющих выполнить имитационное моделирование процесса резания. Это ThirdWave AdvantEdge, Deform, ABAQUS, MSC/NASTRAN, LS-DYNA. Решения полученные в этих программных пакетах в большей или меньшей степени подтверждены экспериментально и технология создания имитационных моделей уже достаточно полно разработана в настоящее время. Вместе с тем общим ограничением разработанных имитационных моделей процесса резания является допущение об абсолютной жесткости технологической системы. Поэтому для выявления влияния технологической системы на процесс резания применяются различные приемы, такие как соединение аналитической модели процесса резания и КЭ технологической системы, КЭ моделирования процесса резания с перемещением лезвия по сложной, заранее заданной траектории, имитационное моделирование переходного процесса и построение передаточной функции технологической системы и т.д. Анализ опубликованных работ показывает, что все перечисленные подходы являются малоэффективными для исследования взаимодействия процесса резания и технологической системы, поскольку включают в себя значительное количество допущений и используют большую номенклатуру программных продуктов.

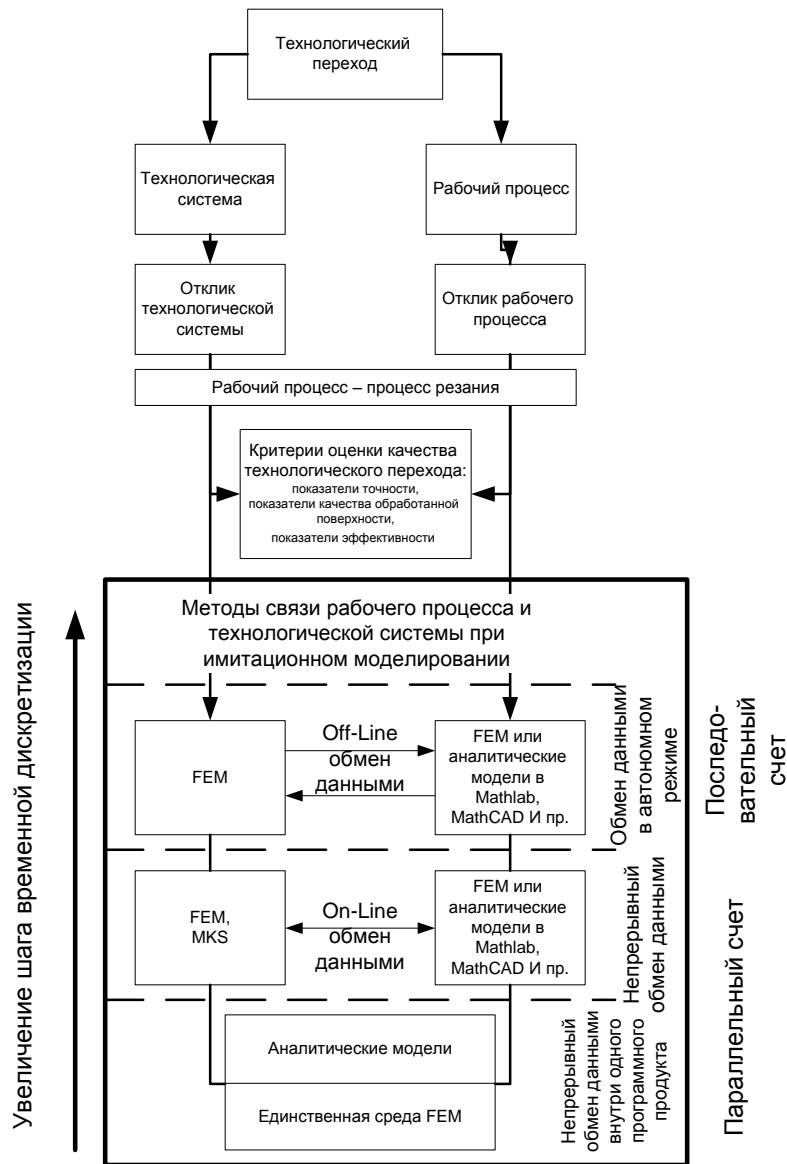


Рисунок 5.1 - Современные подходы к моделированию замкнутой технологической системы процесса резания

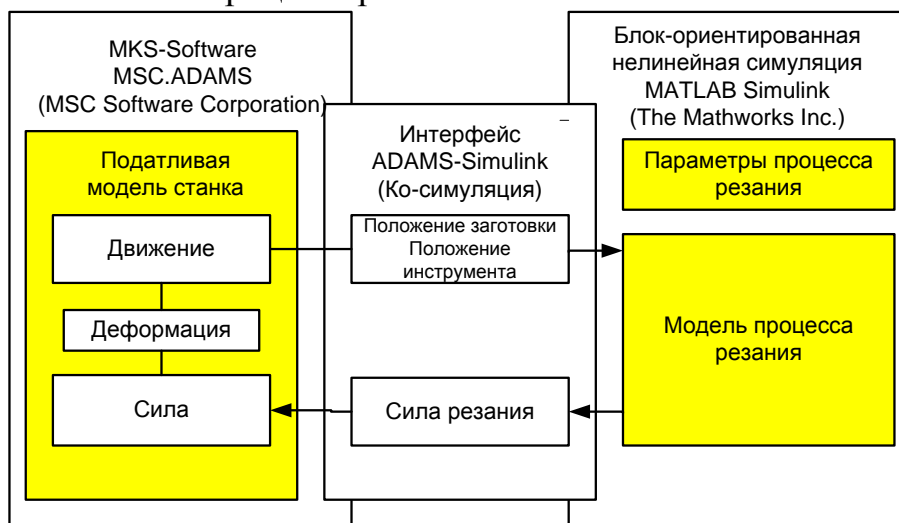
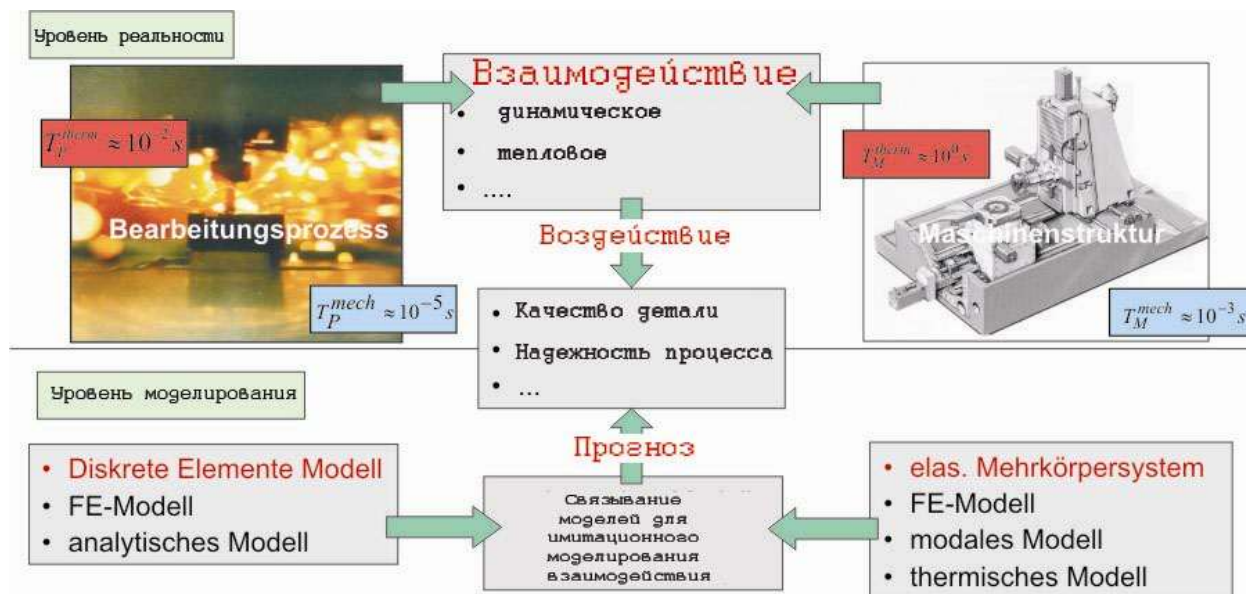


Рисунок 5.2 - Вариант реализации моделирования с непрерывным объемом данными [42]

Технологический переход, являющийся элементарной частью технологического процесса изготовления изделия реализует силовое, тепловое, акустическое и прочие взаимодействия технологической системы и рабочих процессов (резания, трения в рабочих органах, электрические процессы в приводе), происходящих в ней. В настоящее время сложилось общепризнанное понимание того, что технологическая система – замкнутая.



ПРОБЛЕМА РАЗЛИЧИЯ ПОСТОЯННЫХ ВРЕМЕНИ ПРОЦЕССОВ

$$T_P^{mech} \ll T_M^{mech} \ll T_P^{therm} \ll T_M^{therm}$$

Рисунок 5.3 - К иллюстрации проблемы различия постоянных времени процессов

Среди известных программных пакетов моделирования динамических процессов LS-DYNA выделяется тем, что позволяет реализовать модель сложных систем, включающих в себя значительное количество объектов, отличающихся по своим размерам, механическим свойствам и свойствам взаимодействия между соседними объектами. Поэтому в данной работе использована именно этот программный продукт для реализации модели процесса резания совместно с моделью технологической модели станка.

Для демонстрации возможности разработанной технологии рассмотрим виртуальную модель некоторого долбежного станка (рисунок 5.4). Конструкция станка специально выбрана отличной от любого известного станка и имеет ряд упрощений с целью уменьшения времени счета. Модель содержит станину (1), к которой жестко

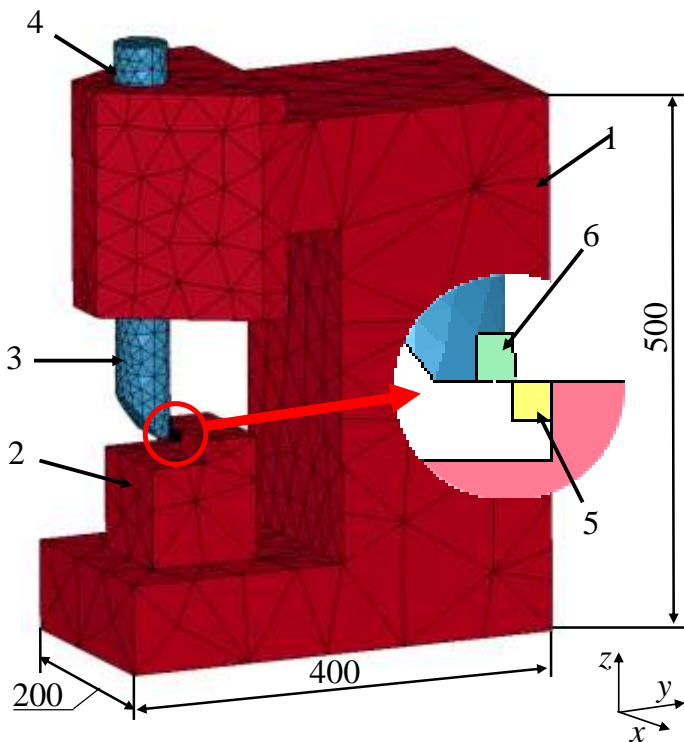


Рисунок 5.4 - Расчетная схема долбежного станка

прикреплено приспособление для закрепления заготовки (2), ползун (3), способный перемещаться в цилиндрической направляющей (4). Заготовка (5), жестко закрепленная в приспособлении (2), обрабатывается абсолютно жестким лезвием (6), закрепленным на торце ползуна (3). Информация о КЭ сетке деталей системы, моделях их материалов и свойствах КЭ элементов представлена в табл. 3.5.

Цилиндрическая направляющая моделировалась посредством реализации контактного взаимодействия между

станиной (1) и ползуном (2) по цилиндрической поверхности с зазором δ . Коэффициент трения принимался равным $\mu=0.1$.

Модель процесса резания реализовывалась внедрением абсолютно жесткого лезвия (6) в обрабатываемый материал, реализованный упругопластической средой с критерием пластичности Мизеса и кривой течения в форме Джонсона-Кука:

$$\sigma_s = \left(A + B \varepsilon_p^n \right) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \right) (1 - T^{*m}). \quad (5.1)$$

Разрушение моделировалось удалением элементов при выполнении критерия разрушения. Контактное взаимодействие между лезвием и заготовкой моделировалось моделью трения Кулона с ограничением по максимальным касательным напряжениям

$$\tau = \min \left(\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}; \mu \sigma_n \right), \quad (5.2)$$

где μ принимался по рекомендациям [36] равным 0.3.

Граничные условия задавались в виде жесткого закрепления основания станины (1) в глобальной системе координат. Положение ползуна ограничивалось лишь контактной границей в цилиндрической направляющей (4). Лезвие (6) жестко прикреплялось к ползуну. Заготовка (5) жестко прикреплялась к приспособлению (2). Нагрузки задавались в виде равномерного перемещения со скоростью резания ползуна (3) вдоль его оси относительно станины (4). Начальные условия были представлены нулевыми значениями всех внутренних переменных.

Таблица 5.1 - Сведения об объектах системы

Название объекта	Тип конечного элемента	Количество конечных элементов	Модель материала и ее параметры	Критерий разрушения
Станина (1) и приспособление (2)	3D тетраэдрический 4-узловой	3042	Абсолютно упругий, $E=210$ ГПа, $\mu=0.3$	Разрушение невозможно
Ползун (3)		2497		
Заготовка (5)	Прямоугольный параллелепипед, 8-узловой	24375	Упругопластический Джонсона-Кука. Сталь 45 [43]. $E=210$ ГПа, $\mu=0.3$, $A=553$ МПа, $B=601$ МПа, $C=0,0134$, $n=0.234$, $m=1$	$\epsilon_p \geq \epsilon_{pmax}$
Лезвие (6)	Прямоугольный параллелепипед, 8-узловой	6921	Абсолютно жесткий, недеформируемый, Твердый сплав. $E=560$ ГПа, $\mu=0.3$	Разрушение невозможно

В качестве демонстрации возможностей разработанной технологии моделирования рассмотрим результаты расчета стружкообразования в описанной системе при различных зазорах в направляющей ползуна (4). На рисунке 5.5 представлена рассчитанная деформация технологической системы в направлении оси Y при различных зазорах $\delta=1.0$ мм (кривая 1) и $\delta=0.1$ мм (кривая 2) в условиях резания с толщиной среза $a=0.5$ мм со скоростью резания $V=100$ м/мин. Для иллюстрации также показана форма стружки, которая имеет место при резании в каждом из описанных случаев. Время расчета при длине резания 10 мм составило 26 часов на ЭВМ Pentium IV-3.0Гц. Потребный объем оперативной памяти для решения задачи – 2,5 Гб.

Анализ рисунка 5.5 показывает, что разработанная модель позволяет одновременно моделировать деформацию технологической системы под действием сил резания и стружкообразование, совмещая действие одного процесса на другой. Действительно, можно заметить, что в системе с большим зазором постоянно увеличивающееся отклонение ползуна приводило к уменьшению толщины среза, что в свою очередь уменьшало толщину стружки. Процесс развивался катастрофически, что привело к выходу лезвия из контакта с заготовкой. Под действием сил инерции ползун продолжал отклоняться от положения равновесия еще некоторое время. Достигнув максимального отклонения ползун поменял направление движения и упругие силы в контакте заставили его двигаться в обратном направлении (конец кривой 1). В системе с малым зазором δ наблюдались такие же явления (кривая 2). Однако максимальная величина отклонения ползуна значительно меньше, что позволило наблюдать колебательные движения ползуна относительно положения равновесия без прерывания в процессе образования стружки. В этом случае максимальное отклонение ползуна составило 0.15 мм, что свидетельствует о том, что его отклонение обусловлено как выбором зазора в цилиндрической направляющей, так и его упругими деформациями. Характерная частота колебаний ползуна в направлении оси Y , измеренная по рисунку 2, составила около 1000 Гц.

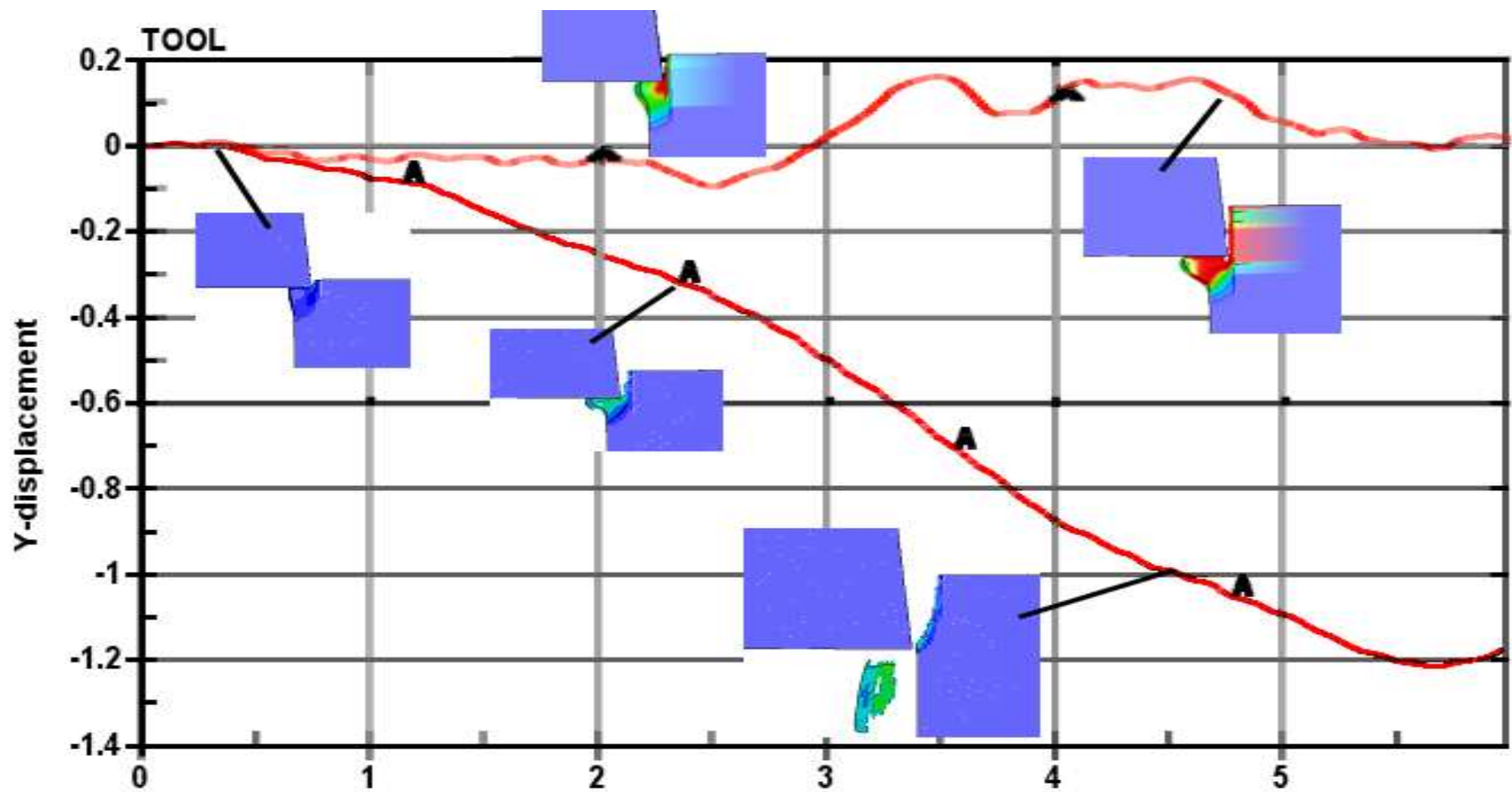


Рисунок 5.5 - Изменение деформации Δ технологической системы при резании с различными зазорами в направляющей ползуна: кривая 1 - $\delta=1.0$ мм, кривая 2 - $\delta=0.1$ мм.

5.2 О возможности оценки работоспособности инструментов методом имитационного моделирования

Рост производства в машиностроении является основой для развития инструментальной отрасли. В настоящее время десятки фирм производят и предлагают потребителю режущие инструменты различных конструкций, форм и размеров для самых разных областей применения. Однако, несмотря на высокую конкуренцию в отрасли, стоимость режущего инструмента остается весьма значительной, особенно если речь идет об импорте. В такой ситуации потребители – машиностроительные предприятия, желающие использовать в производстве современный режущий инструмент, должны выбирать конкретные позиции из многих предложений фирм-производителей.

Лучшим критерием выбора наиболее эффективного для конкретных условий режущего инструмента, являются сведения о его ресурсе, силе резания, и другие данные, полученные в результате производственных испытаний. Однако, высокая стоимость и длительный (1-3 месяца) срок поставки в условиях украинского рынка, а также значительные временные и материальные затраты на проведение производственных испытаний, не позволяют оперативно получить необходимые данные и выполнить корректное сравнение, на основе которого должно быть принято верное решение.

Одним из перспективных направлений решения этой проблемы является применение технологии имитационного моделирования рабочих процессов резания. Значительные успехи в этой области, достигнутые наукой о резании материалов в последние годы, позволяют реализовать метод виртуальной проверки работоспособности инструментов, который подразумевает имитационное моделирование рабочего процесса без проведения каких-либо натуральных экспериментов непосредственно по резанию. В результате выполненных расчетов может быть получена информация о силе и температуре резания, форме стружки и других показателях про-

цесса, необходимых для оценки эффективности инструмента в конкретных условиях.

Для иллюстрации этого подхода рассмотрим пример исследования канавочных (отрезных) и резьбонарезных резцов с механическим креплением сменных непереключаемых пластин различных производителей при обработке конструкционной стали. С точки зрения работоспособности и эффективности таких инструментов, форма и размеры стружки играют первостепенную роль, поскольку эффективность удаления стружки из зоны резания определяют надежность работы режущего инструмента в целом, а также его ресурс и качество обработанных поверхностей.

Для процессов отрезания и точения радиальных канавок, особенно с глубиной $10b$ и более (b - ширина среза) наиболее нежелательным является пакетирование стружки в формирующейся канавке, приводящее к существенному и, как правило, труднопрогнозируемому увеличению силы резания и, следовательно, к непредсказуемой поломке режущей кромки канавочной пластины или даже всего резца в целом.

Точение резьбы является процессом несвободного резания, поскольку в работе участвуют две (для резьбы с треугольным профилем) и более (для трапецеидальной резьбы - три) режущие кромки. «Столкновение» встречных потоков стружки, перемещающихся одновременно со стороны каждой кромки, приводит к дополнительной деформации стружки и увеличению сил резания, что способствует повышению температуры резания, снижению ресурса режущего инструмента или случайной поломке пластины. Такой эффект часто имеет место при обработке нежестких деталей.

Управление формой и размерами стружки может быть реализовано путем изменения коэффициента трения выбором инструментального материала и покрытия, введением в зону резания дополнительных источников энергии, например, вибраций, подбором режима резания и другими способами. Одним из наиболее эффективных способов является создание на передней поверхности режущего инструмента специальных элементов (выступов или впадин определенной формы), способствующих приданию стружке необходимой формы для ее эффективного отвода из зоны резания и дробления. Практически все современные режущие пластины снабжены такими элементами, однако, эффективность их работы в каждом конкретном

случае различная и зависит от условий обработки, свойств обрабатываемого материала и др. Именно этим во многом и определяется эффективность всего инструмента в конкретных производственных условиях.

Проводилось исследование процесса стружкообразования при точении стали 45 (HB180). Рассматривались два случая обработки канавки шириной 4 мм и глубиной 0.16мм (врезание) и 40 мм резцами с пластинами: ГОСТ 17163-90 13532, ISCAR TAG N4J, WIDIA M4 1235 67 440, круглая R4 1235 67 605, Sandvik N 151.2-400-40-45, Kennametal A4CO405L06CF02, TaeguTec TDJ4. Режим резания для всех инструментов был выбран одинаковым: $S=0,16\text{мм/об}$, $V=300\text{ м/мин}$ (входит в область рекомендуемых для всех рассмотренных канавочных пластин).

Точение резьбы изучалось на завершающей стадии обработки резьбы M100x4 резцами с пластинами: ГОСТ 22398-82 11150, MITSUBISI MMT22ERN60, TaeguTec 22ERN60, Kennametal LT22ERNISOCB, Sandvik R166.0G-22VMO1-400, R166.0G-22VMO1C400, LMT B22ER4.0ISO. Режим резания для всех инструментов был выбран одинаковым: $t_1=0,05\text{ мм}$, $V=300\text{ м/мин}$, также входящим в область рекомендуемых для всех рассмотренных образцов. Угол подкладной пластины резьбовых резцов выбирался по рекомендациям соответствующих каталогов.



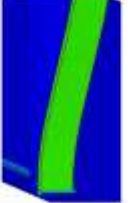

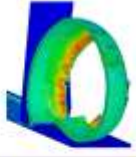
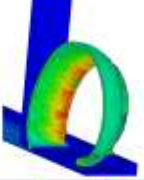

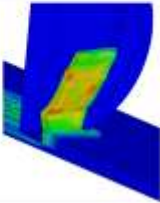
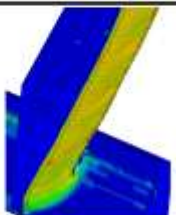


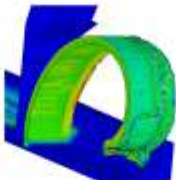




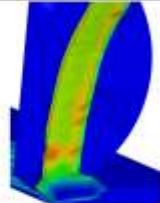
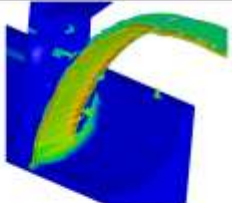



Геометрия режущих пластин восстанавливалась по данным каталогов. Для того, чтобы выделить эффект, получаемый только от стружколомающих элементов на режущих пластинах, были приняты следующие условия: материал всех пластин VK8, средний коэффициент трения на контактной границе «стружка-лезвие» равен 0,28. Пластины считались абсолютно жесткими.

Имитационное моделирование выполнялось методом конечных элементов в среде LS-DYNA. Геометрическая модель была ограничена теми частями режущей пластины и державки, которые потенциально могут контактировать со стружкой и заготовкой в процессе резания. Ориентация контактных поверхностей пластины выполнена с учетом углов ее установки в державку. Путь резания (длина заготовки в модели) составляла 40 мм. Диаметр заготовки считался значительно больше ширины паза. Общее количество конечных элементов в каждой модели составляло от 50000 до 98000 элементов, в зависимости от геометрической сложности пластины. Решение выполнялось явным

методом с допущением об абсолютной жесткости технологической системы и адиабатичности процесса деформирования. Разрушение моделировалось удалением конечных элементов, в которых достигалось предельное значение накопленной поврежденности по В.Л. Колмогорову. Определяющее уравнение и уравнение пластичности для стали 45 были использованы из работ S. Jaspers и В.Л.Колмогорова {соответственно.

Общее машинное время вычислений всех вариантов составило около 960 часов, в среднем для одного варианта – 60 часов на ЭВМ с процессором Intel Xeon 5405 2,00 ГГц при использовании 2 ядер на 1 задачу. Суммарное календарное время проведения всех вычислений в рамках данного исследования составило около 240 часов или 10 суток непрерывной работы ЭВМ.

Таблица 5.2 - Форма стружки при точении канавок различными пластинами

Пластина	Геометрическая модель пластины	Форма стружки при врезании *	Форма стружки при точении канавок глубиной 40 мм *
1. ГОСТ 17163-90 Код 13532			
2. ISCAR Код TAG N4J			
3. Sandvik Код N 151.2-400-40-45			
4. Kennametal Код A4CO405L06CF02			
5. WIDIA Код M4 1235 67 440			
6. WIDIA Код R4 1235 67 605			
7. TaeguTec Код TDJ4			

Примечание: *Показана половина стружки, отделенная плоскостью симметрии (на рисунках слева), незначащие элементы заготовки условно не изображены

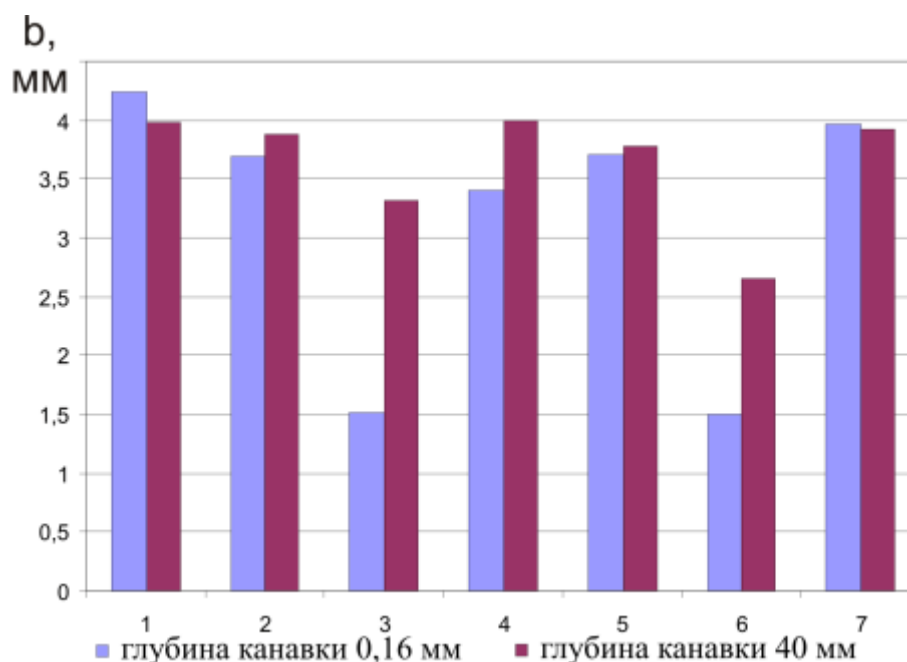


Рисунок 5.6 - Ширина стружки при точении различными канавочными пластинами

Сначала рассмотрим результаты исследований процесса точения канавок (отрезания) (табл. 5.3). Расчеты показали, что каждый тип пластин формирует собственную форму стружки. Наличие впадин и выступов на передней поверхности пластин способствует ее завиванию, что видно при сравнении разных видов стружек: пластины №2,4,5,7 характеризуются образованием стружки с относительно меньшим радиусом кривизны, чем при резании пластинами №1,3,6 (достаточно сравнить стружку для пластины №1 со стружками других пластин). Меньший радиус кривизны способствует более плотной упаковке стружки, с этой точки зрения пластины №2,4,5,7 имеют преимущество. Вместе с тем, пластины №1 и №3, являются наименее предпочтительными исходя из условий безопасности труда.

Надежность удаления стружки при точении канавки (отрезании) существенным образом зависит и от ее ширины. С этой точки зрения пластина №1 не может использоваться для точения глубоких канавок, поскольку ширина стружки при этом примерно на 0,1-0,2 мм больше ширины канавки (рис. 5.6) и при точении глубокой канавки стружка дополнительно деформируется по ширине стенками канавки (табл. 5.3). Это способствует повышенному тепловыделению и увеличению силы резания, также увеличивается вероятность пакетирования стружки. Все прочие типы пластин обеспечивают формирование стружки по-крайней мере на 0,01 мм уже, чем ширина

обрабатываемой канавки. Пластины № 2 и №4 не дают существенного сужения стружки. Пластины № 5 и №7 обеспечивают сужение стружки на 0,11-0,23 мм по сравнению с шириной формируемого паза. Круглые пластины № 3 и №6 характеризуются наименьшей шириной стружки с толщиной более 0,04 мм (толщина конечного элемента в основной части стружки). Вместе с этим, полученные расчетные данные не позволили установить фактические границы стружки из-за того, что ее толщина для круглых пластин неограниченно уменьшается при приближении к стенкам паза и становится меньше толщины принятого конечного элемента. Таким образом, с точки зрения ширины образующейся стружки (меньше ширины паза) пластины №3, №5, №6, №7 являются более предпочтительными.

Для комплексного сравнения канавочных пластин по максимальной эффективности стружкообразования предложена ~~комплексная~~ система из пяти критериев (табл. 5.3), которая отражает необходимые требования к условиям реализации процесса резания.- По критериям *a-g* оценка производилась по 3-х бальной шкале, по критерию *d* – по 2-х бальной. Баллы для критерия *a* назначались, исходя из формы стружки: плоская - 0 баллов, так как она не способствует сужению стружки и плотной упаковке; вогнутая - 1 балл, так как способствует сужению стружки и лишь в некоторой степени упаковке; выпуклая—2 балла, так как способствует и сужению стружки и ее упаковке. Баллы по критерию *b* назначались исходя из величины радиуса кривизны стружки: чем он меньше, тем лучше для упаковки стружки (без пакетирования) и ниже вероятность ее поломки и, следовательно, больше балл. Баллы по критерию *e* назначались, исходя из ширины стружки: чем она меньше, тем ниже вероятность пакетирования и, следовательно, больше балл. Баллы по критерию *g* назначались соответственно величине силы резания: чем она меньше, тем легче, при прочих равных условиях, происходит процесс формирования стружки. Наконец, при рассмотрении критерия *d* учитывалось то, что постоянна ширина среза по длине режущей кромки обеспечивает более благоприятные условия стружкообразования и, следовательно, начисляется большее значение баллов.

Таблица 5.3 - Сравнение канавочных пластин с точки зрения эффективности стружкообразования


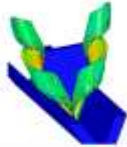





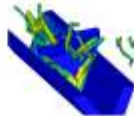
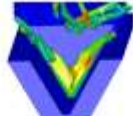

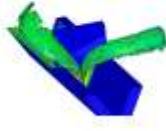

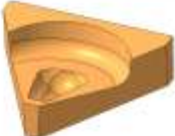
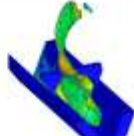
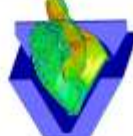

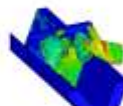
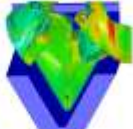

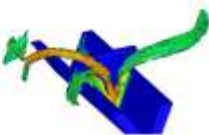

Характеристика	Пластина						
	№1	№2	№3	№4	№5	№6	№7
Обозначение	13532	TAG N4J	N 151.2- 400-40- 45	A4CO4 05L06C F02	M4 1235 67 440	R4 1235 67 605	TDJ4
Производитель	ГОСТ 17163- 90	ISCAR	SAND VIK	Kenna m-etel	WIDIA	WIDIA	TaeguT ec
а) Форма стружки в поперечном сечении	Плоская/ 0	Выпуклая/ 2	Плоская/ 1	Вогнутая/ 1	Выпуклая/ 2	Плоская/ 0	Вогнутая/ 1
б) Радиус кривизны стружки, мм	37/ 0	4,7/ 2	49/ 0	5,24/ 2	4,5/ 2	10,9/ 1	4,18/ 2
в) Ширина стружки, мм	4,0/ 0	3,99/ 0	2,5/ 2	3,95/ 0	3,77/ 1	3,2/ 2	3,89/ 1
г) Тангенциальная сила резания, Н	2206/ 1	2770/ 0	2532/ 0	2116/ 2	2427/ 1	2747/ 0	1969/ 2
д) Постоянство толщины среза вдоль режущей кромки	да/ 1	да/ 1	нет/ 0	да/ 1	да/ 1	нет/ 0	да/ 1
Суммарное количество баллов	2	5	3	6	7	3	7

Примечание. После знака «/» указана балльная оценка пластины по соответствующему критерию

Анализ табл. 5.3 показывает, что для рассмотренных условий наиболее эффективными являются пластины №5 и №7, набравшие 7 баллов из 9 возможных. На втором месте - пластина №4 главным образом из-за того, что она недостаточно способствует сужению стружки. Пластина №2 оказалась на третьем месте из-за того, что при относительно широкой стружке реализует большую силу резания. Круглые пластины №3 и №6 набрали всего 3 балла и заняли на-четвертое место за счет того, что их использование характеризуется, как наибольшей силой резания, так и неблагоприятными условиями работы режущей кромки из-за переменной толщины среза. На последнем месте оказалась пластина №1. Таким образом, на основании прове-

денных исследований для рассмотренных условий могут быть рекомендованы пластины №5 (WIDIA M4 1235 67 440) и №7 (TaeguTec TDJ4) как такие, что обеспечивают точение глубоких канавок с наиболее эффективным стружкообразованием.

Таблица 5.4 - Форма стружки при точении резьбы M100x4 различными пластинами

Пластина	Геометрическая модель режущей части пластины	Форма стружки при нарезании резьбы	Образование стружки при нарезании резьбы
1. ГОСТ 22398-82 Код 11150			
2. MITSUBISHI Код MMT 22ERN60			
3. TaeguTec Код 22ERN60			
4. Kennametal Код LT22ERNISOCB			
5. Sandvik Код R 166.0G-22VM01C400			
6. Sandvik Код R 166.0G-22VM01-400			
7. LMT Код B22ER4.0ISO			

Далее рассмотрим стружкообразование при точении резьбы. Проведенные расчеты позволили определить форму и размеры стружек, формируемых при использовании исследуемых резьбовых пластин (табл. 5.4). Анализ показывает, что наличие выступов и впадин на передней поверхности лезвий способствует разделению потоков стружки от работающих режущих кромок, стружкозавиванию и/или ломанию стружки. Пластины № 1 и № 2 формируют сильно завитую стружку, образующуюся в результате столкновения двух потоков, однако они обеспечивают практически минимальную силу резания. Пластина №3 имеет выступ вдоль всего контура режущей кромки, что обеспечивает эффективное стружколомание и формирование частиц стружек относительно небольшого размера, но при этом сила резания также близка к минимальной. Пластины №4 и №5 имеют такие выступы на передней поверхности, которые разделяют стружки, образующиеся на режущих кромках на потоки, направленные в разные стороны, за счет этого несколько увеличивается сила резания. Пластины №6 и №7 разделяют стружку на 3 потока: от двух боковых режущих кромок и от кромки, их сопрягающей. Однако сила резания при обработке этими пластинами более, чем в 2 раза превышает, силу резания для пластин №1 и №3.

Для комплексного сравнения резьбовых пластин с точки зрения эффективности стружкообразования предложена система из четырех критериев (табл. 5.5). Оценка для всех критериев (*a-g*) производилась по 3-х бальной шкале. Баллы по критерию *a* предложено назначать, исходя из формы стружки: плоская – 0 баллов, так как она не способствует плотной упаковке стружки; вогнутая –1 балл, так как способствует упаковке стружки лишь в некоторой степени; выпуклая – 2 балла, так как способствует упаковке стружки в большой степени. Баллы по критерию *b* назначались исходя из степени деформации стружки: чем больше деформирована стружка и меньше ее элементы, тем больше балл. Баллы по критерию *в* присваивались, исходя из степени разделения потоков: чем сильнее разделены потоки, тем легче происходит стружкообразование и, следовательно, больше балл. Баллы по критерию *г* зависели от величины силы резания: чем меньше сила резания, тем, при прочих равных условиях, легче происходит процесс формирования стружки и, следовательно, больше балл.

Таблица 5.5 - Сравнение резбовых пластин с точки зрения эффективности стружкообразования

Характеристика	Пластина						
	№1	№2	№3	№4	№5	№6	№7
Обозначение	11150	MMT2 2ERN6 0	22ERN 60	LT22E RNISO CB	R166.0 G- 22VM O1C40 0	R166.0 G- 22VM O1-400	B22ER 4.0ISO
Производитель	ГОСТ 22398- 82	MITSU BISHI	TaeguT ес	Kenna metal	SAND VIK	SAND VIK	LMT
а) Форма стружки в поперечном сечении	плоская/ 0	плоская/ 0	плоская/ 0	выпуклая/ 2	выпуклая/ 2	выпуклая/2	выпуклая/ 2
б) Форма в продольном сечении	спираль/ 1	спираль/ 1	короткие элементы/ 2	лента/ 0	лента/ 0	лента/ 0	лента/ 0
в) Разделение потоков стружки от режущих кромок	Нет/ 0	Нет/ 0	На 3/ 2	На 2/ 1	На 2/ 1	На 3/ 2	На 3/ 2
г) Тангенциальная сила резания, Н	490/ 2	700/ 1	500/ 2	650/ 1	580/ 2	1210/ 0	1050/ 0
Суммарное количество баллов	3	2	6	4	5	4	4

Примечание. После знака «/» указана балльная оценка пластины по соответствующему критерию

Анализ полученных результатов (табл. 5.5) показывает, что первое и второе места по суммарному количеству баллов заняли пластины №3 и №5 за счет возможности формирования соответственно стружки из мелких элементов и стружки, способной к относительно неплохой упаковке, их дополнительным преимуществом является малая сила резания. Следует отметить, что в данном рейтинге пластина №2 оказалась на последнем месте, оказавшись даже хуже пластины №1, из-за формирования спиральной стружки при достаточно большой силе резания. Остальные пластины обеспечивают примерно одинаковое качество стружкообразования. В результате, для рассмотренных условий

нарезания резьбы могут быть рекомендованы пластины №3 (TaeguTec 22ERN60) и №5 (SANDVIK R166.0G-22VMO1C400).

5.3 Выводы

1. На примере моделирования процесса строгания на некотором виртуальном станке доказана возможность одновременного моделирования рабочего процесса и технологической системы в одной программной среде, что позволяет уменьшить время счета и повысить точность получаемого результата.

2. Разработана и опробована методология 3D моделирования резания серийно выпускаемыми пластинами с целью оценки их работоспособности и выбора наилучшей пластины для заданных условий обработки. Исследования выполнены для канавочных и резьбовых пластин 5 фирм производителей. Разработана система критериев оценки качества пластин. Разработанная методика позволяет путем имитационного моделирования отобрать из существующих на рынке предложений наилучшие варианты режущего инструмента для конкретных условий без проведения натурных экспериментов, что существенно снижает затраты на подготовку и освоение производства. Эффективность описанного подхода дает основание для его широкого внедрения в промышленность.

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ

1. Впервые сформулированы подходы и разработана методология оценки достоверности имитационных моделей процесса резания, которая состоит в оценке корректности решения задачи, оценке её качественной и количественной адекватности. Показано, что независимо от решаемой задачи оценка корректности и качественной адекватности является обязательным. Впервые установлено, что влияние погрешности определения исходных данных сравнено с влиянием погрешности экспериментального измерения показателей процесса резания. Показано, что среди всех исходных данных наибольшее влияние на погрешность прогнозирования показателей процесса резания дают погрешности определения радиуса округления режущей кромки, переднего угла, формы задней поверхности, границы текучести обрабатываемого материала и коэффициента его теплоёмкости.

2. Настроен вычислительный кластер и разработана методология проведения вычислений по моделям в нём, что обеспечивает возможность реализации более сложных моделей процесса резания, чем существующих до сейчас, за то же время вычисления. Совокупность этих вычислительных возможностей с методикой построения оптимальной конечно-элементной сетки даёт возможность создания моделей рабочих процессов в замкнутой технологической системе.

3. Разработана модель процесса врезания округленным лезвием, в том числе с покрытием и сформулированы условия получения достоверных данных относительно напряжений в лезвии и на его поверхности. Проведены исследования влияния различных факторов на распределение контактных напряжений, и предварительно сформулированы рекомендации относительно определения оптимального радиуса округления режущих лезвий фрез при обработке нержавеющей сталей.

ПЕРЕЧЕНЬ ССЫЛОК

1. 1.Heisel U. , Krivoruchko D. V., Zaloha V. A., Storchak M. Cause Analysis of Errors in FE Prediction Orthogonal Cutting Performances//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Calabria, 2007. -С. 141- 148.
2. Криворучко Д. В., Залога В. А., Некрасов С. С. К вопросу о перспективах моделирования методом конечных элементов процесса разрушения обрабатываемого материала (трещинообразования) при резании//Сучасні технології у машинобудуванні: збірник наукових праць. -Х.: НТУ "ХПИ", 2007. -Т. 4. -С. 237- 245.
3. Залога В. А., Криворучко Д. В., Емельяненко С. С. Повышение производительности обработки конструкционных сталей концевыми фрезами на основе прогнозирования устойчивости процесса к автоколебаниям//Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. -2007. -№ 71. -С. 82- 93.
4. Залога В. А., Криворучко Д. В., Емельяненко С. С., Голдун Д. Г. К вопросу определения передаточной функции процесса резания при фрезеровании//Вестник СумГУ. -2007. -№ 1. -С. 80- 91.
5. Криворучко Д. В., Залога В. А., Некрасов С. С. СКІНЧЕННОЕЛЕМЕНТНА МОДЕЛЬ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ. ПІДТВЕРДЖЕННЯ ЇЇ АДЕКВАТНОСТІ ЕКСПЕРИМЕНТУ//Процеси механічної обробки в машинобудуванні: збірник наукових праць. -Житомир: Житомирский технический университет, 2007. -Т. 1. -С. 60- 71.
6. Криворучко Д. В., Залога В. А., Мазур Н. П. Анализ современных методов численного моделирования тепловых явлений при резании материалов//Сучасні технології у машинобудуванні: збірник наукових праць. -Х.: НТУ «ХПИ», 2007. -Т. 3. -С. 158- 167.
7. Krivoruchko D. V., Zaloha V. A., Emelyanenko S. S. Needs for effective high-speed milling application//Высокие технологии в машиностроении. -2007. -С. 184- 187.
8. Биленко Э. Г., Кононов А. Г., Таран И. И., Ших С. К. Влияние ионно-лучевого азотирования на свойства инструментальной стали У8А//XXX. -Мн, 2005. -С. 0- 0.

9. Круглов А. И., Зубарев Ю. М., Семейкин Д. В. Способы ИВМ для реализации выбранной структуры покрытия и их состав//XXX. -2005. -С. 111- 115.
- 10.Белый А. В., Кукаренко В. А., Таран И. И., Ших С. К. Исследование физико-механических свойств поверхностных слоев аустенитной стали 12Х18Н10Т, модифицированных низкоэнергетическим ионно-лучевым азотированием при высоких плотностях ионного тока//XXX. -X., 2006. -С. 0- 0.
- 11.Залого В. А., Криворучко Д. В., Хвостик С. Н. ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СВОБОДНОГО РЕЗАНИЯ//Вестник СумГУ. -2005. -№ 11. -С. 113- 122.
- 12.Остафьев В. А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. -М.: Машиностроение, 1979. -168 с.
- 13.125051 - Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. -К.: Наукова думка, 1976. -415 с.
- 14.125052 - Писаренко Г. С., Можаровский Н. С., Антипов А. Д. Сопротивление жаропрочных материалов нестационарным силовым и температурным воздействиям. -К.: Наукова думка, 1974. -200 с.
- 15.125053 - Вопросы прочности металлокерамических твердых сплавов/Под ред. Г. С. Писаренко. -К.: АН УССР, 1957. -185 с.
- 16.Криворучко Д. В. Повышение эффективности процессов чистовой обработки на основе аналитического моделирования силового взаимодействия лезвия с заготовкой: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -К., 2003. -205 с.
- 17.125070 - Емельяненко С. С. Повышение эффективности процесса концевой фрезерования путем обеспечения динамической устойчивости технологической системы: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -X., 2008. -140 с.
- 18.Развитие науки о резании металлов/Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин и др. -М.: Машиностроение, 1967. -415 с.
- 19.125067 - Реченко Д. С., Сергеев В. А. Повышение качества лезвия режущего инструмента высокоскоростным шлифованием//Омский научный вестник. -Омск: ОГТУ, 2007. -Вып. 56. -№ 2. -С. 109- 112.

20. Rodriguez C. J. Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing. -Kassel: Kassel university press GmbH, 2009. - 205 с.
21. Бондарь А. Г., Статюха Г. А. Планирование эксперимента в химической технологии. -К.: Высшая школа, 1976. -184 с.
22. Ivester R. W., Kennedy M. , Davies M. A. Assessment of Machining Models: Progress Report//www.mel.nist.gov/div822/amm. -Gaithersburg: National Institute of Standard and Metrology, 2000. -С. 0- 0.
23. Бобров Б. Ф. Основы теории резания металлов. -М.: Машиностроение, 1975. -344 с.
24. Клушин М. И. Основы процесса резания металлов. -М.: Машгиз, 1949. -454 с.
25. Красильников В. А. Исследование контактных напряжений на передней поверхности резца при высоких скоростях резания: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. - Томск, 1973. -175 с.
26. Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. - М.: Машиностроение, 1969. -150 с.
27. Полетика М. Ф., Батулин В. Н. К вопросу об измерении длины контакта стружки с инструментом//Прогрессивные технологические процессы в машиностроении. - Томск: Томский политехнический университет, 1997. -С. 28- 33.
28. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов. -М.: Машиностроение, 1979. -152 с.
29. Сверхтвердые материалы. Получение и применение.: В 6- и т./Под ред. С. А. Клименко. -К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля, 2006. -Т.5: Обработка материалов лезвийным инструментом. -316 с.
30. Розенберг Ю. А., Тахман С. И. Развитие теоретических методов расчета сил резания//Прогрессивные технологические процессы в машиностроении. -Томск, 1997. -С. 50- 55.
31. Lee E. N. Plastic-Flow Problem Arising in Theory of Discontinuous Machining//Trans. ASME. -1954. -Т. 76. -С. 0- 0.

32. Резников А. Н., Резников Л. А. Тепловые процессы в технологических системах. -М.: Машиностроение, 1990. -288 с.
33. Hallquist J. O. LS-DYNA Theoretical manual. -Livermore: LSTC, 1998. -498 с.
34. Leopold J. A finite element study of the effect of friction on chip- and burr-formation in orthogonal metal cutting//Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on modeling of Machining operations May 4-5, 2004. -2004. -С. 0- 0.
35. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания. -М.: Машиностроение, 1976. -278 с.
36. Sartkulvanich P. , Altan T. , Göçmen A. EFFECTS OF FLOW STRESS AND FRICTION MODELS IN FINITE ELEMENT SIMULATION OF ORTHOGONAL CUTTING—A SENSITIVITY ANALYSIS//Machining Science and Technology. -2005. -№ 9. -С. 1- 26.
37. Adibi-Sedeh A. H., Vaziri M. , Pednekar V. и др. Investigation of the Effect of Using Different Material Models on Finite Element Simulations of Machining//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2005. -С. 215- 224.
38. Xie L. Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method. -Karlsruhe: Universität Karlsruhe, 2004. -143 с.
39. Муйземнек А. Ю. Описание поведения материалов в системах автоматизированного инженерного анализа. -Пенза: ИЦ ПГУ, 2005. -152 с.
40. LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL: Version 971. -Livermore: LSTC, 2007. -2206 с.
41. Аркулис Г. Э., Дорогобид В. Г. Теория пластичности. -М.: Metallurgizdat, 1987. -352 с.
42. Heisel U. , Storchak M. Simulation Tool for Modeling of Interaction Process by Orthogonal Cutting//Резание и инструмент. -2007. -Т. 43. -С. 335- 341.
43. Jaspers S. P., Dautzenberg J. H. Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone//Journal of Material Processing Technology. -2002. -Т. 122. -С. 322- 330.

Heisel U. , Krivoruchko D. V., Zaloha V. A., Storchak M. Cause Analysis of Errors in¹²⁸ FE Prediction Orthogonal Cutting Performances//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Calabria, 2007. -С. 141- 148.

2. Криворучко Д. В., Залога В. А., Некрасов С. С. К вопросу о перспективах моделирования методом конечных элементов процесса разрушения обрабатываемого материала (трещинообразования) при резании//Сучасні технології у машинобудуванні: збірник наукових праць. -Х.: НТУ "ХПИ", 2007. -Т. 4. -С. 237- 245.

3. Залога В. А., Криворучко Д. В., Емельяненко С. С. Повышение производительности обработки конструкционных сталей концевыми фрезами на основе прогнозирования устойчивости процесса к автоколебаниям//Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. -2007. -№ 71. -С. 82- 93.

4. Залога В. А., Криворучко Д. В., Емельяненко С. С., Голдун Д. Г. К вопросу определения передаточной функции процесса резания при фрезеровании//Вестник СумГУ. -2007. -№ 1. -С. 80- 91.

5. Криворучко Д. В., Залога В. А., Некрасов С. С. СКІНЧЕННЄ ЕЛЕМЕНТНА МОДЕЛЬ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ. ПІДТВЕРДЖЕННЯ ЇЇ АДЕКВАТНОСТІ ЕКСПЕРИМЕНТУ//Процеси механічної обробки в машинобудуванні: збірник наукових праць. -Житомир: Житомирский технический университет, 2007. -Т. 1. -С. 60- 71.

6. Криворучко Д. В., Залога В. А., Мазур Н. П. Анализ современных методов численного моделирования тепловых явлений при резании материалов//Сучасні технології у машинобудуванні: збірник наукових праць. -Х.: НТУ «ХПИ», 2007. -Т. 3. -С. 158- 167.

7. Krivoruchko D. V., Zaloha V. A., Emelyanenko S. S. Needs for effective high-speed milling application//Высокие технологии в машиностроении. -2007. -С. 184- 187.

8. Белый А. В., Кукаренко В. А., Таран И. И., Ших С. К. Исследование физико-механических свойств поверхностных слоев аустенитной стали 12Х18Н10Т, модифицированных низкоэнергетическим ионно-лучевым азотированием при высоких плотностях ионного тока//XXX. -Х., 2006. -С. 0- 0.

9. Залого В. А., Криворучко Д. В., Хвостик С. Н. ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ¹²⁹ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СВОБОДНОГО РЕЗАНИЯ//Вестник СумГУ. -2005. -№ 11. -С. 113- 122.
10. Остафьев В. А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. -М.: Машиностроение, 1979. -168 с.
11. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. -К.: Наукова думка, 1976. -415 с.
12. Писаренко Г. С., Можаровский Н. С., Антипов А. Д. Сопротивление жаропрочных материалов нестационарным силовым и температурным воздействиям. -К.: Наукова думка, 1974. -200 с.
13. Вопросы прочности металлокерамических твердых сплавов/Под ред. Г. С. Писаренко. -К.: АН УССР, 1957. -185 с.
14. Криворучко Д. В. Повышение эффективности процессов чистовой обработки на основе аналитического моделирования силового взаимодействия лезвия с заготовкой: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -К., 2003. -205 с.
15. Емельяненко С. С. Повышение эффективности процесса концевой фрезерования путем обеспечения динамической устойчивости технологической системы: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -Х., 2008. -140 с.
16. Развитие науки о резании металлов/Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин и др. -М.: Машиностроение, 1967. -415 с.
17. Реченко Д. С., Сергеев В. А. Повышение качества лезвия режущего инструмента высокоскоростным шлифованием//Омский научный вестник. -Омск: ОГТУ, 2007. - Вып. 56. -№ 2. -С. 109- 112.
18. Rodriguez C. J. Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing. -Kassel: Kassel university press GmbH, 2009. -205 с.
19. Бондарь А. Г., Статюха Г. А. Планирование эксперимента в химической технологии. -К.: Высшая школа, 1976. -184 с.
20. Ivester R. W., Kennedy M. , Davies M. A. Assessment of Machining Models: Progress Report//www.mel.nist.gov/div822/amm. -Gaithersburg: National Institute of Standard and Metrology, 2000. -С. 0- 0.

21. Бобров Б. Ф. Основы теории резания металлов. -М.: Машиностроение, 1975. -130
344 с.
22. Клушин М. И. Основы процесса резания металлов. -М.: Машгиз, 1949. -454 с.
23. Красильников В. А. Исследование контактных напряжений на передней поверхности резца при высоких скоростях резания: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -
Томск, 1973. -175 с.
24. Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. -
М.: Машиностроение, 1969. -150 с.
25. Полетика М. Ф., Батурин В. Н. К вопросу об измерении длины контакта стружки с инструментом//Прогрессивные технологические процессы в машиностроении. -
Томск: Томский политехнический университет, 1997. -С. 28- 33.
26. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов. -М.: Машиностроение,
1979. -152 с.
27. Сверхтвердые материалы. Получение и применение.: В 6- и т./Под ред. С. А.
Клименко. -К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля, 2006. -Т.5: Обработка материалов лезвийным
инструментом. -316 с.
28. Розенберг Ю. А., Тахман С. И. Развитие теоретических методов расчета сил ре-
зания//Прогрессивные технологические процессы в машиностроении. -Томск, 1997.
-С. 50- 55.
29. Lee E. N. Plastic-Flow Problem Arising in Theory of Discontinuous Machining//Trans.
ASME. -1954. -Т. 76. -С. 0- 0.
30. Резников А. Н., Резников Л. А. Тепловые процессы в технологических системах.
-М.: Машиностроение, 1990. -288 с.
31. Hallquist J. O. LS-DYNA Theoretical manual. -Livermore: LSTC, 1998. -498 с.
32. Leopold J. A finite element study of the effect of friction on chip- and burr-formation
in orthogonal metal cutting//Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on mod-
eling of Machining operations May 4-5, 2004. -2004. -С. 0- 0.
33. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания. -М.: Машиностроение, 1976. -
278 с.

- 34.Sartkulvanich P. , Altan T. , Göcmen A. EFFECTS OF FLOW STRESS AND¹³¹ FRICTION MODELS IN FINITE ELEMENT SIMULATION OF ORTHOGONAL CUTTING—A SENSITIVITY ANALYSIS//Machining Science and Technology. -2005. - № 9. -С. 1- 26.
- 35.Adibi-Sedeh A. H., Vaziri M. , Pednekar V. и др.и др. Investigation of the Effect of Using Different Material Models on Finite Element Simulations of Machining//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2005. -С. 215- 224.
- 36.Xie L. Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method. -Karlsruhe: Universität Karlsruhe, 2004. -143 с.
- 37.Муйземнек А. Ю. Описание поведения материалов в системах автоматизированного инженерного анализа. -Пенза: ИЦ ПГУ, 2005. -152 с.
38. LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL: Version 971. -Livermore: LSTC, 2007. -2206 с.
- 39.Аркулис Г. Э., Дорогобид В. Г. Теория пластичности. -М.: Metallurgizdat, 1987. -352 с.
- 40.Heisel U. , Storchak M. Simulation Tool for Modeling of Interaction Process by Orthogonal Cutting//Резание и инструмент. -2007. -Т. 43. -С. 335- 341.
- 41.Jaspers S. P., Dautzenberg J. H. Material behavior in conditions similar to metal cutting:flow stress in the primary shear zone//Journal of Material Processing Technology. -2002. -Т. 122. -С. 322- 330.