

УДК 621.9.025.7.012:001.891.54

КП

№ госрегистрации 0109U001382

Инв. №

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ, МОЛОДЕЖИ И СПОРТА 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
д.ф.-м.н., профессор

_____ Чёрноус А. Н.

ОТЧЕТ
О НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОЙ РАБОТЕ

**РАЗРАБОТКА НАУЧНЫХ ОСНОВ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ
КЕРАМИЧЕСКИХ И СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ПРЕРЫВИСТОГО РЕЗАНИЯ НА
ОСНОВЕ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ**

**РАЗРАБОТКА НАУЧНЫХ ОСНОВ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА РЕЖУЩИХ
ЛЕЗВИЙ ИЗ КЕРАМИЧЕСКИХ И СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ В
ПРОЦЕССАХ ПРЕРЫВИСТОГО РЕЗАНИЯ НА ОСНОВЕ ИМИТАЦИОННОГО
МОДЕЛИРОВАНИЯ РАБОЧИХ ПРОЦЕССОВ**
(заключительный)

Начальник НИЧ

к. ф.-м. н.,

Д. И. Курбатов

Руководитель НИР

д.т.н., профессор

В.А. Залога

Сумы 2011

Рукопись закончена 20 декабря 2011 года

Результаты этой работы рассмотрены
научным советом СумГУ, протокол от 2011.12.08 № 4

СПИСОК АВТОРОВ

Руководитель НИР, главный научный сотрудник доктор техн. наук	_____	Залога В.А. (введение, разделы 1-6, выводы)
Старший научный сотрудник, доктор техн. наук	_____	Криворучко Д.В. (реферат, введение, разделы 1-7, выводы, перечень ссылок)
Младший научный сотрудник	_____	Залога О. А. (разделы 1, 3, 4)
Младший научный сотрудник	_____	Удод Н.Н. (раздел 1)
Младший научный сотрудник	_____	Загорулько Н.А. (раздел 1)
Инженер 1 кат.	_____	Некрасов С. С. (разделы 1-7, выводы, перечень ссылок)
Инженер 1 кат.	_____	Миненко Д.А. (раздел 1)
Инженер 1 кат.	_____	Селивоненко С.Н. (раздел 1)
Инженер 1 кат.	_____	Дмитриева Н.В. (раздел 1)
Инженер 3 кат.	_____	Голобородько Л. В. (раздел 6, 7)
Инженер 3 кат.	_____	Маркин С. И. (раздел 1)
Лаборант	_____	Николаев Я. Ю. (раздел 1)

Лаборант	_____	Родин И. С. (раздел 1)
Лаборант	_____	Осадчий И. А. (раздел 6)
Лаборант	_____	Вакула Д. И. (раздел 3-7)
Лаборант	_____	Гончаренко И. Г. (раздел 1)
Лаборант	_____	Гончаренко О. Г. (раздел 1)
Лаборант	_____	Лебедь В. И. (раздел 1)
Лаборант	_____	Шевченко В. А. (раздел 1)
Лаборант	_____	Никонец И. А. (раздел 7)

РЕФЕРАТ

Звіт: 352 с., 139 рисунків, 30 таблиць, 175 джерело.

Об'єктом дослідження є процес переривчастого різання лезами з керамічних та надтвердих матеріалів.

Предмет дослідження – скінчено-елементна модель процесу різання лезами, зміцненими іонно-променевою імплантацією.

Мета даної науково-дослідної роботи – розроблення методики підвищення ресурсу різальних лез із керамічних і надтвердих матеріалів, які працюють в умовах переривчастого різання, за рахунок визначення їх оптимальної геометрії на основі імітаційного моделювання робочого процесу в замкненій технологічній системі верстат-пристосування-інструмент-заготовка.

Основні результати полягають у тому, що удосконалено методику моделювання процесів різання у податливій технологічній системі шляхом врахування контактної взаємодії на стиках. Виконані розрахунки та доведено працездатність моделі. Експериментально доведено, що спрогнозована деформація ТС за розробленою моделлю процесу стругання менша за реальну по причині як заниженої сили різання, так і неврахуванням зазорів у з'єднаннях.

Розширені уявлення про процеси контактної взаємодії при високих тисках за рахунок врахування можливої когезії. Досліджено вплив шорсткості поверхні індентора на момент спротиву обертанню індентора при вимірюванні адгезійної складової за допомогою трибometру.

Вперше експериментально доведено зменшення адгезійної активності твердого сплаву по відношенню до конструкційних та нержавіючих сталей після його обробки іоно-променевою імплантацією.

ІОНО-ПРОМЕНЕВА ІМПЛАНТАЦІЯ, КЕРАМІЧНИЙ РІЖУЧИЙ ІНСТРУМЕНТ, ВІРТУАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ, НАПРУЖЕНО ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН, СКІНЧЕНО-ЕЛЕМЕНТНА МОДЕЛЬ, ТРИБОЛОГІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ, ВИЗНАЧАЛЬНЕ РІВНЯННЯ, РІВНЯННЯ ПЛАСТИЧНОСТІ

СОДЕРЖАНИЕ

	С.
СПИСОК АВТОРОВ	2
ВВЕДЕНИЕ	11
1 ПОВЫШЕНИЕ РЕЖУЩИХ СВОЙСТВ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ МОДИФИКАЦИЕЙ ПОВЕРХНОСТИ МЕТОДОМ ИОННО-ЛУЧЕВОЙ ИМПЛАНТАЦИИ.....	16
1.1 Причины снижения стойкости инструментов в процессе прерывистого резания.....	16
1.2 Технологические особенности модификации поверхностных слоёв режущих инструментов ионной имплантацией	20
1.3 Изменение механических свойств поверхности после ионной имплантации	26
1.4 Изменение трибологических свойств поверхности.....	31
1.5 Ионная имплантация среди других способов модификации поверхности режущего инструмента	34
1.6 Выводы	36
2 ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ В АБСОЛЮТНО ЖЕСТКОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ	37
2.1 Классификация задач прогнозирующего моделирования	37
2.2 Основные математические соотношения	40
2.3 Описание общего алгоритма решения термомеханической задачи пластического деформирования при резании	44
2.4 Короткое описание программы OCFEM.....	47
2.4.1 Назначение	47
2.4.2 Описание геометрической модели системы «инструмент-заготовка».....	47
2.4.3 Внешние файлы и программы. Взаимодействие между модулями.....	49
2.4.4 Взаимодействие с LS-DYNA.....	51
2.4.5 Меню программы	52
2.4.6 Подготовка исходных данных	59
2.4.7 Выполнение расчета.....	61
2.5 Выводы	61

3 МЕТОДИКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ ВЛИЯНИЯ СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ЦЕЛЬНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ.....	63
3.1 Методика выбора физических критериев отказа цельных твердосплавных концевых фрез.....	64
3.2 Постановка задачи моделирования	69
3.3 Расчет контактных напряжений, напряжений в объеме лезвия и интенсивности изнашивания.....	71
3.4 Расчет напряжений в объеме рабочей части концевой фрезы	75
3.5 Расчет области виброустойчивости процесса концевой фрезерования округленным лезвием	78
3.6 Выводы	84
4 МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗАМКНУТОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ	86
4.1 Общая методика реализации моделей процесса резания в замкнутой технологической системе	86
4.2 Модель процесса резания в технологической системе станка 6P13Ф3.....	94
4.2.1 Основные элементы станка	94
4.2.2 Свойства материалов	101
4.2.3 Предельные и начальные условия, напряжения	103
4.2.4 Оптимизация 3-D моделей инструмента и размера конечного элемента сетки	106
4.2.5 Исследование динамической жесткости шариковой-винтовой передачи	114
4.2.5.1 Анализ конструкторско-технологических требований к шарико-винтовым передач	114
4.2.5.2 Аналитические расчеты жесткости шарико-винтовой передачи	116
4.2.5.3 Экспериментальные исследования жесткости шарико-винтовой передачи	119
4.3 Выводы	129
5 РЕАЛИЗАЦИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ ВЫЧИСЛЕНИЙ В ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОМ КЛАСТЕРЕ	130
5.1 Методика настройки кластера	130
5.2 Исследование влияния количества процессоров на производительность вычислений при решении 2D задач.....	137
5.3 Технология высокопроизводительных вычислений Как инструмент повышения производительности моделирования процессов резания численными методами	143

5.4 Выводы.....	155
6 РАЗРАБОТКА МЕТОДОЛОГИИ ИДЕНТИФИКАЦИИ ФИЗИКО- ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ.....	156
6.1 Постановка задачи.....	156
6.2 Критический анализ известных методов идентификации определяющих уравнений и уравнений пластичности	158
6.3 Общая методология.....	166
6.4 Инструментальные средства исследований	168
6.4.1 Оборудование для проведения механических испытаний.....	168
6.4.2 Оборудование для проведения опытов по резанию	170
6.5 Идентификация определяющего уравнения.....	173
6.5.1 Идентификация определяющего уравнения при нормальной температуре и квазистатической нагрузке	173
6.5.1.1 Методика проведения испытаний	173
6.5.1.2 Расчет пластических деформаций и действительных напряжений	173
6.5.1.3 Идентификация коэффициентов определяющего уравнения	177
6.5.1.4 Идентификация определяющего уравнения по стандартным механическим характеристикам	180
6.5.2 Методика идентификации определяющего уравнения литейных сталей из опытов по сжатию	184
6.5.3 Идентификация поправки на температуру деформации.....	195
6.5.3.1 Методика проведения испытаний	195
6.5.3.2 Расчет коэффициента влияния температуры	195
6.5.4 Идентификация поправки на скорость деформации	196
6.5.4.1 Теоретические предпосылки	196
6.5.4.2 План эксперимента по ортогональному резанию	200
6.5.4.3 Проведение эксперимента и расчет поправки на скорость деформации	200
6.6 Идентификация уравнения пластичности	201
6.6.1 Идентификация уравнения пластичности при нормальной температуре и квазистатических испытаниях.....	201
6.6.2 Расчет коэффициента влияния температуры.....	207
6.6.3 Расчет коэффициента влияния скорости деформации	208
6.7 Оценка погрешности идентификации определяющего уравнения путем модельного измерения твердости.....	209

6.7.1 Конечно-элементная модель процесса вжатия	210
6.7.2 Исследование влияния параметров определяющего уравнения на погрешность прогнозирования механических свойств	220
6.8 Определяющие уравнения и уравнения пластичности некоторых материалов	226
6.9 Выводы	232
7 ИССЛЕДОВАНИЕ АДГЕЗИОННЫХ СВОЙСТВ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ.....	234
7.1 Идентификация модели адгезионной составляющей сил трения при больших пластических деформациях.....	234
7.1.1 Постановка задачи.....	234
7.1.2 Критический анализ известных способов измерения характеристик трения.....	236
7.1.3 Идея способа измерения адгезионной составляющей силы трения скольжения при большом контактном давлении	239
7.1.4 Общий алгоритм идентификации адгезионной составляющей силы трения скольжения	245
7.1.5 Приборы, оборудование и методики измерений	245
7.1.5.1 Трибометр и методика измерения момента трения	245
7.1.5.2 Методика измерения профиля микрорельефа сферического индентора	251
7.1.5.3 Определение величины накопленной пластической деформации в поверхности трения	253
7.1.6 Методика обработки результатов.....	255
7.2 Исследование адгезионных свойств некоторых материалов.....	257
7.3 Выводы	261
8 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ.....	262
8.1 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на температуру резания, напряжения на контактных поверхностях и в объеме лезвия.....	263
8.1.1 План виртуального эксперимента	263
8.1.2 Моделирование процесса стружкообразования.....	265
8.1.3 Контактные напряжения и сила резания	266

8.1.4 Моделирование температуры резания	268
8.2 Исследование влияния радиуса округления на интенсивность изнашивания	269
8.3 Исследование влияния радиуса округления на прочность режущей кромки.....	270
8.3.1 Влияние r на статическую прочность лезвия фрезы.....	270
8.3.2 Влияние r на усталостную прочность лезвия фрезы.....	274
8.4 Экспериментальное исследование изменения радиуса округления режущей кромки в процессе резания	278
8.4.1 Методика экспериментальных исследований	278
8.4.2 Результаты исследований.....	281
8.5 Влияние радиуса округления режущей кромки на запас прочности в рабочей части.....	284
8.6 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на виброустойчивость фрезерования	286
8.7 Анализ влияния начального радиуса округления режущей кромки на стойкость концевых фрез	287
8.8 Разработка практических рекомендаций по выбору радиуса округления режущей кромки	291
8.8.1 Исследование влияния режима резания на оптимальную величину радиуса округления режущей кромки.....	291
8.8.2 Экспериментальное исследование влияния режимов фрезерования на начальный радиус округления режущей кромки, обеспечивающий наибольший ресурс инструмента	294
8.8.3 Практическое применение результатов работы.....	300
8.9 Выводы.....	305
9 ПРИМЕРЫ ПРИМЕНЕНИЯ РАЗРАБОТАННОЙ МЕТОДОЛОГИИ ПРОГНОЗИРУЮЩЕГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОЧИХ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ.....	308
9.1 Повышение эффективности точения путем выбора режима резания, обеспечивающего наибольший ресурс лезвия	308
9.2 Повышение эффективности рабочих процессов резания путем определения оптимальных параметров режущих инструментов.....	314

9.3	Повышение эффективности рабочих процессов резания путем определения устойчивых режимов обработки на этапе проектирования технологического процесса.....	317
9.4	Повышение эффективности рабочих процессов резания путем определения рационального режущего инструмента.....	318
9.4.1	Общая концепция	318
9.4.2	Пример определения рациональных токарных пластин для заданных условий обработки	319
9.4.2.1	Общая методика	319
9.4.2.2	Определение рациональной канавочной пластины	324
9.4.2.3	Определение пластины для нарезания резьбы	327
9.5	Выводы	331
	ОБЩИЕ ВЫВОДЫ	333
	ПЕРЕЧЕНЬ ССЫЛОК	336

ВВЕДЕНИЕ

В останні роки оптимізації виробів і виробничих процесів у промисловості приділяється велика увага. Тому значний розвиток одержали технології віртуального моделювання, які дозволяють у короткий термін і з найменшими витратами виконувати оптимізацію, використовуючи натурний експеримент як перевірений. Сукупність методів і засобів, які реалізують моделювання й оптимізацію виробничих процесів, називають віртуальним виробництвом. У цей час віртуальне виробництво становить важливу частину виробничого процесу, дозволяючи вже на стадії проектування технології одержати деталь із оптимальними розмірами, властивостями й собівартістю. На етап впровадження технологічного процесу залишаються всього лише дрібні уточнення. До теперішнього часу все частіше реалізуються моделювання лиття (віртуальне лиття), моделювання кування, штампування, прокату, пресування й інших процесів обробки тиском (віртуальні процеси обробки тиском), термічної обробки (віртуальна термічна обробка) і обробки різанням (віртуальна обробка різанням).

Обробка різанням є найбільш поширеним процесом обробки матеріалів у сучасному машинобудуванні. Незважаючи на тенденції до скорочення виробничих відходів, застосування альтернативних методів отримання деталей, не пов'язаних з видаленням стружки, за прогнозами процеси різання будуть займати основне місце у машинобудівному виробництві ще кілька десятиліть. Часто немає жодної альтернативи отримання поверхні заданої форми, точності та якості, ніж шляхом видалення стружки.

Підвищення вартості енергоресурсів, яке спостерігається в останній час, висуває нову вимогу до реалізації механічної обробки – висока енергоефективність, тобто скорочення витрат енергії на одиницю продукції. Аналіз витрат енергії у процесі механічної обробки, проведений групою вчених із Хемніца (Німеччина), показав, що [1], споживання енергії при виготовленні продукції у машинобудівному виробництві, пов'язане з конструкцією деталі, ефективністю робочого процесу обробки різанням, якістю та надійністю технологічної оснастки, технологічними

можливостями, точністю, якістю та рівнем автоматизації верстата, рівнем автоматизації виробничих ліній, енергетичних втрат у об'ємі виробничого підприємства у цілому.

Одним з основних факторів, які впливають на енергоефективність, є технологічна система, яка включає в себе верстат, оснастку, інструмент, заготовку. Технологічні можливості верстата прямо та опосередковано впливають на енергоефективність виробничого процесу. Прямий вплив виявляється через потужність приводів робочих органів верстата та часто менш важливий опосередкований. Опосередкований вплив, пов'язаний зі зростанням витрат енергії на допоміжні технологічні операції, у тому числі, якщо у даній технологічній системі неможливо надійно досягти заданої якості обробки з економічно виправданою продуктивністю. Наприклад, точіння загартованих сталей набагато енергоефективніше шліфування, однак через низьку жорсткість обладнання часто неможливо відмовитися від шліфування.

У зв'язку з цим особливу важливість набуває оптимізація конструкцій технологічних систем і металорізальних верстатів зокрема. Скорочення термінів проектних робіт у теперішній час можливо досягти шляхом застосування комп'ютерного моделювання.

Мета дослідження полягає у визначенні впливу динамічних параметрів технологічної системи на процес стружкоутворення та напружено-деформований стан різального інструменту при кінцевому фрезеруванні важкооброблюваних матеріалів на основі моделювання процесу стружкоутворення та деформацій технологічної системи методом скінчених елементів у єдиному програмному середовищі.

В ході виконання НДР проведені експериментальні та розрахункові дослідження динамічної податливості верстата 6P13Ф3 на основі його скінчено-елементної моделі. Розроблено методологію побудови раціональної з точки зору витрат ресурсів обчислювальної системи скінчено-елементної сітки складної технологічної системи верстата 6P13Ф3. Розроблено експериментальну методологію визначення коефіцієнтів рівняння динамічної податливості безпосередньо у замкненій

технологічній системі шляхом створення імпульсного збурення з одночасним вимірюванням реакції системи. Проведені розрахункові пошукові дослідження процесу стружкоутворення та напружено-деформованого стану кінцевих фрез на основі його скінчено-елементної моделі фрезерування у замкненій технологічній системі на прикладі верстата 6P13Ф3. Доведено працездатність моделі та показано можливість за її допомогою визначити вплив зазорів у з'єднаннях, жорсткості кулькових гвинтових передач та оправок на процес формування стружки, сили різання та напруження у інструменті. Розроблено експериментальну методику визначення жорсткості та коефіцієнту демпфування кулькових гвинтових передач (КВП) при малих навантаженнях та випробувано одну КВП верстата 6P13Ф3.

Метою проекту є розроблення методики підвищення ресурсу різальних лез із керамічних і надтвердих матеріалів, які працюють в умовах переривчастого різання, за рахунок визначення їх оптимальної геометрії на основі імітаційного моделювання робочого процесу в замкненій технологічній системі верстат-пристосування-інструмент-заготовка.

Основними завданнями проекту є:

- аналіз сучасних скінчено-елементних моделей робочих процесів механічної обробки, у тому числі тих, які імітують переривчасте різання й узагальнення підходів до моделювання перехідних процесів у податливих технологічних системах;

- створення методики імітаційного експерименту, який дозволить урахувати взаємодію елементів технологічної системи (пристосування-інструмент-заготовка) як статично, так і в часі, і спрогнозувати напружено-деформований стан леза в умовах перехідних процесів;

- розробка методики напівекспериментального прогнозування динамічних показників як технологічної системи в цілому, так і її окремих елементів;

- розробка методології оптимізації геометрії й механічних властивостей лез і/або динамічних параметрів елементів технологічної системи в робочих процесах, які реалізують переривчасте різання.

Розробка є продовженням роботи “ Розробка наукових основ оптимізації процесів різання на основі їх комп'ютерного 3D моделювання методом кінцевих елементів”. Номер державної реєстрації роботи: 0106U001932.

Вихідними даними є розроблена прогноуюча скінчено-елементна модель робочого процесу - процесу різання лезовим інструментом з керамічних і надтвердих матеріалів в умовах переривчастого різання.

У звітний період на основі розробленої методології скінчено-елементного моделювання практично реалізовані 3D-моделі процесів стругання та точіння. Особливість цих моделей, на відміну від інших, полягає у врахуванні деформацій технологічної системи, температурно-швидкісних ефектів шляхом застосування ітераційних алгоритмів розрахунку напружень за визначальним рівнянням Джонсона-Кука, прогнозуванні моменту і характеру руйнування попереду різальної кромки виконуючи перевірку одночасно умов в'язкого та крихкого руйнування за критеріями відповідно накопичених руйнувань і максимальних головних напружень у кожному циклі розрахунку з паралельним перебудуванням скінченно-елементної сітки, визначенні сил опору ковзанню на контактних поверхнях за тиском, температурою та фактичним значенням границі плинності оброблюваного матеріалу в ньому.

Визначення адгезійної складової сили опору ковзанню при великих контактних тисках можливо з випробувань на вдавлення сферичного індентора, що обертається, у півпростір. Методика, що розроблена в роботі, реалізує більш близькі до різання умови випробувань, ніж відомі методики, за рахунок забезпечення стабілізації мікрорельєфу та величини зміцнення контактних поверхонь за жорсткої схеми навантаження індентора при значному (10-30 обертів індентора) шляху тертя з малою відносною швидкістю ковзання. Врахування дійсного розподілу контактних напружень та величини деформаційної складової сили опору ковзанню забезпечило визначення лінійної моделі саме адгезійної складової тертя. Для чотирьох матеріалів різних груп експериментально визначені коефіцієнти лінійної моделі адгезійної складової тертя. Вперше показано зменшення адгезійної активності твердого сплаву ВК8 по відношенню до

конструкційних та нержавіючих сталей після його обробки іоно-променевою імплантацією.

За результатами виконаної роботи захищено 2 дипломні роботи магістра, захищена 1 докторська дисертація, опубліковано підручник та навчальний посібник, 8 статей і 5 тез доповідей. Основні результати були представлені на 9 конференціях, у тому числі 5 міжнародних.

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

1.1 Причини зниження стійкості інструментів в процесі преривистого різання

Нестационарність процесів в системі різання неодмінно призводить до змінного в часі режиму навантаження лез інструменту (*середній тиск, сила тертя, температура, динамічність навантаження, час контакту*) [2] й інтенсифікації їх руйнування і зносу, що і пояснює той факт, коли вирішення на практиці багатьох технологічних завдань з використанням механічної обробки, особливо важкооброблюваних матеріалів, супроводжується різким зниженням продуктивності, погіршенням якості оброблених поверхонь і збільшенням витрат на виконання операції. Особливо різке зниження ресурсу лезвійних інструментів, в першу чергу оснащених різальними елементами з НТМ, різальної кераміки, малокобальтових твердих сплавів і тому подібне, спостерігається при періодичному різанні в результаті циклічних динамічних і температурних навантажень. Для них відмічається шести - восьмикратне зниження стійкості в порівнянні зі стійкістю при безперервному різанні. Тому, наприклад, інструменти із НТМ в даний час для обробки деталей з важкооброблюваних матеріалів з переривчастими поверхнями і в умовах різання з нерівномірним припуском (чорнові операції) мають обмежене застосування. Це пов'язано, в першу чергу, з низькою стійкістю інструменту, збільшенням вірогідності виникнення випадкових відмов із-за недостатньої міцності його лез і відносно великими витратами часу і засобів на виконання технологічної операції, що значною мірою обумовлюється збільшенням, як правило, кількості проходів для зняття заданого припуску, часу простоїв устаткування на заміну, наладку і підналадку зношеного інструменту та ін.

Крім того, режими різання, що рекомендуються для нестационарних процесів, особливо тих, в яких інструмент працює по циклу “різання – відпочинок” (переривчасте різання), істотно відрізняються, насамперед, меншою продуктивністю обробки і стійкістю інструменту від режимів, що рекомендуються для стаціонарних

процесів обробки тих же матеріалів. Часто для обробки заготовок з важкооброблюваних матеріалів з переривчастими поверхнями, зокрема з нерівномірним припуском (чорнова обробка, обдирання), взагалі відсутні рекомендації, тоді як в таких умовах (наявність джерела вимушених коливань) несприятливе поєднання напружено-деформованого, теплового і динамічного стану системи робить практичну реалізацію процесу різання неефективною, економічно недоцільною, а у ряді випадків і неможливою. Навіть при роботі на верстатах підвищеної жорсткості (на важких токарних верстатах) по кірці, але без виходу вершини різця з металу, продуктивність (руйнуюча подача) зменшується на 10%, з плавним виходом і урізуванням – на 20 % і з різким виходом і урізуванням – на 60%. При цьому період стійкості інструменту зменшується в 1,5 рази [3].

Все це стримує ефективне застосування як прогресивних інструментальних матеріалів, зокрема надтвердих, у високопродуктивних процесах обробки багатьох важкооброблюваних матеріалів в умовах переривчастого різання, так і застосування з метою підвищення коефіцієнта використання матеріалу прогресивних конструкцій заготовок, наприклад, для зубчатих коліс і шестерень – заготовок із заздальгідь штампованими (литими) зубами. Разом з тим вже на *стадії проектування інструменту* шляхом зміни властивостей інструментального матеріалу (заміна матеріалу), відповідним підбором геометричних параметрів леза і розробкою відповідної конструкції інструменту, зокрема кількості і схеми розташування лез, можна забезпечити такі значення параметрів регулювання режиму навантаження леза, як сили стружкоутворення, тиску, площі і часу контакту, коефіцієнта і сили тертя та ін., які можуть значною мірою компенсувати шкідливий вплив джерел вимушених коливань і забезпечити необхідні вихідні показники того або іншого виду обробки різних матеріалів з відповідними комплексами властивостей, погіршуючих її.

Проведений аналіз показує, що нестационарність процесу обробки значною мірою визначає характер явищ, їх взаємозв'язок і взаємовплив в системі різання і, в результаті, його вихідні параметри. Без урахування нестационарності процесів в системі різання та їх взаємозв'язку неможливе вирішення проблеми достатньо точного, універсального і надійного математичного опису закономірностей процесу

різання і ефективного використання ЕОМ для визначення оптимальних умов того або іншого способу механічної обробки з мінімальними тимчасовими, трудовими і матеріальними витратами.

Більшість заготовок, отриманих різноманітними методами (литтям, куванням, штампуванням та ін.), характеризуються тим, що припуск, який необхідно видалити в процесі виготовлення деталі (з урахуванням дефектного шару), розподіляється нерівномірно як в поперечному, так і в поздовжньому перетинах. У зв'язку з нерівномірністю розподілу припуску на поверхні заготівки процес різання із заданою величиною припуску Δ , що знімається, або глибиною різання t може мати переривчастий характер, що достатньо повно можна оцінити за допомогою показника безперервності обробки H .

Показник безперервності обробки використовується багатьма дослідниками і характеризує частку шляху різання (y %) по відношенню до загального шляху різального елемента в заготівці при переривчастому різанні. Величину показника безперервності можна визначати в поперечному перетині по радіусу заготівки (H_R), в поздовжньому перетині по довжині заготівки (H_L) або за площею обробленої поверхні (H_S). Для цього необхідно виміряти довжини ділянок поверхні, сформованих в процесі різання, в заданому перетині (H_R і H_L) або площі цих ділянок (H_S) на відповідному проході і порівняти з номінальними значеннями довжини кола, довжини утворюючої або номінальної площі обробленої поверхні (відповідно) на цьому проході. Наприклад, для визначення показника безперервності H_R в процесі зняття всього припуску після кожного проходу обчислюємо загальну довжину кола L_{Ri} з радіусом R_i ($L_{Ri} = 2\pi R_i$) і вимірюємо довжину ділянки l_{pi} , утворену різанням (рис. 1.1), або суму довжин ділянок $\sum l_{pi}$. Вимірювання проводимо за допомогою гнучкого елемента: дроту, нитки та ін.

Для підвищення статистичної достовірності заміри l_{pi} проводимо в декількох перетинах по довжині заготівки, кожного разу обчислюючи середнє значення сумарної довжини ділянок різання заготівки $(\sum l_{pi})_{cp}$. Далі підраховуємо для кожного проходу показник безперервності обробки $(HR)_i$ у %:

$$(H_R)_i = \frac{(\sum l_{pi})_{cp}}{2\pi R_i} 100\% \quad (1.1)$$

Аналогічно можуть бути обчислені значення показників H_L та H_S :

$$(H_L)_i = \frac{(\sum L_{pi})_{cp}}{L} 100\%;$$

$$(H_S)_i = \frac{(\sum S_{pi})_{cp}}{2\pi R_i L} 100\%,$$

де L_p та S_p – довжина і площа ділянок на обробленій поверхні, що сформувалися в процесі різання; L – довжина заготовки.

З розвитком обчислювальної техніки з'явилася можливість моделювання стружкоутворення у замкненій податливій технологічній системі. Окремі дослідження процесу були зроблені за допомогою методу скінченних елементів для процесів точіння [4], [5] і фрезерування [5], які лише показали можливість прогнозування стружкоутворення у податливій технологічній системі та дозволили підтвердити експериментально відомий факт впливу коливань на показники процесу стружкоутворення: кут зсуву, форму стружку, силу різання. Геометрія кінцевих фрез досить складна для того, щоб можна було застосувати аналітичні моделі. Числові моделі, а саме моделі, реалізовані методом скінчених елементів, у цьому випадку є єдиним засобом вирішення задачі. Відоме рішення Крижановського С.О. [6] про розрахунок напружень у робочій частині кінцевої фрези методом скінчених елементів шляхом прикладання до пружної моделі фрези навантажень на зубці, розрахованих за аналітичною моделлю. Разом з тим, у вказаних роботах заміна технологічної системи еквівалентними матрицями жорсткості та демпфування не дозволяють виявити вплив окремих деталей технологічної системи на деформацію усієї системи у процесі різання. Тому обрана тема наукового дослідження є актуальною та сучасною.

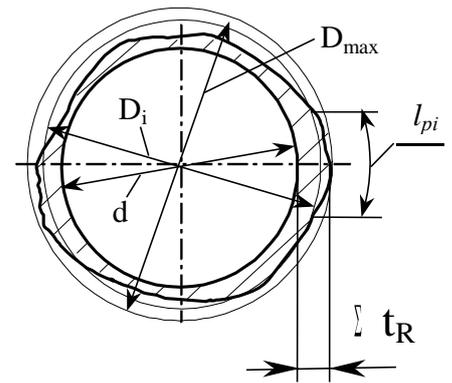


Рисунок 1.1 – До визначення показника безперервності

1.2 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. 1.2, 1.3) []:

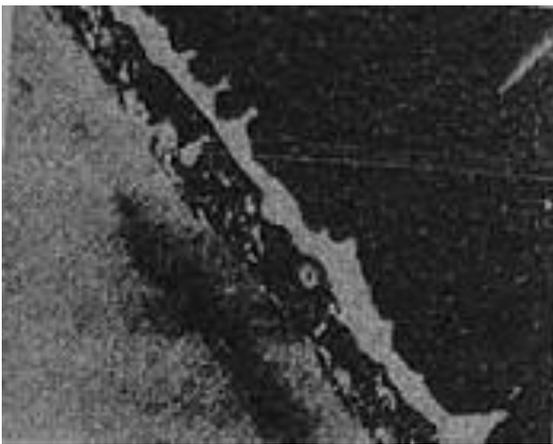


Рисунок 1.2 - Микроструктура поверхности Ti-Al-N при нанесении покрытия

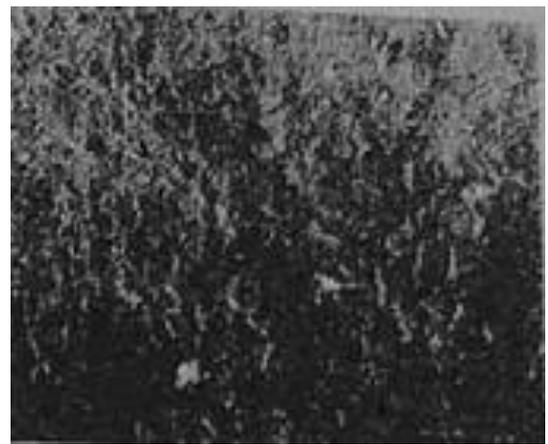


Рисунок 1.3 - Микроструктура поверхности Ti-Al-N полученная ионно-лучевой имплантацией

Получение и формирование ионных пучков, обработка материалов при ИИ происходят в специально разработанных ионно-лучевых установках (рис.1.4) [7], к которым в зависимости от назначения, предъявляются совершенно разные требования. 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. 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 –

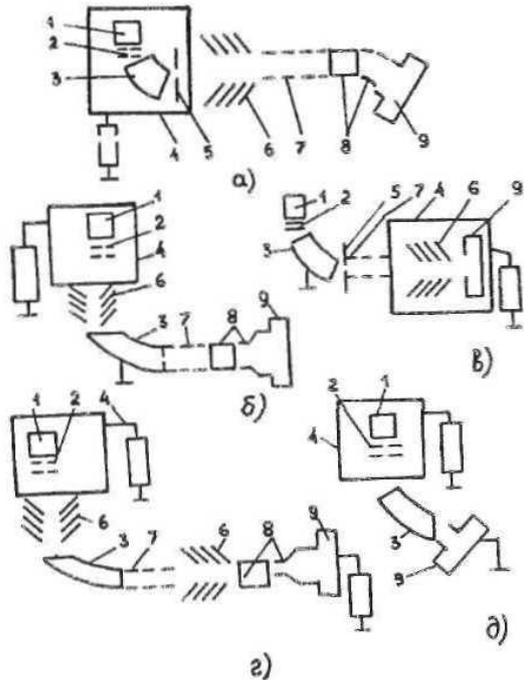


Рисунок 1.4 – Основные типы установок для ионно-лучевой обработки: а) установка малых и средних доз; б) установка с разделением по массам после ускорения; в) сильноточная установка; г) высокоэнергетическая установка; д) установка больших доз с источником, находящимся под высоким потенциалом. 1 – ионный источник; 2 – система вытягивания и формирования пучка; 3 – масс-сепаратор; 4 – высоковольтный модуль; 5 – регулируемая дыафрагма; 6 – система ускорения; 7 – фокусирующая линза; 8 – система сканирования пучка; 9 – камера обработки образцов

энергий, высокоэнергетическая имплантация, сильноточная имплантация, имплантация атомами отдачи и ионно-лучевое перемешивание.

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

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

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) [8]:

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	В27К25, В24К25Н4,	550...620

Группа инструментального материала	Типовые представители группы	Допускаемая температура нагрева, °С
дисперсионно-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 [9], обрабатываемой ионами азота при различных температурах получаем следующие результаты (рис. 1.5, 1.6):

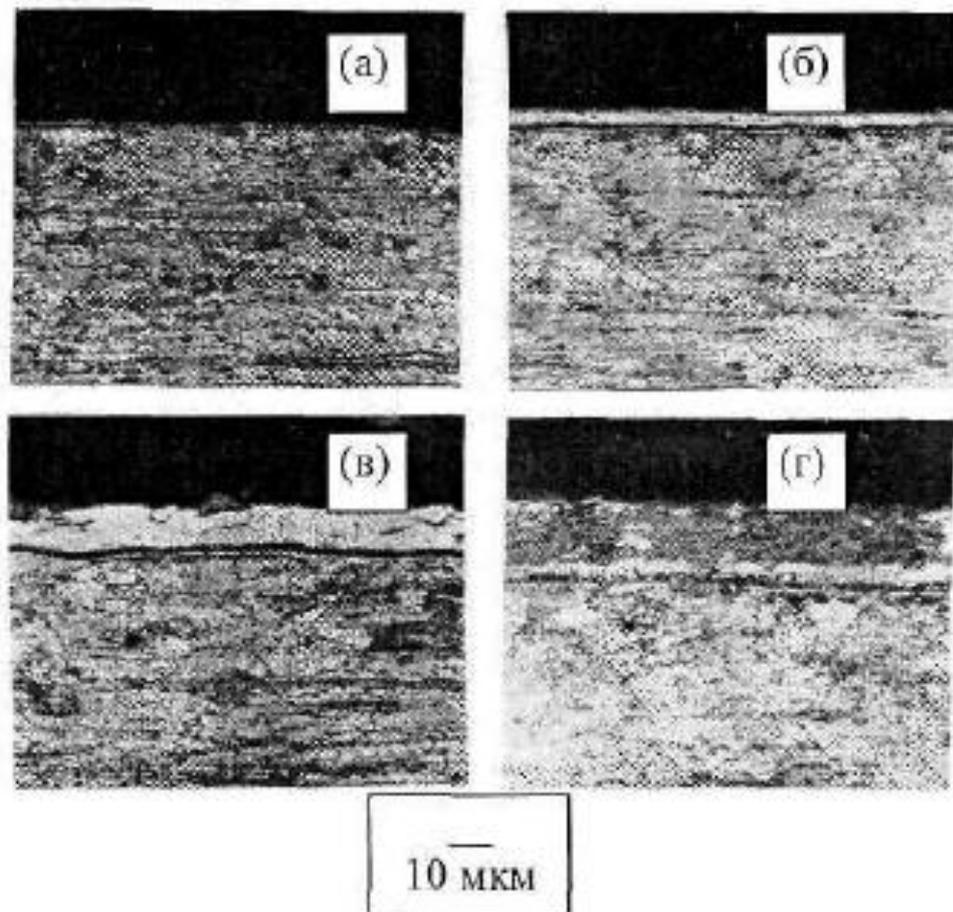


Рисунок 1.5 - Микроструктура слоёв стали 12X18H10T, обработанных ионами азота при разных температурах: а - 620К; б - 670К; в - 720К; г - 770К.

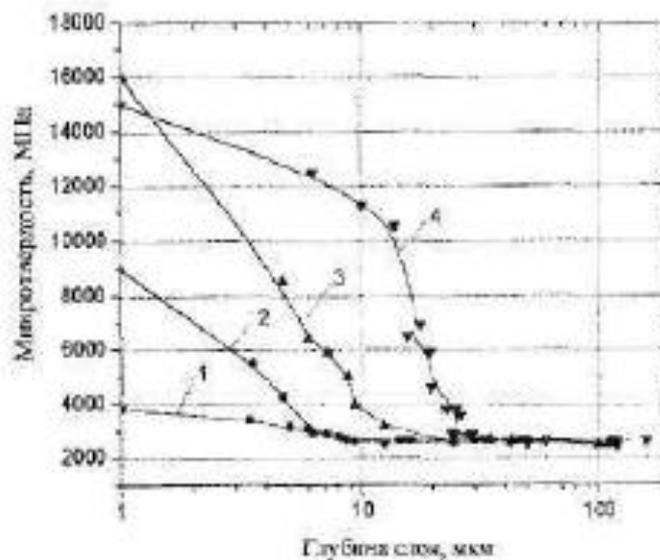


Рисунок 1.6 – Распространение микротвёрдости по глубине модифицированной ионами азота стали 12X18H10T: 1 - 620К; 2 - 670К; 3 - 720К; 4 - 770К.

- 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 1.7 – Установка для ионно-лучевой обработки



Рисунок 1.8 – Ионный источник

1.3 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 [7] использовались образцы нелегированной углеродистой стали У8А закаленных от температуры 1070К в воду на твердость 62-63HRC и стали Р6М5 закаленной при температуре 1200-1220°С 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°С 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 $400-600^\circ$ 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 [7]

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	10-11 ГПа		9,5 ГПа
Вязкость	-	Увеличивается на 20-30%		
Износостойкость	1	2,5-3 раза	2,5-3 раза	2,3 раза

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

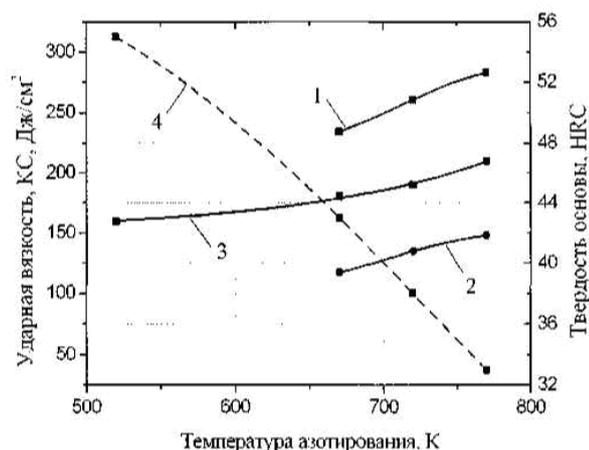
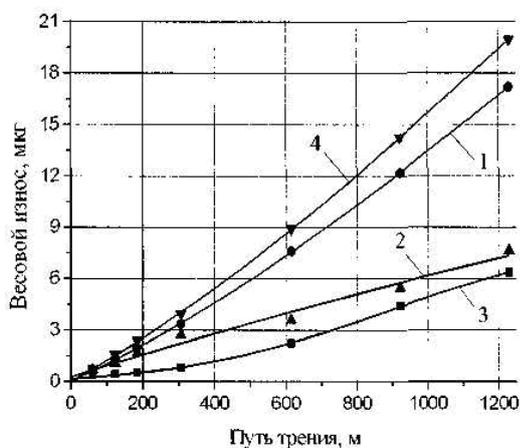


Рисунок 1.9 – Зависимость весового износа стали У8А от пути трения: 1 –

закалка; 2 – $T_{\text{азотир}}=670 \text{ К}$; 3 – 720 К; 4 – 770 К.

Рисунок 1.10 – Влияние азотирования на ударную вязкость (1-3) температуры ионно-лучевого и твердость (4) стали У8А

На рисунке (рис. 1.11) 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.

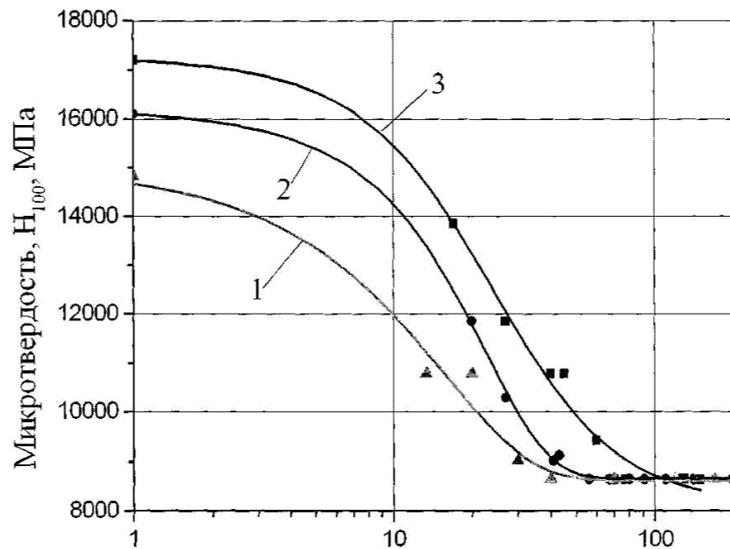


Рисунок 1.11 - Распределение микротвердости по глубине образцов стали Р6М5 после закалки с 2-х отпуском и ионно-лучевой обработки N+H при различных температурах: 1 - 400 °С; 2 - 500 °С; 3 - 600 °С

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°С	14824	40-45
Закалка + 2-х кратный отпуск + (N+H) при 500°С	16100	50-55
Закалка + 2-х кратный отпуск + (N+H) при 600°С	17200	60-70
Закалка + 2-х кратный отпуск + N при 600°С	17000	70-80
Закалка + 3-х кратный отпуск	8415	-
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 400°С	14830	40-45
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 500°С	16500	50-55
Закалка + 3-х кратный отпуск + (N+H) при 600°С	17240	60-70

Режим обработки	Микротвердость, МПа	Толщина слоя, мкм
Закалка + 3-х кратный отпуск + N при 600°C	17534	70-80
Закалка + 2-й отпуск + (N+H) при 400°C + отжиг 1 ч при 550°C	15380	40-45
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 [9]

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 и	Изменение свойств, %
Титановый сплав Ti-6Al-4V		C ⁺ N ⁺	75	2*10 ¹⁷	КИВ, t=290 К, База испытаний 10 ⁷ , в вакууме	σ ₋₁ =740 МПа σ ₋₁ =740 МПа	880 800	20 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%, Zn-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
Сталь 38	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

1.4 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 проникновения 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 [7]

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
Сталь 4140	N^+	40	Возрастает в 3 раза
Коррозионно-стойкие стали 304, 416	N^+, N_2^+, C^+, Ti^+	60, 100	Возрастает

Материал	Тип легирующих ионов	Энергия ионов, кэВ	Износостойкость
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 VT1-0	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

1.5 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 1-2 мкм, глубина модифицированного слоя 0,2-0,3 мм, изменение структуры на глубине до 5 мм.

1.6 Выводы

1. Ионная имплантация способствует созданию благоприятной схемы остаточных напряжений, упрочнению поверхностных слоёв; изменению химических и адгезионных свойств поверхности; изменению закономерностей деформации поверхностных слоёв обработанных деталей.

2. 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 ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ В АБСОЛЮТНО ЖЕСТКОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

2.1 Классификация задач прогнозирующего моделирования

Как было показано ранее, КЭ-модель процесса резания является лишь инструментом для усовершенствования производственного процесса. Производственный процесс является многогранным процессом, который реализуется как в технологической системе отдельного станка, так и во всем цехе. Разница между этими процессами состоит лишь в степени их детализации с точки зрения наблюдателя. В связи с этим и компьютерная модель процесса резания, предназначенная для усовершенствования производственного процесса, должна отличаться степенью своей детализации в зависимости от задачи, для решения которой она создается. На развитие идей виртуального моделирования [10] схема распределения задач на классы по масштабу характерного элемента исследуемой системы может быть представлена рисунком 2.1. Чем меньше размер характерного элемента исследуемой системы, тем более детально (как геометрически, так и физически) должна быть построена модель процесса обработки для решения задач с целью усовершенствования этой системы. Например, если необходимо увеличить прочность режущей кромки лезвия, то эта задача имеет масштаб (уровень детализации) лезвия, и, таким образом, при построении модели для решения этой задачи необходимо учитывать форму округления режущей кромки, локальное распределение контактных напряжений и т.п. С другой стороны, если ставится задача определения прогиба заготовки при обработке точением, то она уже имеет масштаб (уровень детализации) заготовки. Поэтому настолько детальная информация о процессе взаимодействия лезвия с заготовкой и стружкой, как определено в предыдущем примере, в данном случае не нужна, а достаточно лишь достоверно спрогнозировать вектор силы резания.

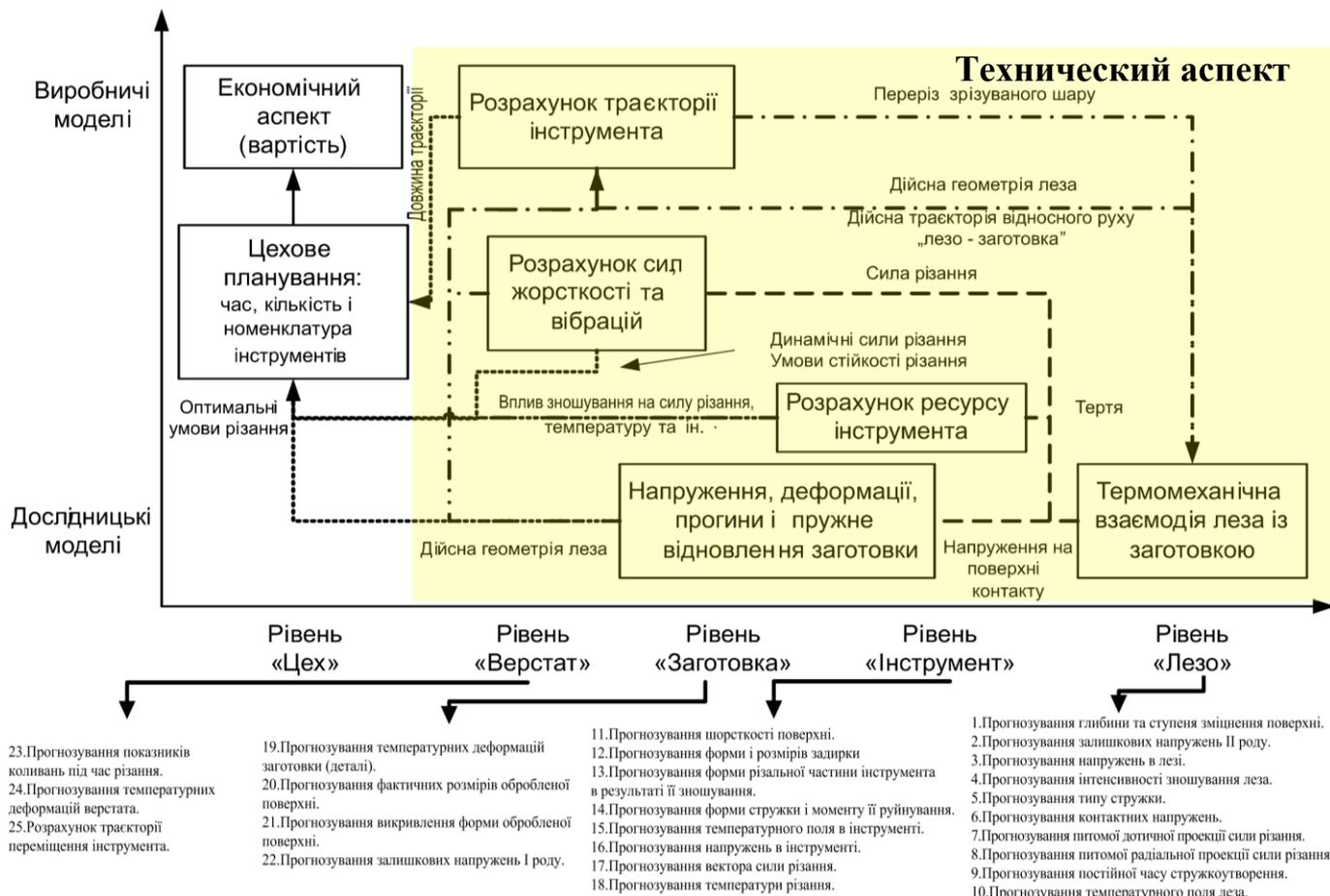


Рисунок 2.1 - Классификация задач компьютерного моделирования по размеру характерного элемента исследуемой производственной системы ([10] с дополнениями и изменениями, сделанными соискателем)

Очевидно, что от уровня детализации задачи зависят время вычислений и сложность модели. В общем случае было бы удобно использовать универсальную модель технологической операции (задача масштаба станка), которая бы одновременно учитывала явления на всех уровнях детализации. Однако для построения такой модели потребуются КЭ довольно малого размера (около 1 мкм). Учитывая то, что характерные размеры стружки (~ 1 мм), инструмента (~ 10 мм), заготовки (~ 100 мм) и станка (~ 1000 мм) существенно отличаются, такая термомеханическая модель даже за возможности создания неравномерной КЭ-сетки будет содержать более 10^6 элементов, что при использовании даже наиболее современных вычислительных средств потребует не менее 1-4 недель вычислений.

Таблица 2.1 - Классификация задач моделирования процесса резания по уровню детализации и группой целевого эффекта

Код задачи	Наименование задачи	Группа целевого эффекта
Уровень детализации «Лезвие»		
1.	Прогнозирование глубины и степени упрочнения поверхности	1.a
2.	Прогнозирование остаточных напряжений II рода	1.c
3.	Прогнозирование напряжений в лезвии	2
4.	Прогнозирование интенсивности изнашивания лезвия	2
5.	Прогнозирование типа стружки	3
6.	Прогнозирование контактных напряжений	4
7.	Прогнозирование удельной тангенциальной проекции силы резания	4
8.	Прогнозирование удельной радиальной проекции силы резания	4
9.	Прогнозирование постоянных времени стружкообразования	4
10.	Прогнозирование температурного поля лезвия	4
Уровень детализации «Инструмент»		
11.	Прогнозирование шероховатости поверхности	1.c
12.	Прогнозирование формы и размеров заусеницы	1.d
13.	Прогнозирование формы режущей части инструмента как результат ее изнашивания	2
14.	Прогнозирование формы стружки и момента ее измельчения	3
15.	Прогнозирование температурного поля в инструменте	4
16.	Прогнозирование напряжений в инструменте	4
17.	Прогнозирование вектора силы резания	4
18.	Прогнозирование температуры резания	4
Уровень детализации «Заготовка»		
19.	Прогнозирование температурных деформаций заготовки (детали)	1
20.	Прогнозирование фактических размеров обработанной поверхности	1.a
21.	Прогнозирование погрешностей формы обработанной поверхности	1.b
22.	Прогнозирование остаточных напряжений I рода	1.c
Уровень детализации «Станок»		
23.	Прогнозирование показателей колебаний при резании	1
24.	Прогнозирование температурных деформаций станка	1
25.	Расчеты траектории перемещения инструмента	1

Преимущественно, время вычислений можно существенным образом сократить за счет выравнивания характерных размеров исследуемых объектов с размерами КЭ, необходимыми для моделирования. Основываясь на классификации задач моделирования, приведенной в таблице 2.1, в каждом конкретном случае можно выбрать уровень детализации модели и сформулировать предположения (см. п. 5.2.2), которые обеспечат наивысшую производительность вычислений с наименьшей погрешностью прогнозирования исследуемых показателей процесса.

Анализ целей технологического процесса позволил сформулировать такие группы целевых эффектов в решении задач моделирования:

1. Обеспечение показателей качества механической обработки:
 - a) точности размеров;
 - b) точности формы и взаимного положения;
 - c) качества обработанной поверхности;
 - d) исключения формирования заусениц.
2. Обеспечение ресурса и надежности работы инструмента.
3. Обеспечение стружкоизмельчения.
4. Расчеты фундаментальных показателей процесса.

Определение структуры прогнозирующих моделей должно осуществляться на основе сопоставления уровня детализации и целевых эффектов, которые исследуются (см. разд. 6).

2.2 Основные математические соотношения

Система резания, которая моделируется, в работе принята в виде двух объектов (заготовки (3) или ее части и инструмента (1) или его части), определенным образом ориентированных в пространстве один относительно другого и взаимодействующих друг с другом. Эти объекты совершают относительные движения с соответствующими скоростями резания и подачи. Объекты взаимодействуют между собой по контактными поверхностями, создавая друг в друге деформации за счет действия контактных сил, обусловленных заданной моделью трения на соответствующих участках контактных поверхностей. Каждый объект сопротивляется деформации, в результате чего возникают внутренние силы

(напряжения), соответствующие заданной модели материала объекта. Вместе с этим, если прочность объекта недостаточная, то происходит его разрушение. Критерий и схема разрушения задаются моделью этого процесса. Влияние температуры на деформации происходит путем изменения механических свойств обрабатываемого материала и трибологических свойств на контактной поверхности инструмента. Исходя из того, что возникающие вследствие линейного температурного расширения упругие деформации заготовки малы, в модели они не учитываются.

Опираясь на описанные явления с учетом специфики деформирования и разрушения литейных сталей аустенитного класса и особенностей торцевого фрезерования в данной работе использована концепция прогнозирования показателей рабочего процесса резания в заданных условиях, в том числе вида, формы и размеров стружки, которая предусматривает моделирование стружкообразования, исходя из фундаментальных законов и уравнений в общем виде в прямоугольной декартовой системе координат, предложенная и обоснованная в [11, 12]. Решаемая система для заданных условий состоит из следующих уравнений:

1. Дифференцированные уравнения движения:

$$\rho \ddot{u}_i = \rho f_i + \sigma_{ij,j}, \quad i = 1, 2, 3, \quad j = 1, 2, 3. \quad (2.1)$$

2. Результирующая сила: $f = f_{load} + f_{contact} - I$.

3. Связь ускорений со скоростями перемещений и перемещениями:

$$\dot{u}_i = \int \ddot{u}_i d\tau; \quad u_i = \int \dot{u}_i d\tau. \quad (2.2)$$

4. Связь скоростей деформаций со скоростями перемещений:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{d\dot{u}_i}{dx_j} + \frac{d\dot{u}_j}{dx_i} \right). \quad (2.3)$$

5. Уравнение неразрывности:

$$\rho = \rho_0 \det F. \quad (2.4)$$

6. Связь приращения полных деформаций со скоростями деформаций:

$$d\varepsilon_i = \dot{\varepsilon}_i d\tau. \quad (2.5)$$

7. Связь приращения полных деформаций с приращениями пластических упругих деформаций:

$$d\varepsilon_i = d\varepsilon_i^e + d\varepsilon_i^p. \quad (2.6)$$

8. Уравнение связи напряжений с деформациями:

$$p = K \left(\frac{1}{\det F} - 1 \right); s_{ij} = C^e \varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p. \quad (2.7)$$

9. Условие пластичности с учетом определяющего уравнения:

$$\Phi = \bar{\sigma} - \sigma_s \bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T = 0, \quad (2.8)$$

$$\sigma_s \bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T = A + B \bar{\varepsilon}^p^n \left(1 + C \ln \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0^p} \right) \left(1 - T^{*m} \right). \quad (2.9)$$

10. Условие нагружения-разгружения Куна-Такера:

$$\dot{\lambda} \geq 0, \Phi \leq 0, \dot{\lambda} \Phi = 0, \dot{\lambda}_{ij} = \dot{\bar{\varepsilon}}^p \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (2.10)$$

11. Связь компонент напряжений и деформаций:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}}; \sigma_{ij} = s_{ij} - \frac{1}{3} tr p, \dot{\bar{\varepsilon}} = \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p}, \bar{\varepsilon}^p = \int \dot{\bar{\varepsilon}}^p d\tau. \quad (2.11)$$

12. Условие разрушения: $D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}_f^p \left(p / \sigma_s, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T \right)} \geq 1$ (физический критерий),

$$\bar{\varepsilon}_f^p = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\bar{\varepsilon}}) (1 + D_5 T^*), \quad (2.12)$$

$$\sigma^* = p / \sigma_s, T^* = T - T_0 / T_{nn} - T_0.$$

13. Уравнение теплопроводности: $\rho C_m \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda_T \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \eta \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p. \quad (2.13)$

или уравнение адиабатического разрыва:

$$\dot{T} = \eta \frac{\sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p}{\rho C_m}, \text{ если } \frac{\lambda_T}{\rho C_m} \frac{h K_L}{V} (1 - \alpha) \leq 0.5 L_e^2 - \int_0^{L_e} r \operatorname{erf} \left(\frac{r}{2\sqrt{\omega \tau}} \right) dr. \quad (2.14)$$

В приведенных уравнениях приняты такие условные обозначения: τ - время; T - температура; F - градиент движения; u_i - вектор перемещения; x_i - вектор координат; σ_{ij} - тензор напряжений; s_{ij} - девиатор напряжений; ρ - плотность; p - гидростатическое давление (положительное при сжатии); C^e - тензор упругих коэффициентов; ε_{ij} - тензор деформаций; f_{load} - плотность внешних сил; $f_{contact}$ - плотность сил на контактной границе тела; f_i - плотность объемных сил; I - плотность внутренних сил; h - размер зоны первичных деформаций; K_L -

коэффициент укорочення стружки; V - скорость резания; η - доля механической работы, которая превращается в теплоту; параметры материалов: ρ_0 – исходная плотность; λ_T - теплопроводность; C_m – массовая теплоемкость.

Исходные условия задаются следующим образом: $\tau = 0$; $\forall M \in I \cup Z$
 $x_i^0 = x_i^0 M$; $\sigma_{ij}^0 M = 0$; $\rho_0 = \rho_0 M$; $\varepsilon_{ij}^0 M = 0$; $\bar{\varepsilon}^p = 0$, $T_0 M = T_c$.

Граничные условия: на внутренних границах заготовки $\Sigma_{3\infty}$ $\forall M \in \Sigma_{3\infty}$
 $u_i M = 0$, $T M = T_c$ и инструмента $\Sigma_{I\infty}$ $\forall M \in \Sigma_{I\infty}$ $\dot{u}_x M = V_x$, $\dot{u}_y M = V_y$,
 $T M = T_c$, на свободных границах заготовки $\Sigma_{3_своб}$ и инструмента

$\Sigma_{I_своб}$: $\forall M \in \Sigma_{3_своб} \cup \Sigma_{I_своб}$ $\sigma_{ij}|_M \cdot n_i = 0$, $-\lambda_T \left(\frac{dT}{dn} \right)_M = \alpha_T T - T_c$, где α_T -

коэффициент теплоотдачи.

На контактной поверхности Σ_{3I} которая является геометрически общей частью поверхности заготовки Σ_3 и инструмента Σ_I , т.е. $\Sigma_{3I} \in \Sigma_I \cap \Sigma_3$: $\forall M \in \Sigma_{3I}$

$$\dot{g} = \dot{u}_i|_{\Sigma_3} n_i - \dot{u}_i|_{\Sigma_I} n_i; \quad \sigma_n \leq 0; \quad \dot{g} \geq 0; \quad \sigma_n \cdot \dot{g} = 0; \quad \frac{q_{\Sigma_3}}{q_{\Sigma_I}} = \frac{\sqrt{\lambda_3 c_3 \rho_3}}{\sqrt{\lambda_i c_i \rho_i}}; \quad q_M R^* = T_{\Sigma_3} - T_{\Sigma_I};$$

$$q_M = \tau_n V_c - q_{\Sigma_3} + q_{\Sigma_I}, \quad \text{где } \sigma_n - \text{ контактные нормальные напряжения, } V_c = \left| \dot{u}_i|_{\Sigma_I} - \dot{u}_i|_{\Sigma_3} \right|,$$

касательные напряжения τ_n - согласно модели M. S. Shaw:

$$\tau_i = \tau_a + \tau_d, \quad \tau_d = \mu_d \sigma_n, \quad \tau_a = \tau_0 + \beta_0 - k_b \cdot \max(0; T - T_k) \cdot \sigma_{nr}, \quad (2.15)$$

условие схватывания:

$$\begin{cases} V_c = 0, \text{ если } |\tau_n| < \tau_{\max} - \text{схватывание на контактной границе - внутреннее трение,} \\ V_c > 0, \text{ если } |\tau_n| = \tau_{\max} - \text{скольжение на контактной границе - внешнее трение,} \end{cases} \quad (2.16)$$

где τ_{\max} - максимальные касательные напряжения сопротивления скольжению в заданной точке режущей кромки на контактной поверхности, на границе между зонами $\Sigma_v \in M$ и скольжение $\Sigma_\tau \in M$ $\sigma_{ij}|_{\Sigma_v} = \sigma_{ij}|_{\Sigma_\tau}$; $\dot{u}_i|_{\Sigma_v} = \dot{u}_i|_{\Sigma_\tau}$; в зоне схватывания

$$\forall G \in \Sigma_v \dot{u}_i|_{\Sigma_I} = \dot{u}_i|_{\Sigma_3}.$$

Решение этой определяющей системы уравнений в работе исполнено методом конечных элементов с интегрированием по времени явным методом с помощью пакета LS-DYNA компании LSTC. Для случая моделирования резания в главной секущей плоскости принято шаг интегрирования от 1 до 10 нс. Этим обеспечивается численное постоянство считааемых процедур при нормальной форме конечных элементов. Для уменьшения искажения конечных элементов в работе задействован алгоритм периодического перестроения КЭ-сетки (геометрический критерий).

Общий алгоритм моделирования описан в работах [13, 14]. Решение задачи реализуется итерационным процессом, который интегрирует уравнения движения на некотором малом промежутке времени, вычисляет температурное поле и проверяет выполнение условий разрушения. После этого обновляются КЭ сетки и граничные условия, после чего вычисляются мощности тепловых источников и выполняется очередная итерация. Процесс продолжается до завершения указанного времени расчета.

2.3 Описание общего алгоритма решения термомеханической задачи пластического деформирования при резании

Общий алгоритм моделирования процесса резания как процесса пластической деформации тела совместно с решением задачи теплопроводности представлен на рисунке 2.2.

В период **инициализации** перед началом вычислений задаются начальные условия (начальная температура тел) и предельные 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 векторы

$$\ddot{u}_i = 0 \quad \dot{u}_i = 0 \quad u_i = 0; f_{load_i} = 0, f_{contact_i} = \mathbf{0} \quad I_i = 0. \quad (2.17)$$

Организовывается **цикл по времени** $t \in 0; t_{\max}$ с шагом Δt , поскольку он сознательно меньше Δt_{θ} . Одновременно создается переменная t_T , в которой хранится время последнего вычисления температурного поля. Также создается переменная t_a , в которой хранится время следующего обновления КЭ-сетки.

После этого выполняется цикл **вычисления НДС**.

После завершения этого цикла проверяется, достигнуто ли время вычисления нового вычисления температурного поля, то есть выполняется ли условие

$$t > t_T + \Delta t_T. \quad (2.18)$$

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**, то есть выполняется ли условие

$$t > t_a + \Delta t_a. \quad (2.19)$$

Если условие выполняется, то вычисляется $t_a = t_a + \Delta t_a$, **перестраивается КЭ-сетка** и выполняется ее внедрение в модель, то есть все величины (перемещение, деформации, напряжение, температура) методом интерполяции переносятся из узлов старой сетки к узлам новой сетки.

Вычисляется $t = t + \Delta t$ и цикл повторяется с начала.

Работа программы завершается сохранением результатов.

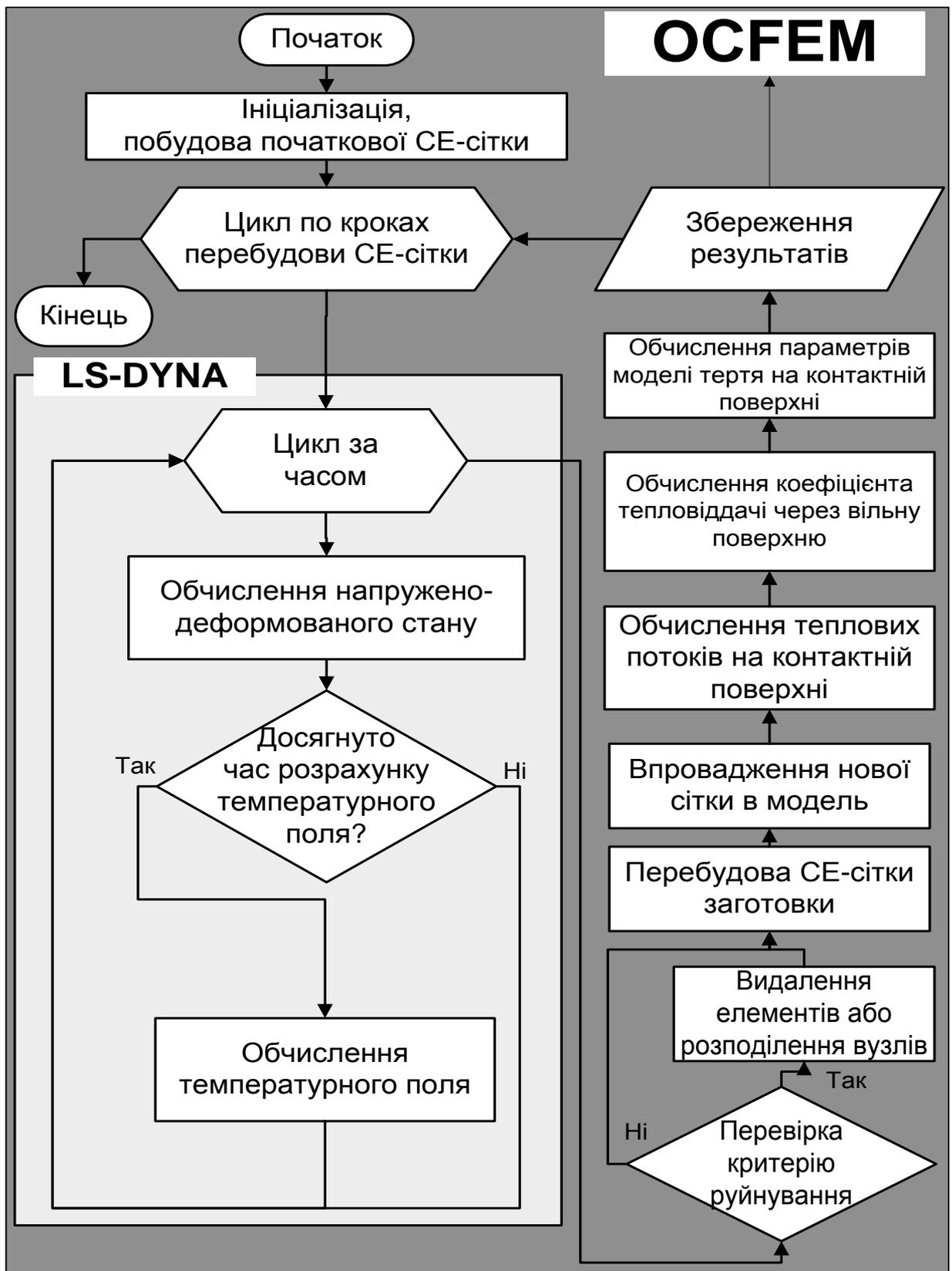


Рисунок 2.2 - Общій алгоритм рішення задачі

2.4 Короткое описание программы OCFEM

2.4.1 Назначение

Программа OCFEM является менеджером решения задачи моделирования процесса прямоугольного свободного резания. Она реализует в себе препроцессор для подготовки начальных данных, управление моделью формирования конечно-элементной сетки, управление программой LS-DYNA для выполнения расчетов методом явной дискретизации по времени, управление графическим постпроцессором LS-POST и реализует постпроцессор для просмотра диаграммы изменения силы резания, температуры резания и работы резания во времени.

Интеграцию предложено выполнять с помощью пакета LS-DYNA версии не ниже 970.3858. Обмен данными между программами осуществляется с помощью текстовых файлов. Система единиц, принятая в OCFEM, представлена в таблице 2.4.

2.4.2 Описание геометрической модели системы «инструмент-заготовка»

Геометрическая модель системы «инструмент-заготовка» (рис. 2.3) задается в программе OCFEM тремя телами: инструментом, наростом и заготовкой. Эти тела описываются наборами узловых точек, предельных отрезков и поверхностями, ограниченными ими.

Координаты узловых точек пропорциональны толщине среза, если не задано противоположное. В результате достигается пропорциональное соотношение между размерами инструмента и заготовки, зависящее только от толщины среза и параметров модели K_i (см. далее). Длина перемещения инструмента прямо пропорциональна толщине среза, а время перемещения инструмента - обратно пропорционально, при прочих равных условиях, скорости резания. Ширина среза равна единице. Расчетные формулы координат характерных точек представлены в таблице 2.2.

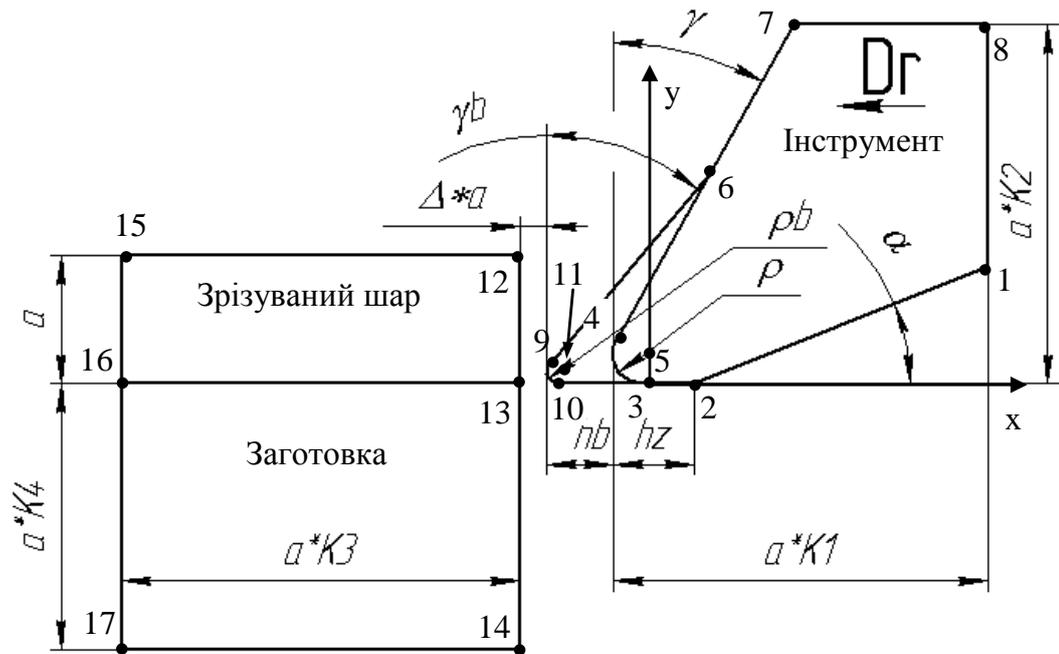


Рисунок 2.3 - Геометрическая модель системы ортогонального резания

Таблица 2.2 - Расчетные формулы для определения координат узловых точек

Номер точки	X	Y
1	$-\rho+a*K1$	$(x1-x2)*\tan(\alpha)$
2	hz	0
3	0	0
4	$-\rho*\cos(\gamma)$	$\rho*(1+\sin(\gamma))$
5	0	ρ
6	$(x4*\tan(b)-x9*\tan(\gamma)+(y9-y4)*\tan(b)*\tan(\gamma))/(\tan(b)-\tan(\gamma))$	$(x6-x4)/\tan(\gamma)+y4$
7	$(y7-y4)*\tan(\gamma)+x4;$	$a*K2$
8	$x1$	$y7$
9	$x10-b*\cos(b);$	$\rho b*(1+\sin(b))$
10	$-hn+\rho b-\rho$	0
11	$x10$	ρb
12	$x10-b-*a\Delta$	a
13	$x12$	0
14	$x12$	$-a*K4$
15	$x12-a*K3$	$x12$
16	$x15$	$x13$
17	$x15$	$x14$

2.4.3 Внешние файлы и программы. Взаимодействие между модулями

Для выполнения решения задачи в программе OCFEM необходимо воспользоваться генератором КЭ-сетки и решателем явной задачи пластической деформации, реализованных в виде внешних модулей (рис. 2.2). В качестве генератора КЭ-сетки применен модуль CM2 компании Computing Objects. Заданные пользователем геометрические данные преобразуются в файл «indata.dat» (рис. унок 2.4). Далее выполняется запуск модуля CM2 и можно ожидать формирования файла «outdata.vtk», который содержит описания соответственно элементов и узлов.

Решение задачи может быть выполнено с помощью двух алгоритмов устранения искажения КЭ-сетки:

- 1) r-адаптации КЭ-сетки - ее полного перестроения;
- 2) h-адаптации с помощью алгоритма ALE – коррекции КЭ-сетки, заданной в произвольном Лагранж-Эйлеровом формулировании, то есть «разрешенное движение сетки отдельно от движения материала».

Выбор алгоритма осуществляется в меню «Solution properties».

Для выполнения расчетов программа считывает файл-заготовку (шаблон) «2d_lsdesk*.mac» для данного алгоритма решения, в котором содержится информация по настройке решателя LS-DYNA для данного способа решения. Программа дополняет файл «2d_lsdesk*.mac» информацией из конкретной задачи в соответствии с выбранной пользователем геометрией лезвия, свойств материалов, критерия разрушения, свойств контактного взаимодействия и др.

Примечание. Файл «2d_lsdesk*.mac» пользователь не должен изменять самостоятельно.

Подставляя вместо соответствующих полей числовые значения, OCFEM формирует файл команд решателя LS-DYNA «lsdesk.k». Значение полей представлены в приложении Б.

Программа запускает решатель LS-DYNA и ждет завершения его работы.

После завершения работы решатель LS-DYNA появляются файлы «d3plot*» и «nodforc, tprint», содержащие графическую информацию, данные о силах резания и

температуре відповідно. Просмотреть их можно с помощью постпроцессора LS-POST или на диаграммах в меню «Time history».

а) Препроцессор OCFEM.exe готовит исходную геометрическую и физическую информацию об инструменте и заготовке.

б) OCFEM.exe обращается к генератору КЭ-сетки CM2.

в) OCFEM.exe берет заготовку командного файла LS-DYNA (файлы 2d_LSDESK*.mac), спроектированного для моделирования стружкообразования, формирует командный файл LS-DYNA под заданные условия и сохраняет файл lsdesk.k.

г) OCFEM.exe запускает решатель LS-DYNA.

д) OCFEM.exe запускает постпроцессор LS_POST и строит диаграммы изменения силы резания и температуры во времени.

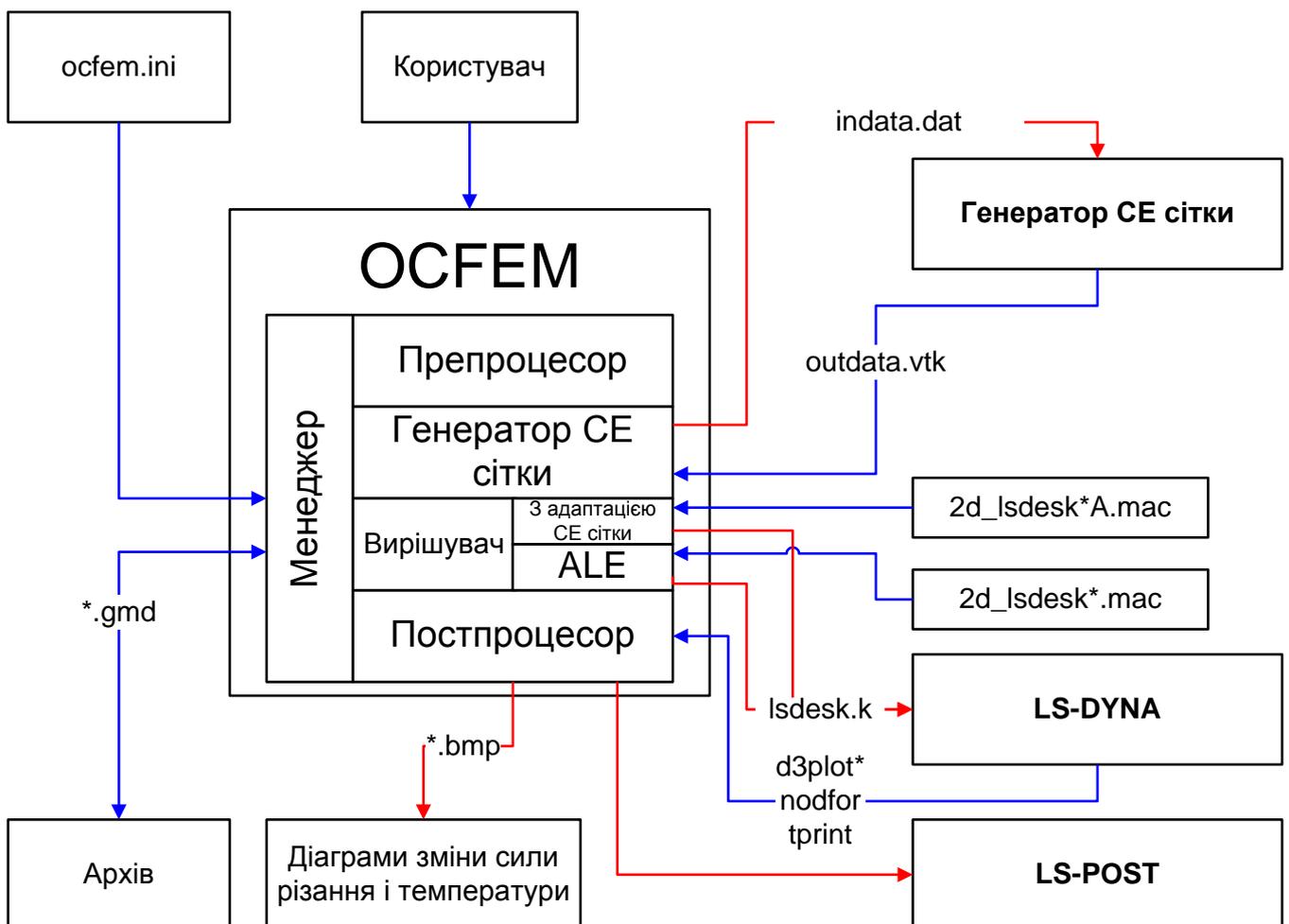


Рисунок 2.4 - Схема взаємодії OCFEM з зовнішніми модулями та файлами

2.4.4 Взаимодействие с LS-DYNA

Взаимодействие с решателем LS-DYNA происходит при помощи файла LS-DESK, который формируется из шаблонов 2D_LSDESK*.mac. В файлах шаблонов вместо числовых значений параметров используются переменные, которые при формировании рабочего файла команд LSDESK.k заменяются программой OCFEM на числовые значения в соответствии с введенными данными. Принятая в LSDESK система единиц измерений представлена в табл. 2.4. Описание сменных и шаблона 2d_LSDESK*.mac приведено в приложении Б.

Возможны 8 вариантов решения задачи. Для каждого варианта предусмотрен шаблон.

Таблица 2.3 - Варианты решения задачи и имена файлов шаблонов

Имя файла шаблона	Инструмент абсолютно жесткий	Расчет температурного поля	R-адаптация КЭ-сетки
2d_LSDESK___.mac	Нет	Нет	Нет
2d_LSDESK__A.mac	Нет	Нет	Да
2d_LSDESK_T_.mac	Нет	Да	Нет
2d_LSDESK_TA.mac	Нет	Да	Да
2d_LSDESKR___.mac	Да	Нет	Нет
2d_LSDESKR__A.mac	Да	Нет	Да
2d_LSDESKRT_.mac	Да	Да	Нет
2d_LSDESKRTA.mac	Да	Да	Да

Таблица 2.4 - Система единиц измерений, принятая в LSDESK

Физическая величина	Размерность
Длина	мм
Время	с
Масса	кг
Напряжение	МПа
Сила	Н
Энергия, работа	Дж
Мощность	Вт
Плотность	кг/м ³
Температура	°С

2.4.5 Меню программы

Общий вид и схема меню программы представлены на рис. 2.7. Рассмотрим назначение каждого пункта.

1. **Файл**

1.1 **Новый** – создает новый проект, записывая во все поля значения, принятые по умолчанию (см. приложение В).

1.2 **Загрузить** - Загружает указанный пользователем файл данных в формате «*.gmd».

1.3. **Сохранить** – Сохраняет изменения в проекте, который был ранее загружен из файла «*.gmd». Если проект новый, то необходимо ввести имя файла.

1.4. **Сохранить как** – Предлагает ввести имя файла «*.gmd» и сохраняет данные о проекте.

1.5. **Общие параметры** – Предлагается ввести пути к внешним программным модулям (рис. 2.5). В поле «LS-DYNA solver executable» необходимо заметить имя файла LS-DYNA с путем. В поле «LS-DYNA postprocessor executable» необходимо заметить имя файла LS-POST с путем к нему. OCFEM работает только с версией LS-DYNA одинарной точности.

В поле «LS-DYNA executable command line» можно заметить дополнительные ключи, например «memory=80000000».

В поле «OCFEM & LS-DYNA working directory» необходимо заметить путь к рабочей папке проекта.

При нажатии «ОК» данные автоматически сохраняются в файл OCFEM.ini и считываются при каждом запуске программы OCFEM.exe.

1.6. **Выход** – Выход из программы.

2. **Начальные данные**

Начальные данные могут быть заданы как в полях главной формы, так и в меню «начальные данные». Для решения модели необходимо задать:

- а) геометрию системы;
- б) свойства инструментального материала;

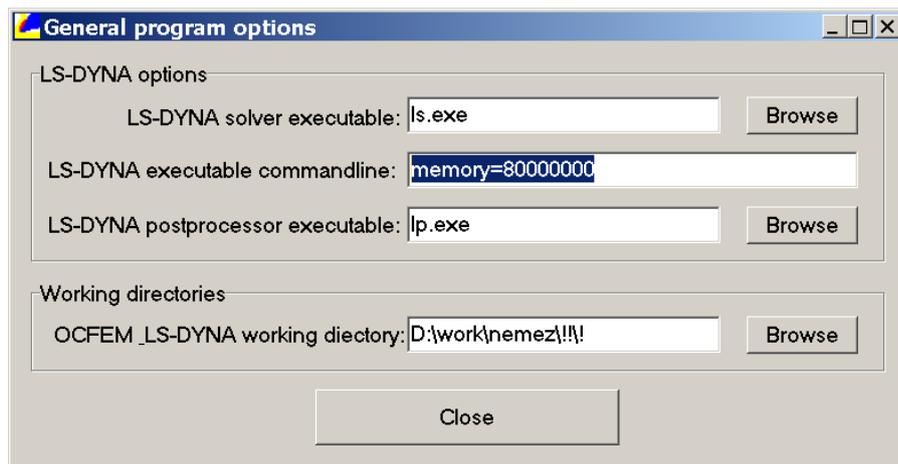


Рис. 2.5. Окно «Общие параметры»

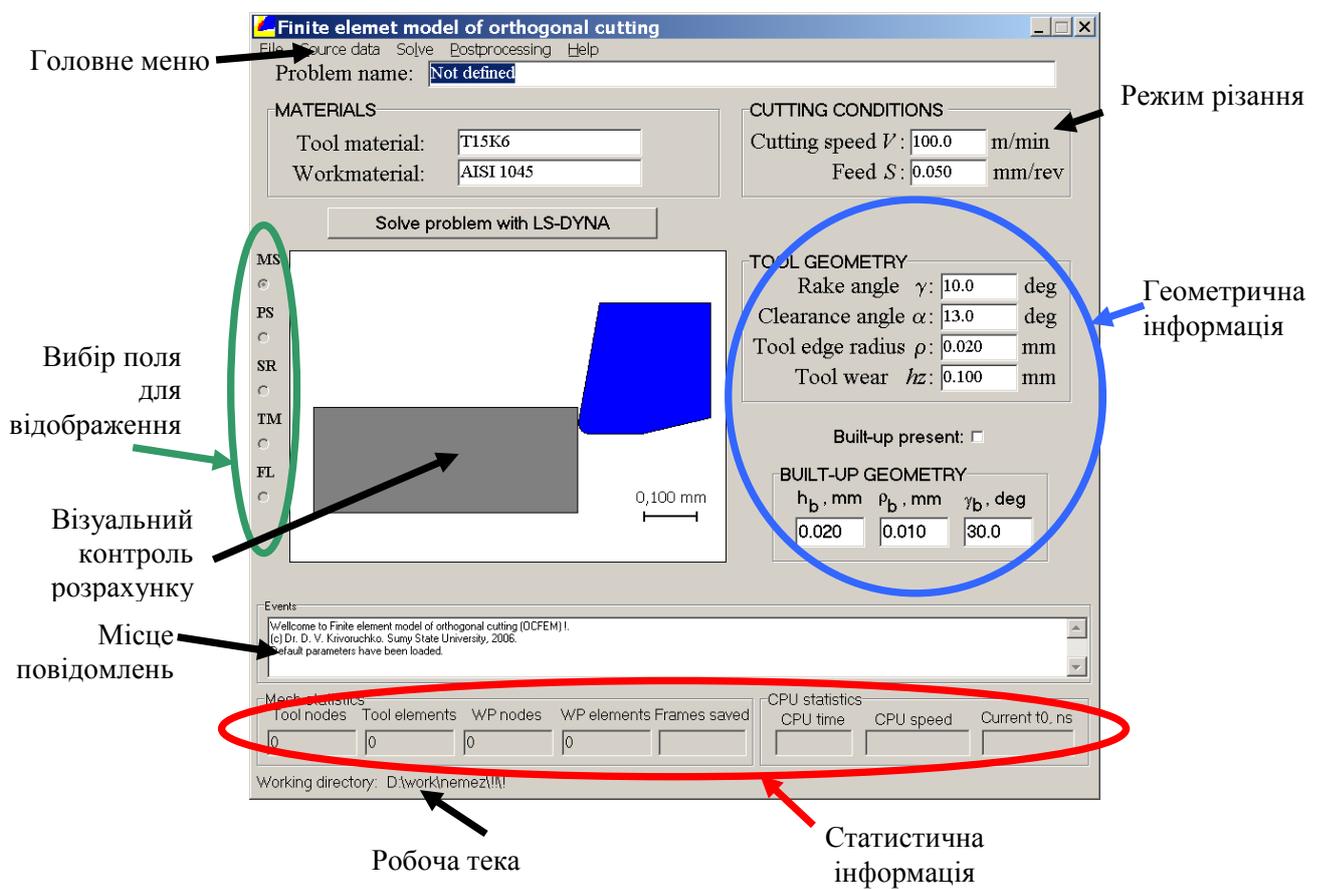


Рисунок 2.6 - Общий вид окна программы OCFEM



Рисунок 2.7 - Схема меню програми OCFEM

- в) свойства обрабатываемого материала;
- г) параметры трения и другую информацию о контактных поверхностях;
- д) параметры КЭ-сетки, шаг интегрирования по времени, шаг обновления КЭ-сетки;
- е) свойства окружающей среды.

2.1. **Материал заготовки.** В закладках этой формы можно задать общие свойства (плотность, модуль Юнга, коэффициент Пуассона, температуру окружающей среды и температуру плавления), параметры определяющего уравнения Джонсона – Кука, теплофизические свойства (коэффициент линейного расширения, теплопроводность и теплоемкость), параметры уравнения пластичности Джонсона – Кука.

В форме предусмотрено графическое изображение определяющего уравнения Джонсона-Кука. Его можно изобразить в координатах: $\varepsilon - \sigma$, $\dot{\varepsilon} - \sigma$, $\theta - \sigma$. При изменении коэффициентов происходит перестроение графического изображения. Если решается термомеханическая задача, то используется модель вязко-упруго пластичного материала, иначе – модель Джонсона-Кука.

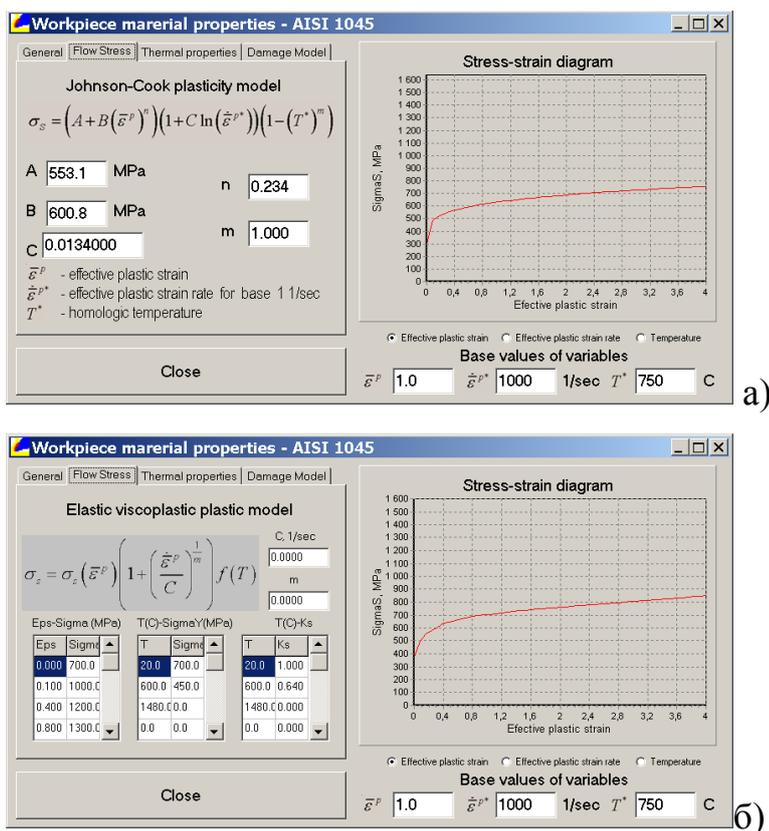


Рисунок 2.9 - Окно ввода параметров модели материала: а) Джонсона – Кука; б) упруго-вязко-пластичного материала

инструментом и заготовкой.

2.4. **КЭ-сетка.** В этой форме (рис. 2.11) можно задать размер КЭ, выбрать

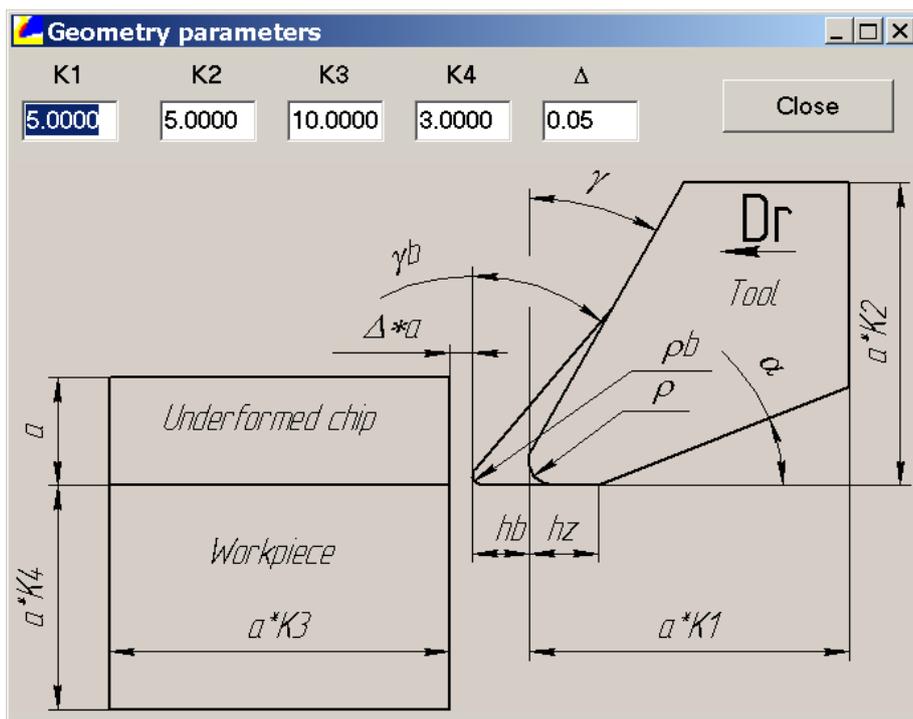


Рисунок 2.8 - Окно ввода геометрической информации

2.2. **Материал инструмента.** В закладках этой формы можно задать общие свойства (плотность, модуль Юнга, коэффициент Пуассона) и теплофизические свойства (коэффициент линейного расширения, теплопроводность и теплоемкость) инструментального материала.

2.3. **Геометрия.** В этой форме (рис. 2.8) можно задать параметры геометрической модели: размеры лезвия и размеры заготовки в единицах толщины среза. Коэффициент Δ управляет зазором между

величину шага интегрирования и количество адаптивных перестроек КЭ-сетки. Чем больше индекс сетки, тем меньше КЭ. Средний размер стороны четырехугольного КЭ равен толщине среза, разделенной на индекс сетки.

Количество шагов интегрирования ограничено сверху величиной $T / \Delta t_{\max}$. При меньшем количестве шагов шаг интегрирования вычисляется T / n_i , а ограничение на шаг интегрирования преодолевается соответствующим масштабированием плотности материалов системы. Период времени, через

который происходит перестроения КЭ-сетки, вычисляется как « $T / (\text{количество адаптивных перестроений КЭ-сетки})$ ».

2.5. Контакт. В этой форме (рис. 2.10) можно задать параметры модели трения на границах «стружка - лезвие». Возможен выбор трех моделей: «independent» - модель трения с постоянными коэффициентами, «Average contact temperature» - модель трения с вычислением параметров по; «maximum contact temperature» - модель трения. Также необходимо задать

термическое сопротивление на контактной границе «Thermal resistivity» и коэффициент масштабирования жесткости «Scale factor for contact penalties».

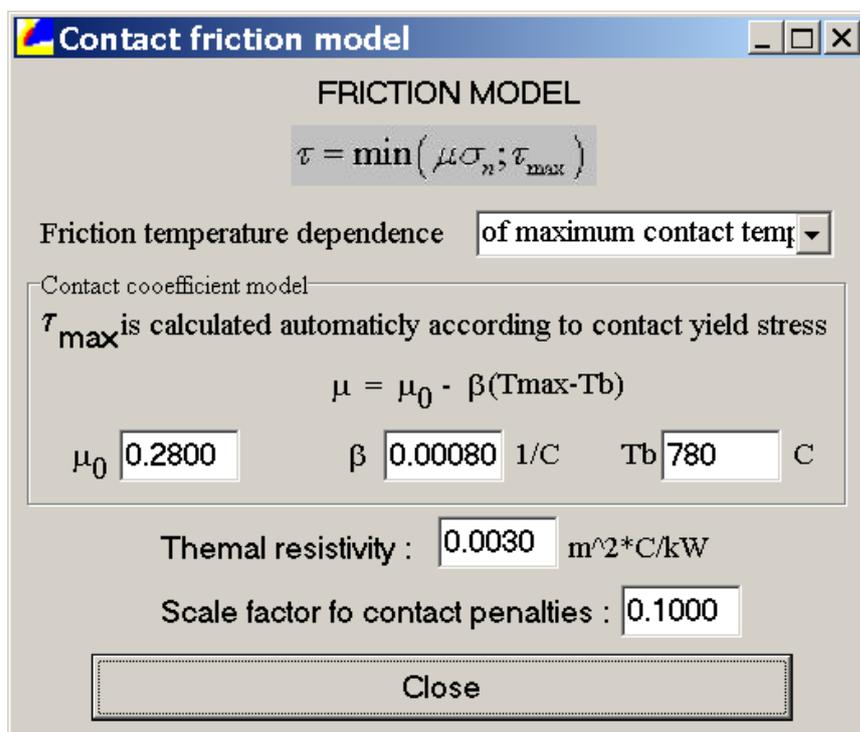


Рисунок 2.10 - Окно ввода информации о модели трения

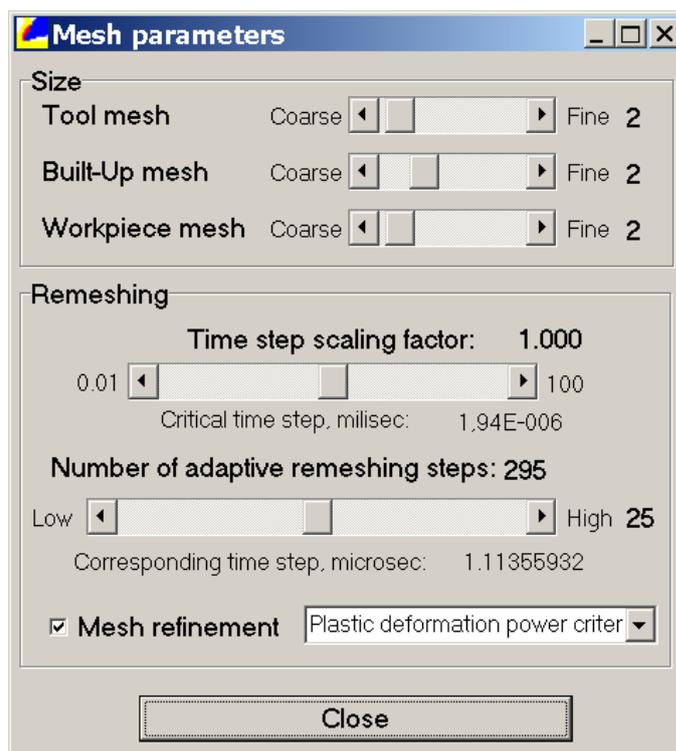


Рисунок 2.11 - Окно ввода информации о КЭ-сетке

3. Расчет

3.1 **Генерация сетки.** Выбор этой команды приводит к формированию КЭ-сетки и ее отображение в поле визуального контроля.

3.2 **Запуск решателя LS-DYNA.** Выполняется формирования файла команд lsdesk.k и запускается LS-DYNA. Возможны два алгоритма расчетов: расчеты ALE с внешним анализом критерия разрушения и расчеты с адаптивным перестроением КЭ-сетки средствами LS-DYNA. В первом случае LS-DYNA прерывает процесс расчетов через указанный в форме «mesh» период адаптивного перестроения КЭ-сетки. OCFEM вычисляет размер диагоналей КЭ и удаляет те, в которых этот параметр меньше критического A_{min} . Во втором случае LS-DYNA выполняет полное перестроение КЭ внутренними средствами через заданный период времени и не прерывает процесс расчетов.

Перед запуском расчетов в строке состояние отображается количество узлов и элементов в модели, а также предельное время расчетов. Работа по OCFEM блокируется к завершению LS-DYNA.

Перед запуском LS-DYNA с папки проекта удаляются все файлы «d3*.*».

3.3. Пункт «**Попробовать продолжить расчет**» позволяет запустить расчет с того места, где он был прерван или пользователем, или самой программой по ошибке.

3.4. **Параметры расчетов.** В этой форме (рис. 2.12) можно задать размерность расчетов (2D или 3D), а также выбрать алгоритм расчетов и требовать решения связанной тепловой задачи. В разделе «Result options» возможно задать количество кадров графической информации, которые будут сохранены на диск. Чем больше кадров хранится, тем больше необходимо места на жестком диске.

4. Просмотр результатов

4.1 **Запустить LS-POST.** Эта команда запускает LS-POST с папки проекта с автоматической загрузкой результатов расчетов 3dplot. Подробнее информация об LS-POST приведена в руководстве пользователя.

4.2 **Временные диаграммы.** В этой форме можно просмотреть зависимости $t - P_z$, $t - P_y$, $t - \theta$, $t - W$. Здесь t – время; P_z – главная проекция силы резания; P_y –

радиальная проекция силы резания; θ - максимальная температура; W - удельная работа резания:

$$W = \frac{\int_0^t P_z t dt}{a}. \quad (2.1)$$

Все силы приведены на единицу ширины среза. В связи с наличием при расчете высокочастотного шума необходимо применение фильтров высоких частот. В форме предусмотрен следующий фильтр - усреднение по k точкам. Можно задать усреднение по 1 - 9 точкам.

С помощью кнопки «Save current diagram to file» можно сохранить диаграмму в растровый файл «*.bmp» или в текстовый файл «*.txt» - выбирается в поле тип файла формы ввода имени файла.

4.3. Визуальный контроль результатов позволяет просмотреть распределения контактных напряжений и температур, а также сопоставить их с полем напряжения, пластических деформаций и температуры для любого кадра вычисленных данных (рис. 2.14). Перемещая курсор в нижней части окна можно выбирать интересующий кадр. Предусмотрено сохранение графической информации в файл.

5. Помощь. О программе. В этом разделе можно узнать версию программы.

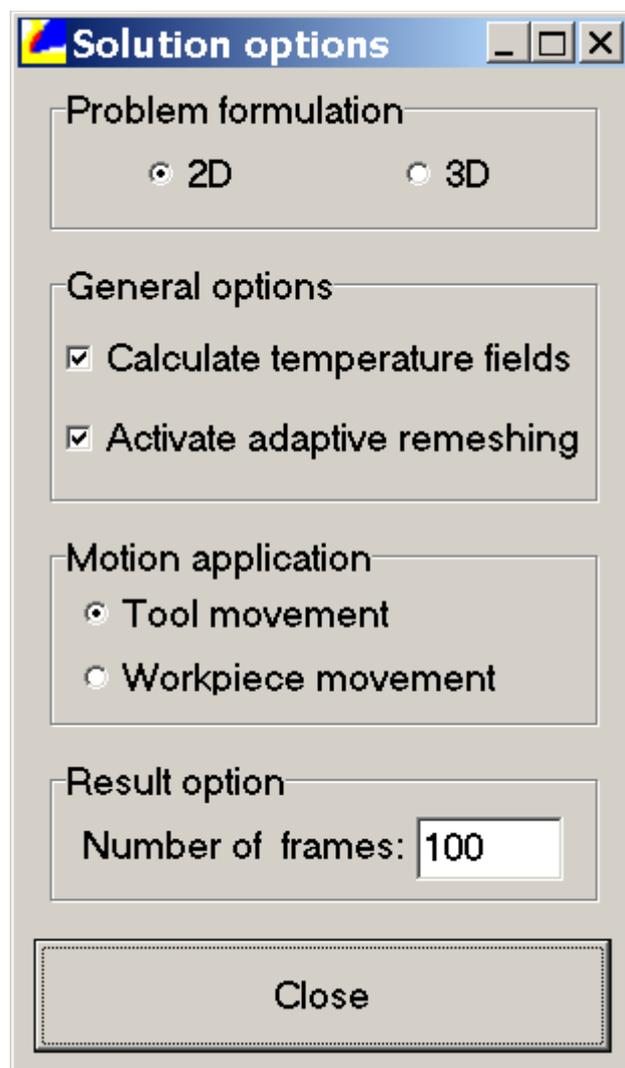


Рисунок 2.12 - Окно ввода параметров расчета

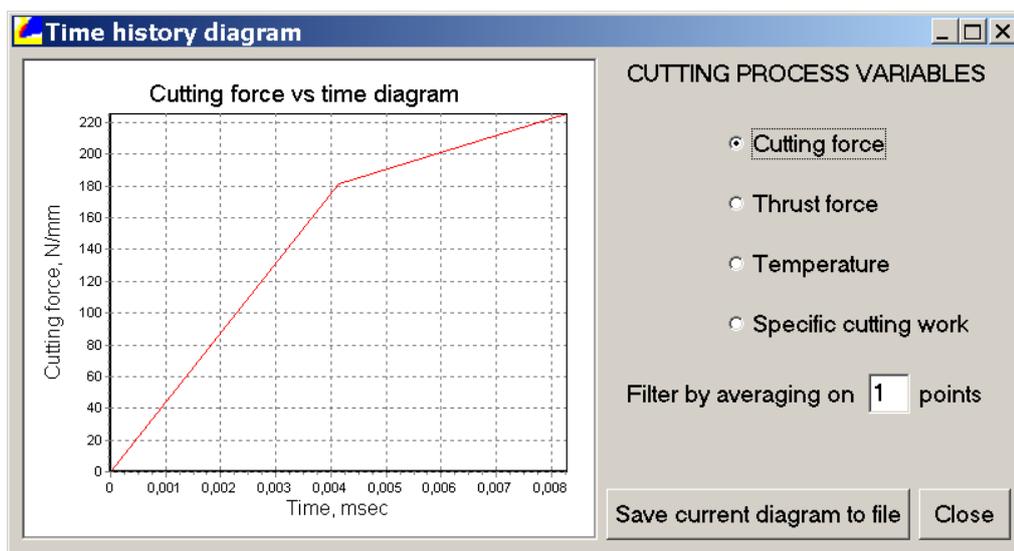


Рисунок 2.13 - Окно просмотра диаграмм

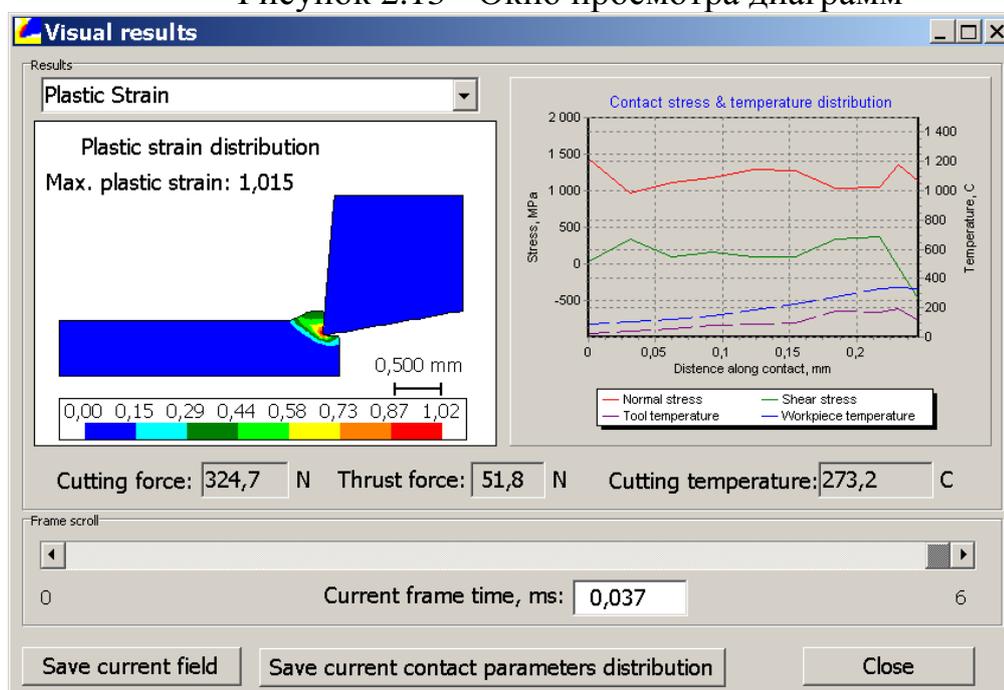


Рисунок 2.14 - Окно визуализации результатов

2.4.6 Подготовка исходных данных

При подготовке исходных данных необходимо учитывать следующие аспекты.

1. **Геометрия системы.** Длина заготовки должна быть по возможности меньше, но обеспечивать решение поставленной задачи. Чем меньше длина заготовки, тем больше скорость расчетов. Если необходимо достичь постоянного резания, то длина заготовки должна быть 10-20 толщин среза (устанавливается параметром КЭ). Если исследуется процесс врезания, то длина заготовки должна составлять 4-5 толщин среза. Высота заготовки, которая

равняется 3-4 толщинам среза, чаще всего достаточна во всех случаях. Меньшую высоту делать не рекомендуется, поскольку искажается поле напряжений.

Если радиус округления режущей кромки меньше 0.1 толщины среза, то его лучше заменять 0, поскольку в этом случае в инструменте сформируется более регулярная сетка КЭ.

Зазор Δ необходимо устанавливать таким образом, чтобы обязательно был зазор между инструментом и заготовкой размером от 0.05 до 0.1 толщины среза. Большой зазор увеличит время расчетов, меньший - не позволит затухать начальным колебаниям напряжений.

2. КЭ-сетка. КЭ-сетка должна быть по возможности меньше, особенно на границе контакта стружки с инструментом. Чем меньше сетка, тем более плавные изолинии напряжений. С другой стороны, чем больше КЭ, тем меньше скорость расчетов (зависимость квадратичная). Поэтому необходимо стремиться к наименьшему количеству элементов. 10000-12000 КЭ дает достаточно сбалансированный результат по времени и точности (см. разд. 6).

3. Количество шагов интегрирования и перестроений КЭ-сетки. Желательно выбирать по возможности меньшее количество шагов интегрирования. Однако это может привести к численной нестабильности процесса расчетов и к большим погрешностям, особенно при больших скоростях резания. 100000 шагов на длине, равной 5-ти толщинам среза, достаточно для получения стабильного и точного расчета.

Количество перестроений КЭ-сетки необходимо выбирать исследовательским путем, поскольку на этот параметр влияет размер КЭ, радиус округления режущей кромки, величина фаски износа на задней поверхности. При 8-10-м размере КЭ-сетки заготовки, $\rho=0.15a$ и нулевой фаске износа достаточно 100 перестроений КЭ-сетки на длине, равной 5 толщинам среза a . Часто именно из-за недостаточно частого перестроения КЭ-сетки LS-DYNA завершает расчеты с ошибкой. Вместе с тем необходимо учитывать то, что чрезмерно большое количество перестроений КЭ-сетки приводит к увеличению времени расчетов и «затуханию» полей пластических деформаций и напряжений.

2.4.7 Выполнение расчета

Расчет, как правило, занимает от 40 до 250 минут. В процессе расчета можно просмотреть текущие результаты, запустив LS-POST вручную, например, командой из командной строки, находясь в папке проекта:

```
"C:\Program Files\Ansys Inc\lsdyna\program\"lsprepost2_pc.exe d3plot
```

Расчеты можно прервать, нажав в окне LS-DYNA «ctrl+C, sw1».

2.5 Выводы

1. На основе проведенного анализа задач, которые могут быть решены в теории резания путем моделирования, предложено создания прогнозирующих моделей в зависимости от размеров характерного исследуемого элемента системы. Выделено пять уровней геометрической детализации моделей процесса резания. Моделируемая система резания рассматривается как совокупность объектов, определенным способом ориентированных в пространстве относительно друг друга и взаимодействующих между собой. Основными элементами системы при моделировании процессов резания являются заготовка (или ее часть) и инструмент (или его часть), осуществляющие относительные движения со скоростями резания и подачи. Все объекты взаимодействуют между собой по контактными поверхностям, создавая друг в друге деформации за счет действия контактных сил (нормальных и касательных), обусловленных заданной моделью трения на соответствующих участках контактных поверхностей пары рассматриваемых объектов.

2. Модель процесса резания, способная прогнозировать как вид, форму и размеры стружки, так и напряженно-деформированное и тепловое состояние в объеме и на контактных поверхностях лезвия и силу резания, рассмотрена с точки зрения нелинейной механики твердого деформированного тела без конкретизации геометрической формы заготовки и инструмента на этапе построения математических выражений, алгоритмов и процедур на основе лишь фундаментальных соотношений: законов сохранения массы, энергии и количества движения (уравнение движения), уравнений равновесия, теплопроводности Фурье,

связи «перемещения-деформации», связи напряженного и деформированного состояния тела. В совокупности это составляет новую концепцию создания моделей, обеспечивающих прогнозирование показателей рабочих процессов резания в заданных условиях, в том числе вида, формы и размеров стружки, - моделирование методом конечных элементов лишь на основе данных стандартизированных испытаний термомеханических и трибологических свойств обрабатываемого и инструментального материалов для исследования и оптимизации процессов механической обработки без проведения экспериментальных исследований непосредственно по резанию.

3. Решение определяющей системы уравнений во времени реализовано методом прямого интегрирования уравнений движения деформированного твердого тела в два потока: квазипараллельные расчеты НДС и теплопроводности. Разработан математический аппарат и процедуры, их реализующие. В отличие от известных решений в данном решении учтена термодинамическая граница между стружкой и инструментом, определяющая температуру и параметры трения в зоне контакта между этими телами.

4. Новая концепция реализована для 2D- и 3D- прогнозирующих моделей процесса ортогонального резания в среде DELPHI 2006 – разработана программа OCFEM. В среде Intel Visual Fortran: разработаны процедуры расчетов напряжений с учетом нелинейности пластических деформаций и влияния температурно-скоростного фактора. Процедура вычисления предусматривает использование программы LS-DYNA для интегрирования уравнений движения, в которую имплементированы разработанные процедуры расчетов напряжений. В то же время внутренние процедуры OCFEM реализуют перестроение КЭ-сетки, предельные условия, расчеты модели трения, а также прет- и постпроцессорную обработку данных.

3 МЕТОДИКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ ВЛИЯНИЯ СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ЦЕЛЬНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ

Как уже указывалось в разд. 1, в настоящее время для нестационарных процессов задача определения оптимального значения радиуса округления режущей кромки производителями режущих инструментов и исследователями решается, как правило, экспериментально. Рекомендации по назначению геометрических параметров режущей части инструмента, разработанные тем или иным автором, применимы, чаще всего, только для конкретной, рассмотренной им, пары «обрабатываемый – инструментальный» материалы. Такой подход, как правило, с одной стороны требует значительных временных и материальных ресурсов, а с другой, - не позволяет прогнозировать выходные показатели процесса обработки и выбирать требуемые для него наилучшие (оптимальные, рациональные) как характеристики и параметры режущего инструмента (материал режущей части, ее конструкция и геометрия), так и, собственно, самого процесса резания (режим резания) для условий, отличных от тех, при которых проводились эксперименты. Одним из эффективных методов решения указанной проблемы на современном этапе является применение информационных (компьютерных) технологий с использованием математических моделей и экспериментальной проверки полученных с их помощью (виртуальных) результатов прогнозирования, оптимизации и т.п. В данном разделе приведены методологические основы разработки методики теоретических исследований влияния радиуса округления режущей кромки на работоспособность цельных твердосплавных концевых фрез проведенные с помощью разработанной математической модели виртуальных исследований процесса фрезерования таких труднообрабатываемых материалов, как литейные стали аустенитного класса, направленных на совершенствование их механической обработки: уменьшение температуры, сил и мощности резания, повышение стойкости и ресурса инструмента (фрезы), повышение точности и

улучшение качества обработанных поверхностей, снижение себестоимости обработки и т.п.

3.1 Методика выбора физических критериев отказа цельных твердосплавных концевых фрез

При концевом фрезеровании имеет место циклическое нагружение и рабочей части фрезы и ее режущей кромки (рис. 3.1). При этом механические нагрузки на режущую кромку изменяются от нулевого до максимального значения в момент срезания слоя материала толщиной, обусловленной подачей на зуб фрезы. Помимо циклических силовых нагрузок также имеет место циклическое изменение температуры.

Вместе с тем, амплитуды циклического изменения напряжений в зоне режущей кромки (в лезвии) и в рабочей части многолезвийной фрезы различны: в лезвии и режущей кромке имеет место пульсирующий цикл, в то время как в рабочей части - симметричный цикл. Последнее обусловлено одновременной работой нескольких зубьев. Поэтому прочность фрезы будет определяться усталостной прочностью и статической прочностью лезвий и рабочей части.

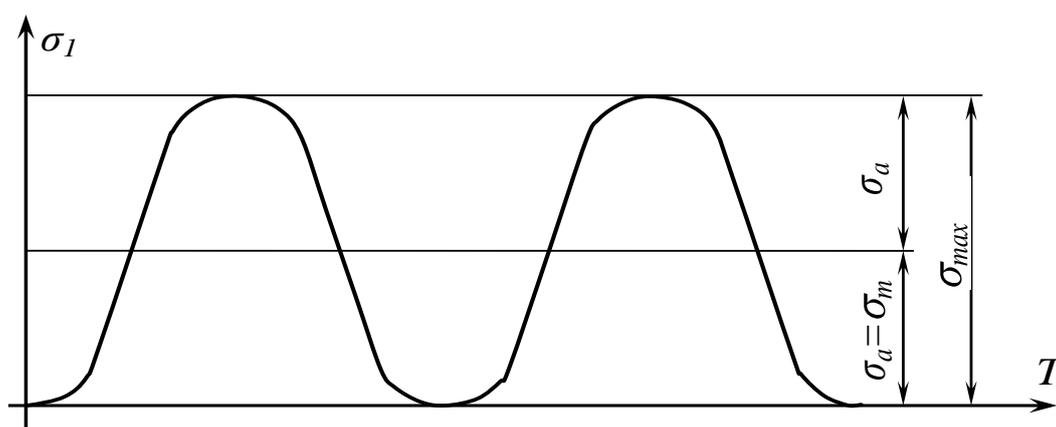


Рисунок 3.1 – Ассиметричный цикл изменения напряжений в лезвии концевой фрезы

Известно [15], что состояние хрупких материалов, к которым относятся и твердые сплавы, в точках возможного разрушения полностью определяется уровнем действующих напряжений. Так как наступление предельного состояния

обуславливается 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 двух механизмов разрушения. При низких температурах нагрева наибольшее значение для разрушения инструментальных материалов имеют нормальные растягивающие напряжения, а 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 [15].

Критерий предельного состояния режущего лезвия σ_η в статике (3.1) предлагается использовать в виде двух слагаемых [16], из которых первое определяется величиной пластической деформации и характеризует условия зарождения трещины, а второе - ее развитие и распространение:

$$\sigma_\eta = \chi \sigma_i + 1 - \chi \sigma_1 P \leq \sigma_\sigma, \quad (3.1)$$

где $P = A^{1-J}$, здесь J - параметр, характеризующий жесткость схемы нагружения;
 A - константа, характеризующая статический фактор развития разрушения;

$$A = 1 - \frac{1}{m},$$

где m - коэффициент гомогенности. Для твердых сплавов WC – Co $A=0.8$ [15].

Интенсивность напряжений в соответствии с [17]:

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot ((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2) + 3 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}, \quad (3.2)$$

где $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ – нормальные растягивающие напряжения;

$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ – касательные напряжения;

σ_B – предельно-допускаемое напряжение растяжения;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные напряжения;

χ - безразмерный параметр, определяющий долю сдвиговой деформации в разрушении $\chi = \frac{\sigma_g}{\sigma_{-g}}$. Свойства инструментальных материалов изменяются с ростом

температуры, соответственно изменяется и χ [15]:

для сплавов WC – Co при температуре $T < 600$ °C

$$\sigma_{\eta} = 0,24\sigma_i + 0,76\sigma_i \cdot 0,8^{1 - \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}} \leq \sigma_g \quad (3.3)$$

При дальнейшем росте температуры величина χ увеличивается, а разрушение и формоустойчивость режущей кромки все больше характеризуется ее пластической деформацией. Широкая экспериментальная проверка [16] данного критерия прочности как на металлокерамических сплавах, так и на других материалах в условиях сложного напряженного состояния показала, что его достоверность достигает 92–95%.

Сравнение ряда критериев усталостной прочности инструментальных материалов [15] показывает неоднозначность определения предела усталости. Результаты проведенных экспериментов по оценке усталостной прочности инструментальных материалов говорят о том, что наибольшей достоверностью обладает критерий, предложенный А.А. Лебедевым [16]. Данный критерий характеризуется корреляционной зависимостью между характеристиками статической и усталостной прочностей, отмеченной многими исследователями [18, 19, 16], и выведен с учетом статического подхода к проблеме усталостной прочности в условиях нестационарно теплового режима, характерного для процесса фрезерования:

$$A_0 \frac{\sigma_a}{\sigma_g} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_g} \right)^{\alpha, A_0} = 1, \quad (3.4)$$

где $A_0 = \frac{\sigma_g}{\sigma_{-1}}$; σ_{-1} - предел усталости по данной базе циклов в случае симметричного

нагружения;

$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}$ – амплитудное напряжение цикла;

$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2}$ – среднее напряжение цикла;

α_y - коэффициент, зависящий от состояния поверхности и чувствительности материала к концентрации напряжений и виду напряженного состояния. Для твердого сплава при алмазной доводке поверхностей инструмента $\alpha_y = 0,95$ [15]. Шлифование абразивным кругом без доводки снижает α_y на 15 – 20%.

Диаграммы для основных видов инструментальных материалов, приведенные на рис. 3.2, позволяют определить его циклическую прочность в условиях широкого изменения напряженного состояния под действием силовых нагрузок с учетом температуры нагрева материала по данным об амплитудном значении напряжения:

$$\sigma_a = \chi \sigma_{ia} + 1 - \chi \sigma_{1a}, \quad (3.5)$$

где σ_{ia} - амплитудное значение эффективного напряжения;

σ_{1a} - амплитудное значение σ_1 ;

$$\chi = \frac{1}{\sqrt{3}-1} \left(\frac{\sigma_{\epsilon}}{\tau_{\epsilon}} - 1 \right). \quad (3.6)$$

и значению среднего напряжения цикла:

$$\sigma_m = \chi \sigma_{im} + 1 - \chi \sigma_{1m}, \quad (3.7)$$

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

σ_{1m} - среднее значение σ_1 цикла.

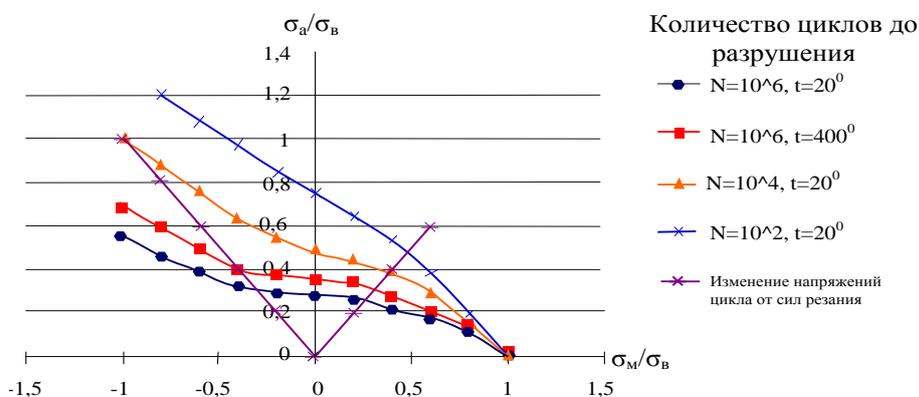


Рисунок 3.2 – Диаграмма для определения предела усталости твердого сплава при сложном напряженном состоянии и различных температурах [15]

Для инструментальных материалов $\chi = 0,75...0,95$.

Для твердых сплавов группы WC–Co:

$$0,41\sigma_e + \left(\frac{\sigma_m}{75}\right)^5 = 1. \quad (3.8)$$

Одновременно с изменением напряжений под действием силовых нагрузок режущая часть инструмента подвергается переменным тепловым нагрузкам, имеющим большое значение в усталостном разрушении инструментальных материалов. Решению этой проблемы посвящено ряд крупных исследований [20, 21].

В случае, если условие (3.4) выполняется, то усталостное разрушение не произойдет никогда. В противном случае наступит усталостное разрушение, однако через какое количество циклов – неизвестно. Для того, чтобы ответить на этот вопрос, воспользуемся диаграммами усталости, полученными для случая сжатия цилиндрических образцов. Так, в работе [15] представлены данные для твердого сплава BK8 при температуре 550°C (рис. 3.3), а в работе [22] приведены результаты испытаний твердых сплавов. Ограниченность данных об усталостных свойствах твердых сплавов позволяет лишь качественно оценить стойкость режущего инструмента по критерию выкрашивания режущей кромки и усталостной прочности.

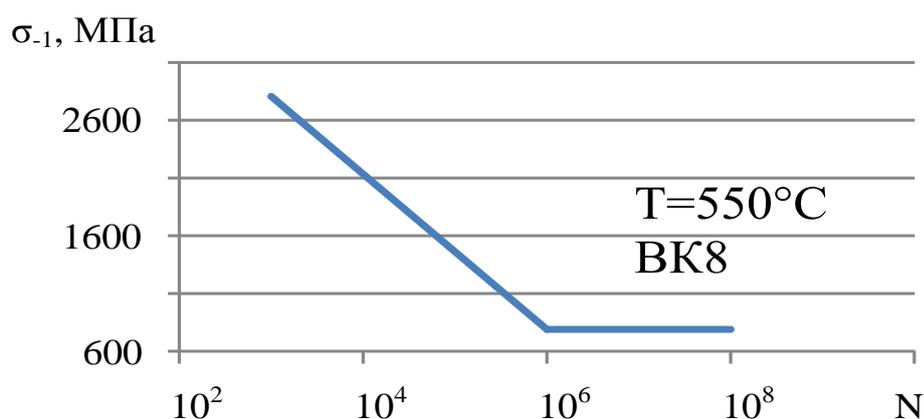


Рисунок 3.3 – Диаграмма усталости твердого сплава BK8 [15]

Расчет интенсивности изнашивания выполнялся по результатам исследований А.Д. Макарова. В его работе [23] представлена зависимость интенсивности изнашивания J_h от контактных напряжений и температуры:

$$J_h = 15,5 \cdot 10^{-50} \tau_a^{3,0} \theta^{12}, \quad (3.9)$$

где J_h - интенсивность износа, вычисляемая как высота изношенного слоя, приходящаяся на единицу пути трения, мкм/м;

τ_a - контактные касательные напряжения, МПа;

θ - температура, °С.

Несомненно, в процессе резания геометрия лезвия изменяется. Изменяются контактная температура и напряжения. Следовательно, изменяется и интенсивность изнашивания. Однако в первом приближении стойкость инструмента может быть оценена интенсивностью изнашивания лезвия с геометрией, после периода приработки. Тогда

$$T = \frac{H}{\max J_h l}, \quad (3.10)$$

где l - координата точки на контактной поверхности;

$J_h l$ - интенсивность изнашивания в точке контактной поверхности с координатой l ;

H - критерий износа (максимально допустимая потеря материала лезвия).

3.2 Постановка задачи моделирования

В первом разделе форма режущего лезвия определена как наиболее неопределенный параметр геометрии инструмента. Но от него в значительной степени зависит стойкость инструмента. Для концевых фрез характерны отказы, связанные с износом лезвия, прочностью рабочей части и недопустимой амплитудой вибраций. Значит, для достижения цели работы необходимо установить влияние формы режущего лезвия, которое будем характеризовать радиусом его округления, на все виды отказа.

Анализ современных представлений о работоспособности концевых фрез (рис. 3.4) и взаимосвязь различных видов отказов показывает, что поломка рабочей части инструмента происходит вследствие увеличения сил, которые действуют на инструмент. Такое увеличение может быть обусловлено, в т.ч. и увеличением радиуса округления режущей кромки ρ , связанного с процессами износа режущего лезвия и выкрашиванием режущей кромки. Увеличение ρ также способствует изменению динамического состояния технологической системы и увеличению параметров вибраций, что, в свою очередь, способствует увеличению динамической нагрузки на лезвие и режущую кромку, дополнительному его износу и ее выкрашиванию.

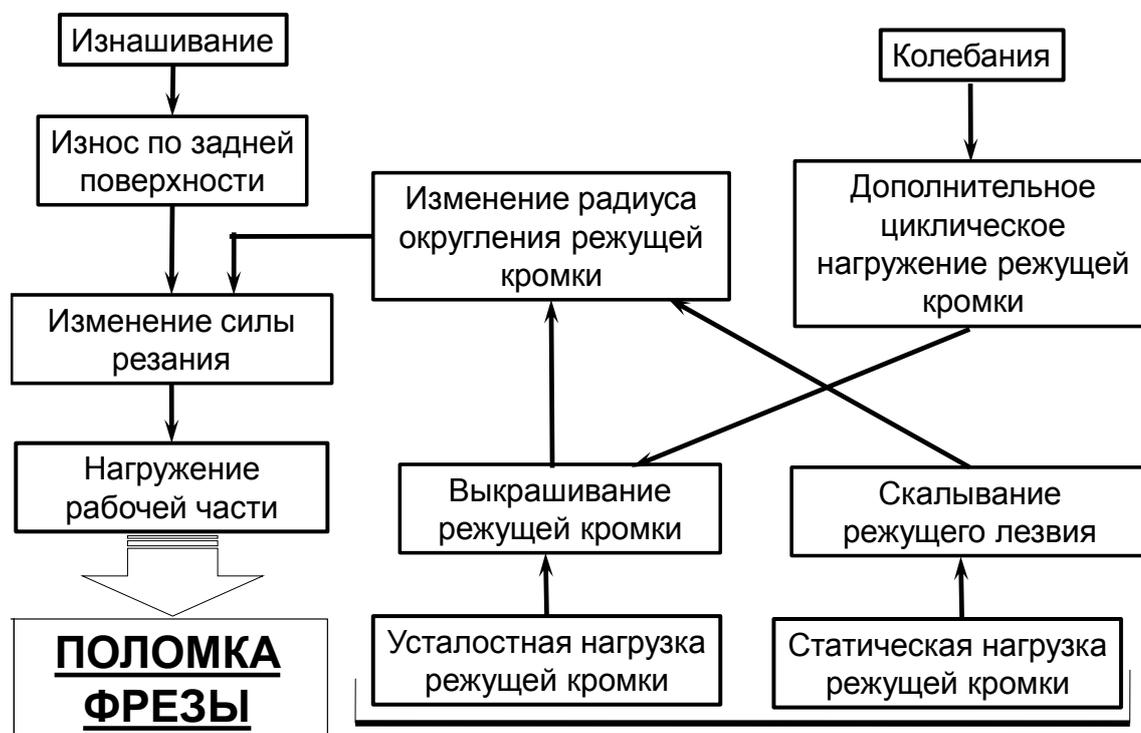


Рисунок 3.4 – Отказы концевых фрез и их взаимное влияние

Ставится задача прогнозирования для заданного значения радиуса округления режущей кромки стойкости, исходя из критериев изнашивания и хрупкого разрушения лезвия, прочности режущей части и динамической устойчивости процесса фрезерования цельными твердосплавными концевыми фрезами литейных сталей аустенитного класса. Исходные данные включают в себя:

- геометрию инструмента ($\alpha, \beta, \gamma, \rho, h_3$) и заготовки (b, L);
- физико-термомеханические свойства инструмента и заготовки ($E_i, \nu_i, C_{mi}, \lambda_i, A, B, n, C, m, E_3, \nu_3, C_{m3}, \lambda_3, \varepsilon_p, \mu, D_1, D_2, D_3, D_4, D_5$);
- режим резания (V, S_z, t, B) и кинематику процесса фрезерования.

Подлежат определению следующие внутренние параметры процесса фрезерования:

- проекции силы резания (P_z, P_y) – для проверки адекватности модели и прогнозирования динамической устойчивости процесса фрезерования (см. п. 2.5);
- температура резания (T) и тепловое поле ($\{T\}$) – для прогнозирования интенсивности изнашивания и критических напряжений в лезвии;
- величина и распределение контактных напряжений (τ_n, σ_n) – для прогнозирования интенсивности изнашивания лезвия;
- поля напряжений и деформаций в лезвии и в рабочей части ($[\sigma], [\varepsilon]$) – для оценки показателей усталостной прочности лезвия и прочности рабочей части фрезы.

3.3 Расчет контактных напряжений, напряжений в объеме лезвия и интенсивности изнашивания

Задача о влиянии радиуса округления режущей кромки на интенсивность изнашивания и выкрашивания лезвия при концевом фрезеровании относится к уровню детализации «Лезвие». Решение задачи требует расчета контактных напряжений и температур. Решение этой задачи уже получено с использованием метода конечных элементов, С. С. Ковальчуком [24], Т. Ozel и Е. Zeren [25], однако, только для ортогонального резания. В работе Д. В. Криворучко [26] рассчитаны контактные напряжения методом линий скольжения для процессов с переменной толщиной среза при резании сталей, однако не определены контактные температуры и напряжения в объеме лезвия.

В данной работе, основываясь на обобщенной математической модели стружкообразования, описанной в разделе 2, для расчета необходимых напряжений и температур в режущем лезвии концевой фрезы использована ее 2D-реализация.

Процесс концевой фрезерования представляется как прямоугольное свободное резания с переменной толщиной среза, которая изменяется от нулевого значения до ее максимальной величины, обусловленной подачей на зуб фрезы S_z (рис. 3.6). Рассматривая худший случай встречного резания с глубиной резания, равной половине диаметра фрезы, срезаемый слой представлен срезаемым слоем с непрерывно возрастающей толщиной среза от 0 до $a_{z \max}$, величина которой в конце цикла принята равной подаче $a_{z \max} = S_z$ (рис. 3.6).

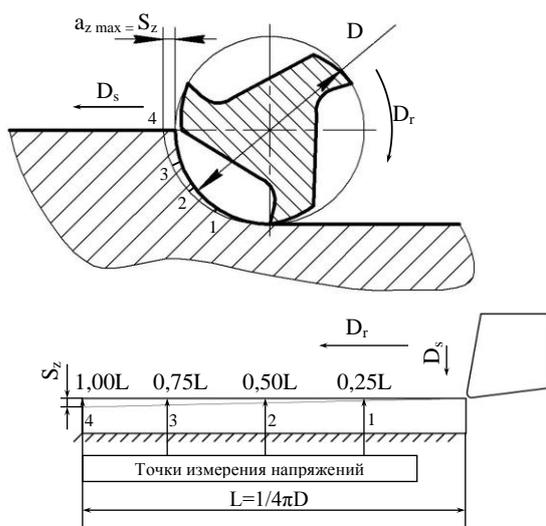


Рисунок 3.5 – Расчетная схема

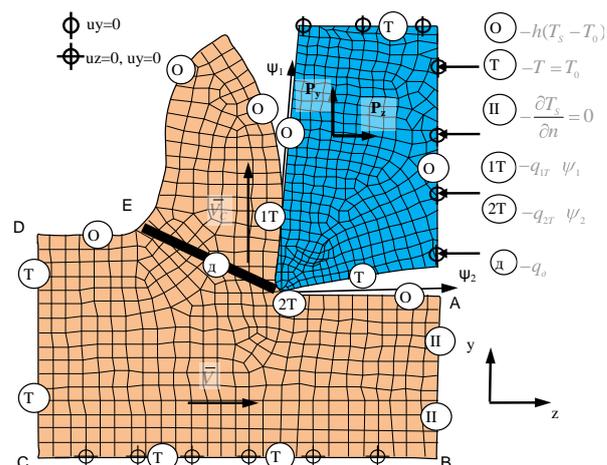


Рисунок 3.6 – Граничные условия

Эта расчетная схема была реализована граничными условиями, которые представлены жестким закреплением основания изначально прямоугольной заготовки (рис. 3.6). Нагрузки прикладывались к инструменту его перемещением со скоростью резания в направлении $-Z$ и перемещением, равным величине подачи на зуб фрезы S_z на длине пути резания L в направлении $-Y$.

Тепловые граничные условия определяли процесс сухого резания [69]. Граничные условия для связанной тепловой задачи заданы в виде постоянной температуры, равной комнатной, для границ AB , BC , ED (рис. 3.6) и всех остальных адиабатических границ. Начальные условия – постоянная комнатная температура по всему объему инструмента и заготовки.

Геометрия инструмента задавалась передним углом γ , задним углом α , величиной фаски износа h_z и радиусом округления режущей кромки ρ .

Геометрия заготовки задавалась длиной равной $1/4\pi D$ (рис. 3.6), глубиной под поверхностью резания, равной четырем значениям подачи на зуб фрезы. При меньшей высоте происходит искажение полей напряжений заготовки.

Режим резания задавался скоростью резания V , шириной срезаемого слоя $b=1\text{мм}$, подачей S_z , толщина срезаемого слоя изменяется от нуля до значения, равного величине подачи на зуб фрезы S_z .

Параметры решателя задавались в соответствии с рекомендациями работы [12]. Минимальный размер ребра конечных элементов заготовки был принят 2 мкм, минимальный размер ребра конечных элементов инструмента был принят 0,7 мкм. Столь малый размер конечных элементов инструмента необходим для получения достоверного поля напряжений в области режущей кромки. Однако решение в этом случае требует значительного времени (сотни часов). Для сокращения времени расчета был использован прием, суть которого заключается в следующем: первоначально инструмент определяется как абсолютно жесткое тело. Размер ребер КЭ сетки заготовки задается в 2-3 раза большим, чем необходимо. Выполняется расчет на всей длине резания зуба за один цикл и определяется температурное поле и общие контуры стружки. При таком подходе время расчета сокращается в 10-20 раз. Далее выбираются 4-5 расчетных точек (см. рис. 3.6), в которых полученное укрупненное решение, которое уточняется на относительно небольшой длине пути резания (примерно 1-2%L) путем выполнения расчета с требуемым размером КЭ сетки и принятием в качестве начальных условий данных, полученных из укрупненного решения. Усредняя данные за последние 10 итераций, определяются поля напряжений и температур. Общее время решения задачи сокращается в 4-5 раз.

Чтобы оценить напряжения в режущем лезвии в некоторый момент времени расчет останавливается, и инструмент из абсолютно жесткого тела «переключается» в абсолютно-упругое тело, подчиняющееся закону Гука. Размер элементов в заготовке задается в 2-3 раза меньше размера элемента используемого при полном расчете. Размер заготовки уменьшается путем удаления элементов заготовки, находящихся на значительном удалении от зоны резания. Поля напряжений и температур переносятся на заготовку с новыми размерами и инструментом. После

этого выполняется расчет с небольшим количеством шагов. Такой подход позволяет произвести расчет напряжений и температур в режущем лезвии в интересующих точках одного цикла резания зуба (рис. 3.7) за приемлемое время.

В результате расчетов получаем тензор напряжений в гауссовых точках КЭ. В связи с непрерывным движением волн напряжений в объеме лезвия из-за малого шага интегрирования. Достоверные результаты в случае использования явного решателя возможно получить путем усреднения полей напряжений по времени. Для этого был разработан на языке Intel FORTRAN 10.1 специальный модуль постобработки результатов (приложение А).

Контактные нормальные напряжения на контактной поверхности рассчитывались по формуле:

$$\sigma_n = \sigma_x \cdot \cos^2 \alpha + \sigma_y \cdot \sin^2 \alpha + \sigma_{xy} \cdot \sin 2\alpha, \quad (3.11)$$

где α - угол наклона рассматриваемой площадки режущей кромки к направлению скорости резания,

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}$ - напряжения в узлах на контактной поверхности. Контактные касательные напряжения на контактной поверхности

$$\tau_n = \sigma_{xy} \cdot \cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha + \frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_y) \sin 2\alpha. \quad (3.12)$$

Процедура расчета контактных напряжений также была имплементирована в разработанный модуль постобработки.



Рисунок 3.7 – Укрупненный алгоритм расчета напряжений и температур в лезвии при резании с переменной толщиной среза

3.4 Расчет напряжений в объеме рабочей части концевой фрезы

Геометрия концевых фрез достаточно сложна для того, чтобы можно было применить аналитические модели. Численные модели, и в частности, модели, реализованные методом конечных элементов, в этом случае являются единственным средством решения задачи. Известно решение С.А. Крижановского [6] о расчете напряжений в рабочей части концевой фрезы методом конечных элементов путем приложения к упругой модели фрезы нагрузок на зубья, рассчитанных по аналитической модели. Однако в этом случае не учитываются силы, действующие на фрезу со стороны стружки.

В данной работе предлагается совместить модель стружкообразования с упругой моделью концевой фрезы с целью повышения достоверности распределения прикладываемых нагрузок и, в конечном счете, напряжений в рабочей части всей фрезы.

Для этого использована 3D-конечно-элементная модель процесса стружкообразования, разработанная в соответствии с методологией [12]. Обрабатываемая заготовка и инструмент представляются 3D-моделями в натуральную величину.

Геометрия. Заготовка для моделирования процесса резания предлагается в форме сегмента, радиус которого равен радиусу фрезы, толщина сегмента равна четырем значениям подачи на зуб фрезы. Высота сегмента равна ширине фрезерования.

Режущие кромки фрезы в случае 3D-моделирования выполнялись абсолютно острыми. Такая геометрия фрезы позволяет создавать более простую конечно-элементную сетку, сократить время расчета и, учитывая теорему о близкодействии напряжений, достоверно рассчитать напряжения в рабочей части инструмента. В качестве примера на рис. 3.8 представлен эскиз исследуемой концевой фрезы и ее трехмерная модель.

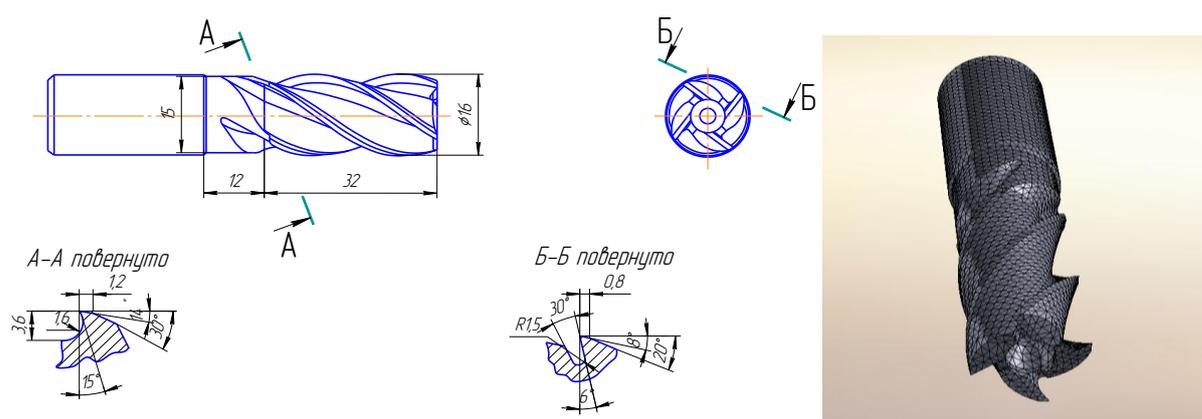


Рисунок 3.8 – Пример модели концевой фрезы

Создание 3D-моделей заготовки и инструмента было выполнено средствами SOLIDWORKS. Построение **конечно-элементной сетки** выполнено также

средствами SOLIDWORKS: в состав SOLIDWORKS входит модуль конечно-элементного анализа COSMOSWORKS, который имеет встроенный генератор конечно-элементной сетки. Использовались тетраэдрические КЭ с 10 узлами. Они могут использоваться для решения задач пластического деформирования, и с их помощью легко выполнить дискретизацию модели сложной формы [12]. Размер конечных элементов заготовки выбирался исходя из того, чтобы расчет занимал приемлемое время. Размер грани КЭ составил от 0,1 до 0,15 мм.

Нагрузки, начальные и граничные условия. Механические граничные условия заданы жестким закреплением нескольких границ заготовки (рис. 3.9). В данном случае заготовка жестко закреплена по всей поверхности, противоположной обрабатываемой поверхности. Для инструмента задаются ограничения перемещений его базовых поверхностей. Граничные условия на свободных поверхностях при решении тепловой задачи задаются как условие теплообмена с окружающей средой в соответствии с законом Ньютона-Рихмана [27].

Начальные условия для концевой фрезы задаются вращением вокруг ее оси и перемещением в направлении движения подачи D_s . При решении тепловой задачи задавалось начальное температурное поле в виде равномерной температуры для заготовки и инструмента равной комнатной.

Механические нагрузки задаются по «жесткой» схеме перемещения инструмента с заданной скоростью, равной скорости минутной подачи фрезы, и вращением фрезы вокруг своей оси с частотой, равной частоте вращения шпинделя.

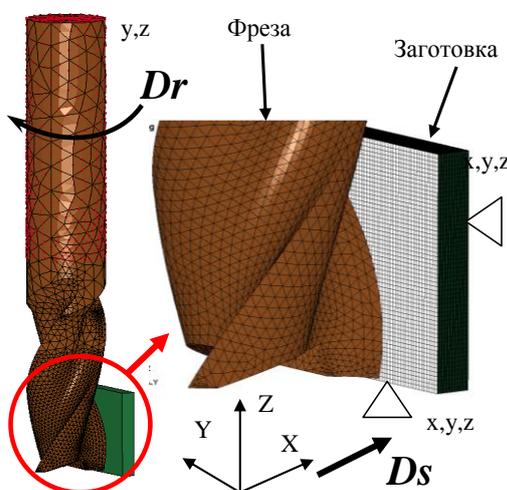


Рисунок 3.9 – Расчетная схема и граничные условия 3D-модели концевое фрезерования

Для оценивания прочности рабочей части фрезы используется алгоритм, аналогичный алгоритму, применяемому для определения прочности режущей кромки (см. раздел **Ошибка! Источник ссылки не найден.**). Следует отметить, что рассчитанная величина напряжений требует корректировки в связи с допущением об абсолютно остром лезвии. Поправочный коэффициент рассчитываем путем сравнения полученной в результате 3D-расчета максимальной силы резания P_z на 1 зуб и той ее величины, которая должна получиться при резании округленным лезвием $P_{z\rho}$, путем интегрирования данных 2D-расчета:

$$K_{P_{z\rho}} = \frac{P_{z\rho}}{P_z}, \quad (3.13)$$

$$\text{где } P_{z\rho} = \frac{R}{S_z} \int_0^L \frac{\partial P_z}{\partial a} \frac{dl}{\cos l / R} = \int_0^B \frac{\partial P_z}{\partial a} \bigg|_a \frac{\operatorname{tg} \omega}{\cos H \operatorname{tg} \omega / R} dH;$$

R - радиус фрезы;

ω - угол наклона винтовой линии зуба;

H - координата вдоль оси фрезы;

$P_z a$ - зависимость силы резания от толщины среза при данной геометрии лезвия.

3.5 Расчет области виброустойчивости процесса концевое фрезерование округленным лезвием

При концевом фрезеровании, как и в любом другом процессе резания, колебания в технологической системе возникают в результате действия динамических сил [28]. Колебания в значительной мере определяются зависимостью силы резания от толщины среза, изменяющейся во времени $P_z = f(a, \tau)$. Известно [29, 30], что на эту зависимость влияет радиус округления режущей кромки.

В работах S. T. Chiriacescu [31], Y. Altintas [32], R. P. Faassen [33] показано, что колебания концевой фрезы в процессе обработки относительно обрабатываемой детали достаточно рассматривать в горизонтальной плоскости, с двумя степенями

свободы, которые соответствуют перемещениям x и y в направлении осей X и Y (рис. 3.10). Для технологической системы колебания центра фрезы относительно обрабатываемой детали можно описать системой дифференциальных уравнений для двух степеней свободы [28]:

$$\begin{cases} m_x \cdot x'' + h_x \cdot x' + c_x \cdot x = -P_y \cdot \sin(\psi) - P_z \cdot \cos(\psi) \\ m_y \cdot y'' + h_y \cdot y' + c_y \cdot y = P_y \cdot \cos(\psi) - P_z \cdot \sin(\psi) \end{cases}, \quad (3.14)$$

где m_x, m_y – приведенные массы ТС вдоль соответствующих осей;

h_x, h_y – приведенные коэффициенты демпфирования ТС вдоль соответствующих осей;

c_x, c_y – приведенные жесткости технологической системы вдоль соответствующих осей;

x, y – перемещения фрезы относительно детали вдоль соответствующих осей;

P_z, P_y – динамические силы резания, действующие на технологическую систему.

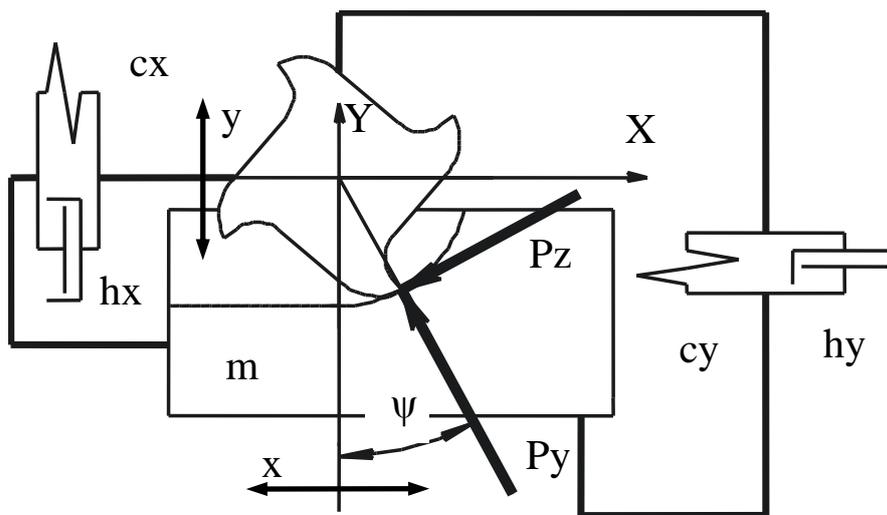


Рисунок 3.10 – Эквивалентная расчетная схема концевое фрезерования

Динамическую устойчивость технологической системы в процессе концевое фрезерования в случае, когда в контакте с заготовкой находится только один зуб, можно представить структурной схемой в терминах теории автоматического управления (рис. 3.11) [28]:

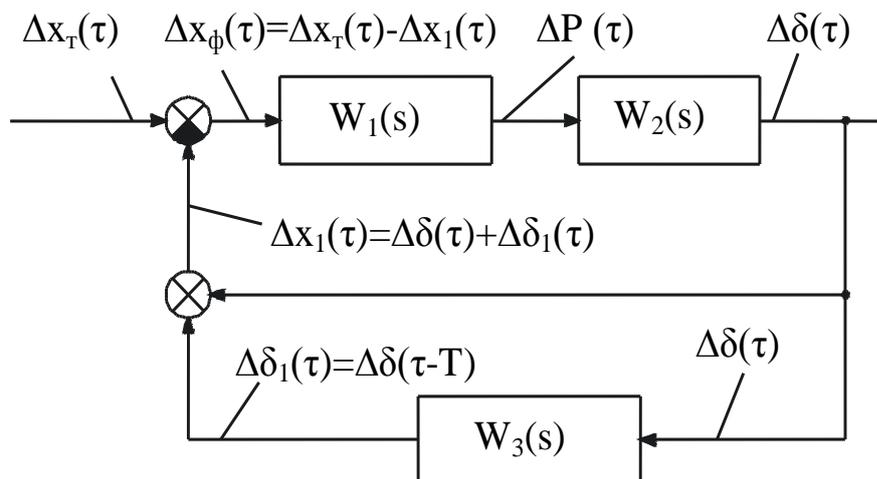


Рисунок 3.11 – Структурная схема ТС в условиях концевого фрезерования в общем виде (для обобщенного приращения силы резания и координат): Δx_m – заданное теоретическое приращение координат вершины зуба фрезы; Δx_ϕ – фактическое приращение координат вершины зуба фрезы; ΔP – приращение силы резания; $\Delta \delta$ – приращение деформации ТС; T – период одного цикла резания зуба фрезы; Δx_l – приращение отклонения вершины зуба фрезы.

Как показано в работе [28], характеристическое уравнение технологической системы, представленной на рис. 3.11, в матричной форме для двух степеней свободы будет иметь вид:

$$D(s) = \det [I + W_1(s) \cdot W_2(s) \cdot 1 - W_3(s)] = 0, \quad (3.15)$$

где $I = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$ – единичная матрица;

$W_1(s) = \begin{bmatrix} W_{1xx}(s) & W_{1xy}(s) \\ W_{1yx}(s) & W_{1yy}(s) \end{bmatrix}$ – передаточная функция процесса стружкообразования;

$W_2(s) = \begin{bmatrix} W_{2xx}(s) & W_{2xy}(s) \\ W_{2yx}(s) & W_{2yy}(s) \end{bmatrix}$ – передаточная функция технологической системы,

причем $W_{2xy} = W_{2yx} = 0$;

$W_3(s) = e^{-sT}$ – передаточная функция процесса запаздывания по следу.

Динамическая устойчивость линейной системы по Ляпунову имеет место при $\text{Re}(q) < 0$, где q – корень уравнения (3.15). Границу динамической устойчивости

системы в этом случае можно определить, используя метод D-разбиения и полагая, что все варианты условий, которые обеспечивают равенство $\text{Re}(q) = 0$, реализуют обработку на границе динамической устойчивости.

Пусть, необходимо найти предельную величину некоторого управляемого параметра Ω условий обработки ($\Omega \geq 0, \text{Im}(\Omega) = 0$), от которого зависит D_s , такую, чтобы система находилась на границе динамической устойчивости для заданной частоты вращения фрезы n .

Диаграмма динамической устойчивости представляет собой кривую в координатах $n; \Omega$, отражающую геометрическое место точек критических значений исследуемого параметра Ω , заданных матрицей $[\Omega_{\text{крит}}]$. Для построения диаграммы необходимо выбрать на оси n заданное количество точек $n_m = n_{\text{min}} + \Delta n \cdot m$. Получаем вектор n . Для каждого элемента этого вектора необходимо определить матрицу $[\Omega_{\text{крит}}]$.

В общем случае передаточная функция процесса резания будет равна:

$$W_{1s} = \begin{bmatrix} W_{xx} & W_{xy} \\ W_{yx} & W_{yy} \end{bmatrix} \cdot K_0 \cdot \frac{1}{1 + T_p \cdot s}, \quad (3.16)$$

где $\begin{bmatrix} W_{xx} & W_{xy} \\ W_{yx} & W_{yy} \end{bmatrix}$ - матрица, определяющая площадь срезаемого слоя;

T_p – постоянная стружкообразования, численно равна, времени, за которое сила резания P_z становится равной $(1 - 1/e)P_{z0} \approx 0.632P_{z0}$ [28], где P_{z0} - величина силы резания, соответствующая силе резания установившегося (после стабилизации) процесса резания.

$K_0 = \frac{P_{z0}}{a \cdot b}$ – удельная сила стружкообразования.

Алгоритм вычисления передаточной функции процесса резания представлен в работе [28].

Для определения параметров передаточной функции рассмотрим процесс врезания лезвия при прямоугольном свободном резании и определение неизвестных параметров передаточной функции процесса резания исходя из выражения:

$$P_z = P_{z0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right) = K_0 \cdot a \cdot b \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right). \quad (3.17)$$

Диаграмму изменения силы резания при врезании предлагается определять посредством моделирования процесса резания методом конечных элементов. Для этого была взята модель, представленная в [14], так как достоверность прогнозирования с помощью этой модели проверялась ранее в различных условиях и для различных групп обрабатываемых материалов [34, 35, 13, 14]. Достоверность влияния различных факторов на точность прогнозирования T_p рассмотрена в работе [28].

С целью описания влияния радиуса округления на силы резания в работе предложено обобщить зависимость (3.17) и представить ее в следующем виде:

$$P_z = P_{z0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right) = K_{0z} a + A_z 1 - e^{-B_z a} \cdot b \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right), \quad (3.18)$$

$$P_y = P_{y0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right) = K_{0y} a + A_y 1 - e^{-B_y a} \cdot b \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right), \quad (3.19)$$

где коэффициенты A_z , B_z , A_y , B_y , характеризующие влияние радиуса округления режущей кромки.

Проведенные *виртуальные эксперименты* в диапазоне радиусов округления от 5 до 80 мкм показали, что с увеличением радиуса округления режущей кромки увеличиваются коэффициенты A и уменьшаются коэффициенты B , что свидетельствует о возрастании сил на задней поверхности и увеличении диапазона толщин среза, в которых силы резания чувствительна к радиусу округлению режущей кромки.

Таблица 3.1 – Влияние радиуса округления режущей кромки на силу резания

ρ , мкм	KZ0	AZ	BZ	KY0	AY	BY	KZ	Kr	TP
5	2560	25	800	830	8	800	2572	0,323	0,1
10	2560	50	400	830	15	400	2610	0,318	0,1
20	2560	100	200	830	30	200	2767	0,317	0,1
40	2560	200	100	830	60	100	3476	0,315	0,1
80	2560	400	50	830	120	50	5950	0,309	0,1

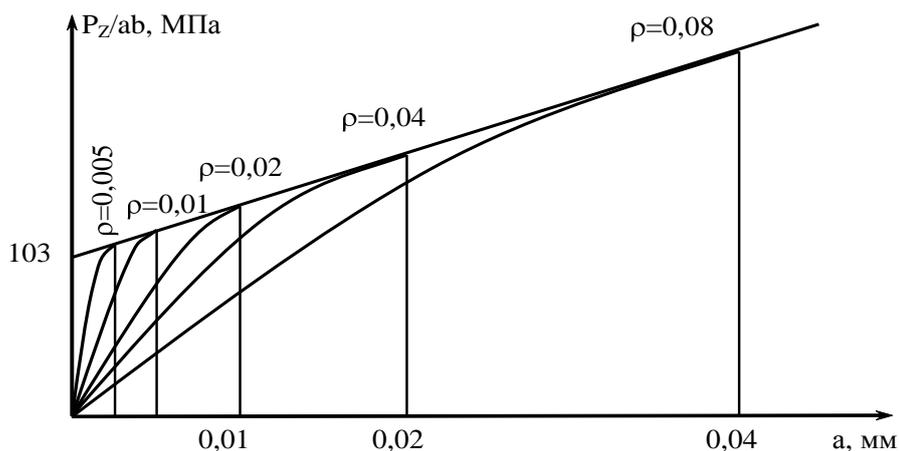


Рисунок 3.12 – Изменение проекции силы резания P_z с увеличением толщины среза при различных радиусах округления режущей кромки

С увеличением радиуса округления режущей кромки ρ уменьшается отношение a/ρ , что приводит к увеличению объема пластических деформаций, необходимых для отделения срезаемого слоя от заготовки. Этим и объясняется значительное (примерно в 4 раза) увеличение T_p при уменьшении a/ρ менее, чем в 2 раза (рис. 3.13).

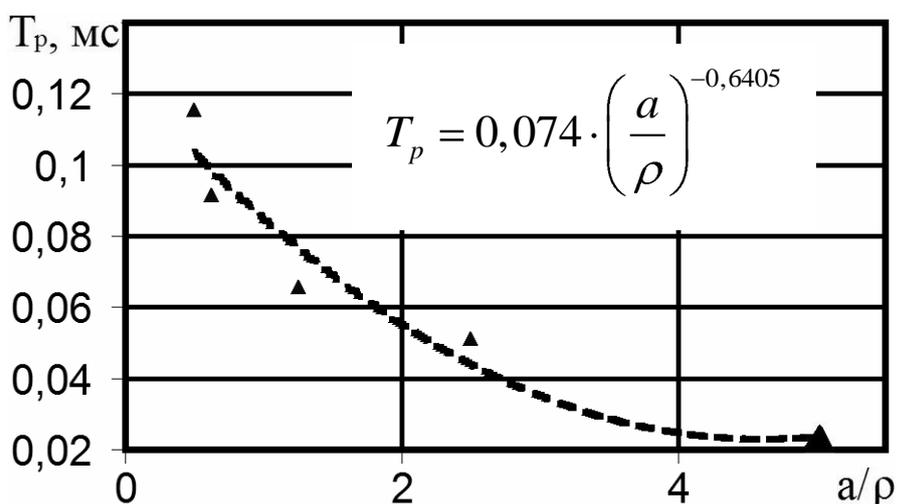


Рисунок 3.13 – Влияние отношения a/ρ на постоянную времени стружкообразования стали

Для построения диаграммы динамической устойчивости процесса концевой фрезерования необходимы исходные данные. Условно их можно разделить на параметры концевой фрезы, режимы резания, данные процесса резания, параметры

технологической системы и прочие параметры. Для исследуемой системы станка 6P13Ф3 количественные данные взяты из работы [36]. Геометрия фрезы тем лучше, чем шире область устойчивого фрезерования данной фрезой.

3.6 Выводы

1. Стойкость к изнашиванию твердосплавных концевых фрез предложено оценивать интенсивностью изнашивания, стойкостью к выкрашиванию режущих кромок – критерием усталостной прочности или количеством циклов нагружения до разрушения, прочностью рабочей части – критериями усталостной и статической прочности, виброустойчивостью – шириной области виброустойчивого фрезерования. Для оценки перечисленных критериев для твердосплавного инструмента предложено прогнозировать: силу резания, контактные напряжения; температуры; тензоры напряжений в лезвии и рабочей части фрезы.

2. На основе разработанной новой концепции моделирования процессов резания численными методами предложены и практически реализованы:

- 2D-конечно-элементная модель стружкообразования в главной секущей плоскости при резании с переменной толщиной среза для расчета удельной силы резания, контактных напряжений и напряжений в лезвии с учетом воздействия температуры;

- 3D-конечно-элементная модель процесса фрезерования цельной концевой фрезой для расчета напряжений в рабочей части инструмента.

3. Для сокращения времени расчете и повышения точности результата впервые предложен искусственный прием моделирования нестационарного процесса резания с переменной толщиной среза, суть которого заключается в выполнении расчета на всей длине L цикла резания зуба и определении температурного поля и общих контуров стружки, последующем выборе 4-5 расчетных точек, в которых полученное укрупненное решение уточняется на относительно небольшой длине пути резания (примерно 1-2% L) путем выполнения расчета с уменьшенным размером КЭ сетки и принятием в качестве начальных

условий данных, полученных из укрупненного решения. Усредняя данные за последние 10 итераций, определяются поля напряжений и температур. Общее время решения задачи при таком подходе может быть сокращено в 4-5 раз.

5. Область виброустойчивости процесса концевое фрезерования округленным лезвием предложено оценивать на основе анализа устойчивости характеристического уравнения методом D-разбиения. В отличие от известных решений влияние округления режущей кромки учтено путем имплементации в алгоритм расчета нелинейной зависимости силы резания от толщины среза при малых значениях a/ρ .

4 МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ЗАМКНУТОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

4.1 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.

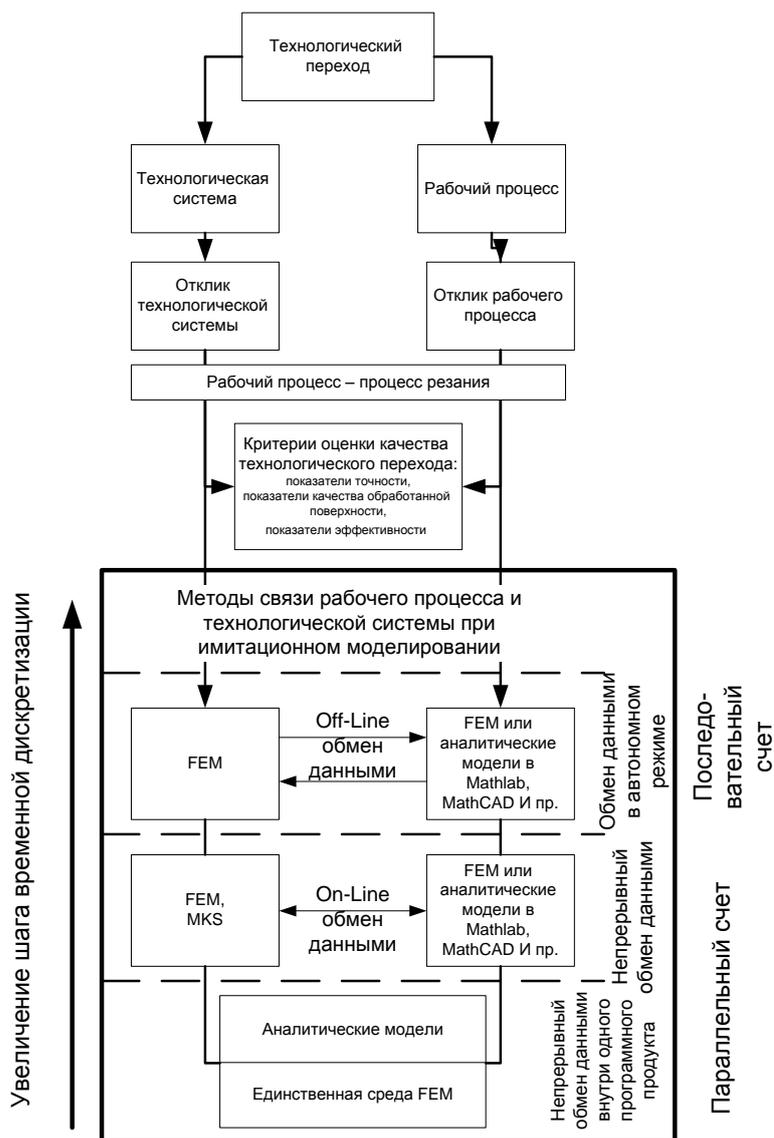


Рисунок 4.1 - Современные подходы к моделированию замкнутой технологической системы процесса резания

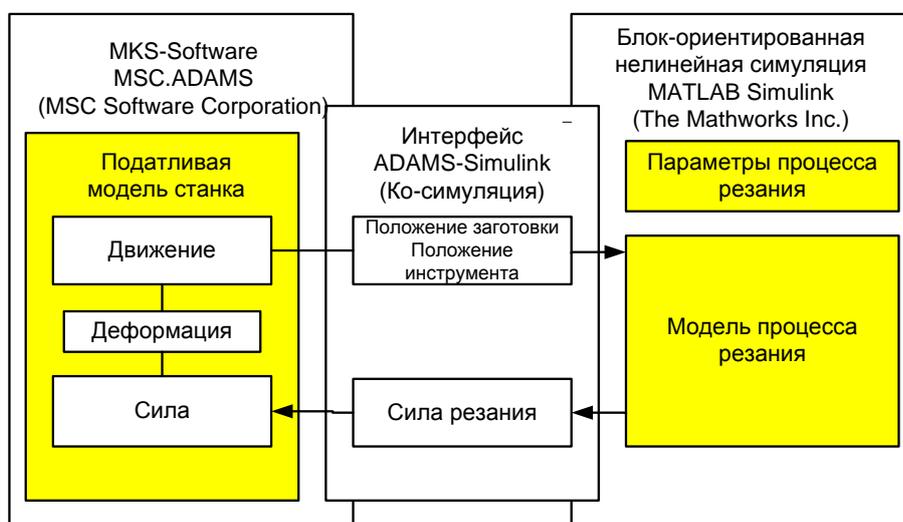
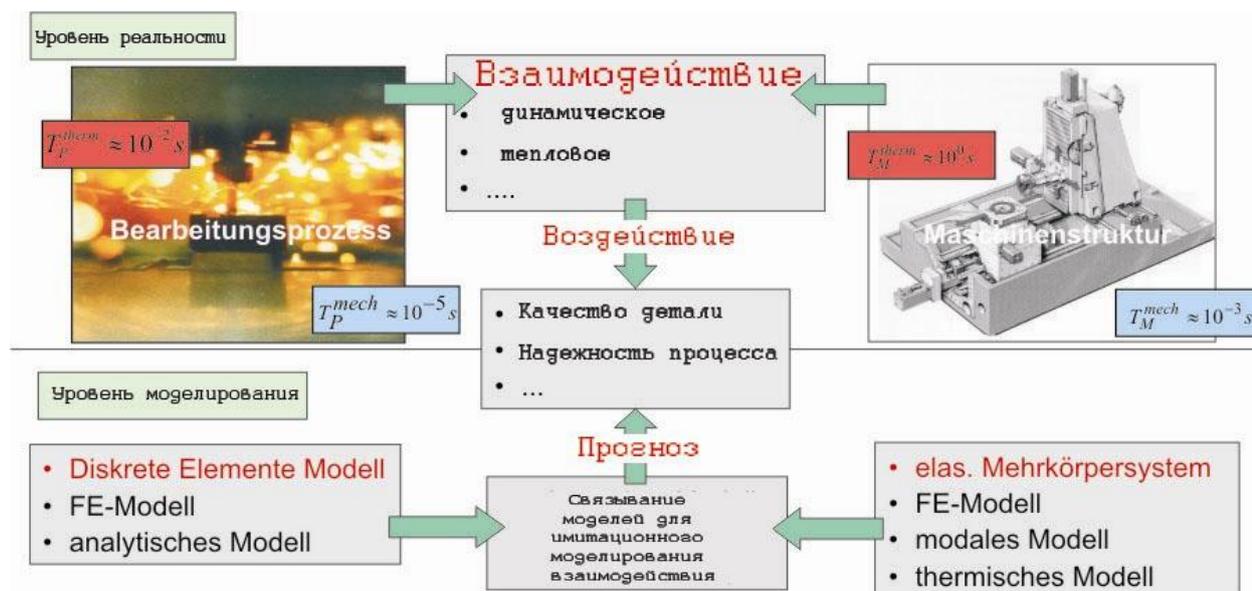


Рисунок 4.2 - Вариант реализации моделирования с непрерывным объемом данными [37]

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 4.3 - 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 (рис. 4.4). Конструкция станка специально выбрана отличной от любого известного станка и имеет ряд

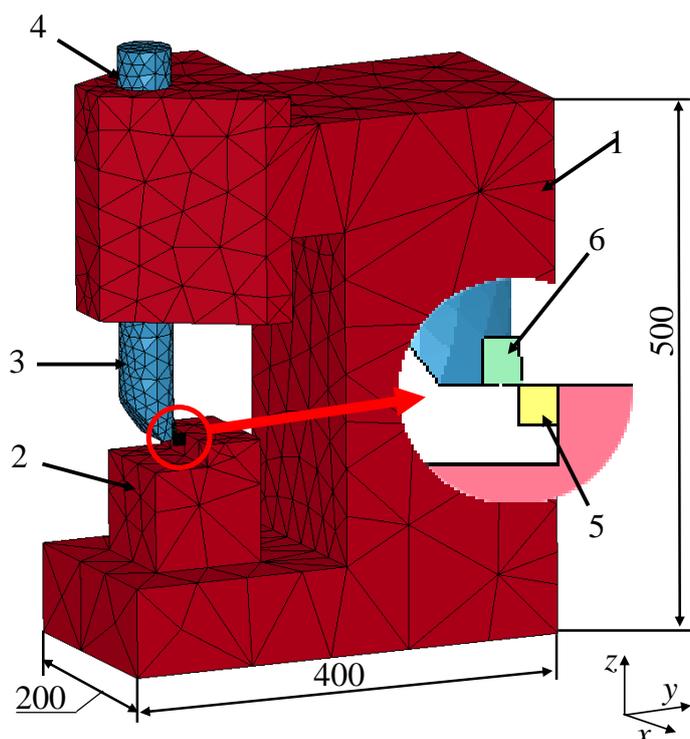


Рисунок 4.4 - Расчетная схема долбежного станка

упрощений с целью уменьшения времени счета. Модель содержит станину (1), к которой жестко 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. 4.1.

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:

$$\sigma_s = A + B\varepsilon_p^n \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \right) (1 - T^{*m}) . \quad (4.1)$$

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

$$\tau = \min \left(\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}; \mu \sigma_n \right), \quad (4.2)$$

где μ принимался по рекомендациям [38] 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 4.1 - 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 [39]. $E=210$ 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 4.5 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 4.5 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.

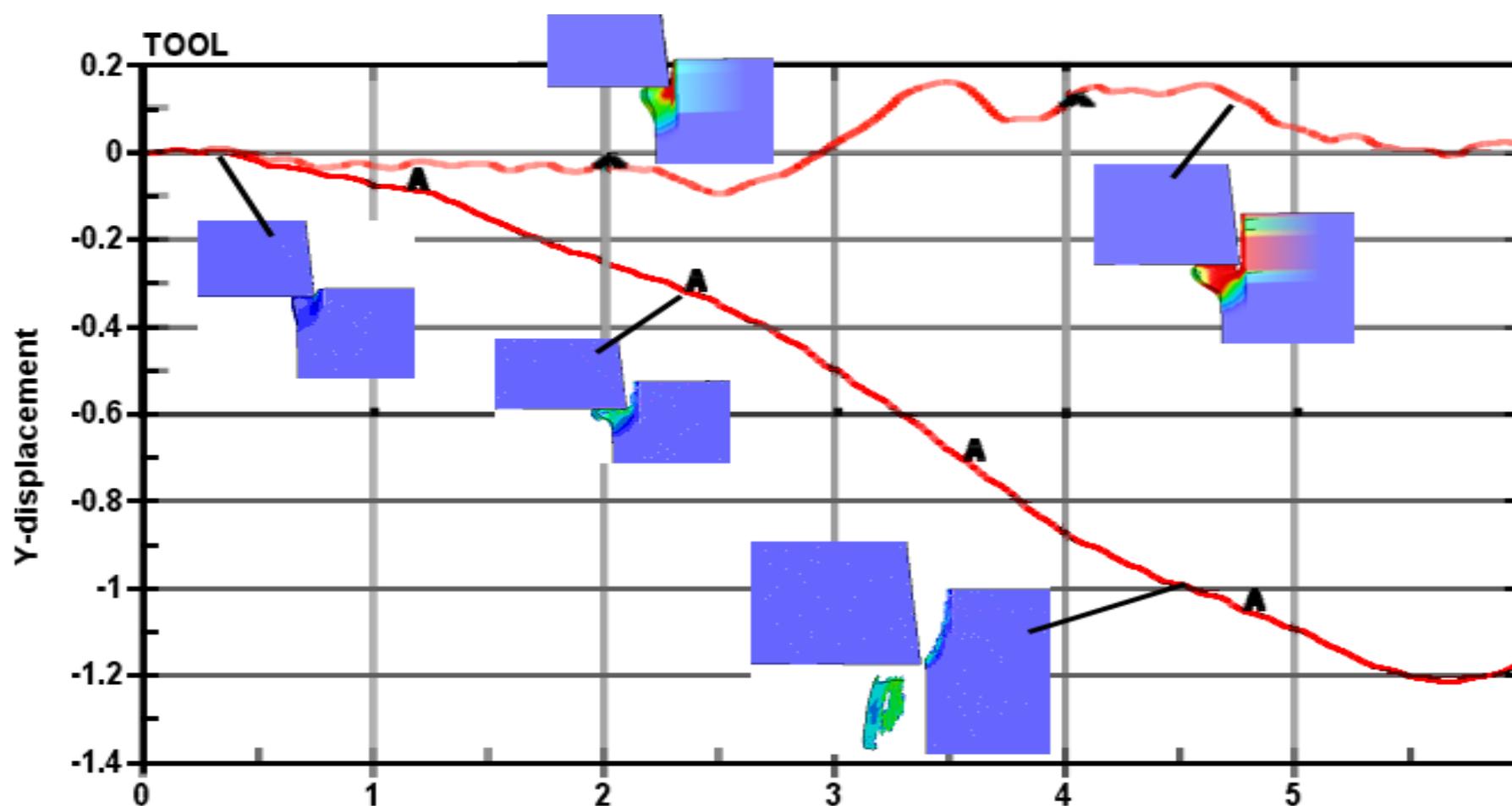


Рисунок 4.5 - Изменение деформации Δ технологической системы при резании с различными зазорами в направляющей ползуна: кривая 1 - $\delta=1.0$ мм, кривая 2 - $\delta=0.1$ мм.

4.2 Модель процесса резания в технологической системе станка 6P13Ф3

4.2.1 Основные элементы станка

Общий вид вертикально-фрезерного станка представлен на рис. 1.1. Основные технические характеристики вертикально-фрезерного станка 6P13Ф3 приведены в приложении А.

Основными корпусными деталями станка являются: основа (1), консоль (2), станина (3), головка шпиндельные (4), ползун (5), шпиндель (6), салазки поперечные (7), стол (8), привод главного движения (9), привод вертикального перемещения ползуна (10), привод продольного перемещения стола (11), привод перемещения поперечных полозьев (12), привод вертикального перемещения консоли (13), двигатель насоса подачи масла (14), двигатель зажима инструмента (15), редуктор вертикального перемещения ползуна (16), редуктор продольного перемещения стола (17), ходовой винт перемещения поперечных полозьев (18), ходовой винт продольного перемещения стола (19), механизм вертикального перемещения консоли (20), ходовой винт вертикального перемещения ползуна (21).

Для создания конечно-элементной модели станка были допущены некоторые упрощения (рис. 1.2). Корпусные детали, вошедшие в создаваемой модели станка, и материалы их изготовления указаны в табл. 1.1. Для моделирования этих деталей использовались трехмерные тетраэдрические элементы второго порядка. Характеристика модели каждой детали подано в табл. 1.1. Свойства используемых материалов и их механические свойства указаны в табл. 1.3.

В целях уменьшения количества элементов шпиндель, винты, гайки и опоры шариковой винтовой передачи были дискретизованы идеализированными элементами типа «балка». Это позволило создать реалистичную модель передачи с малым (до 200 шт.) количеством элементов.

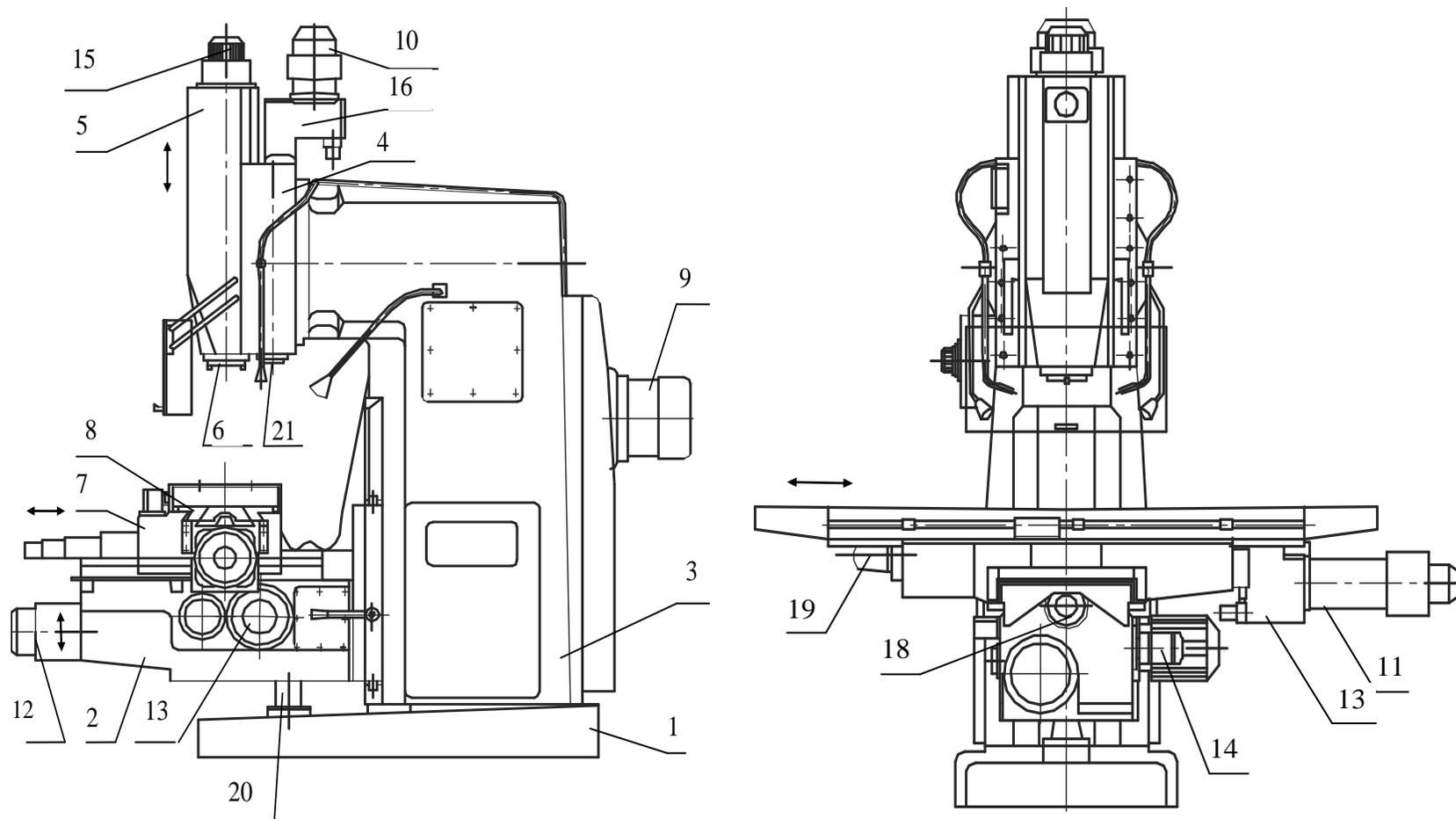
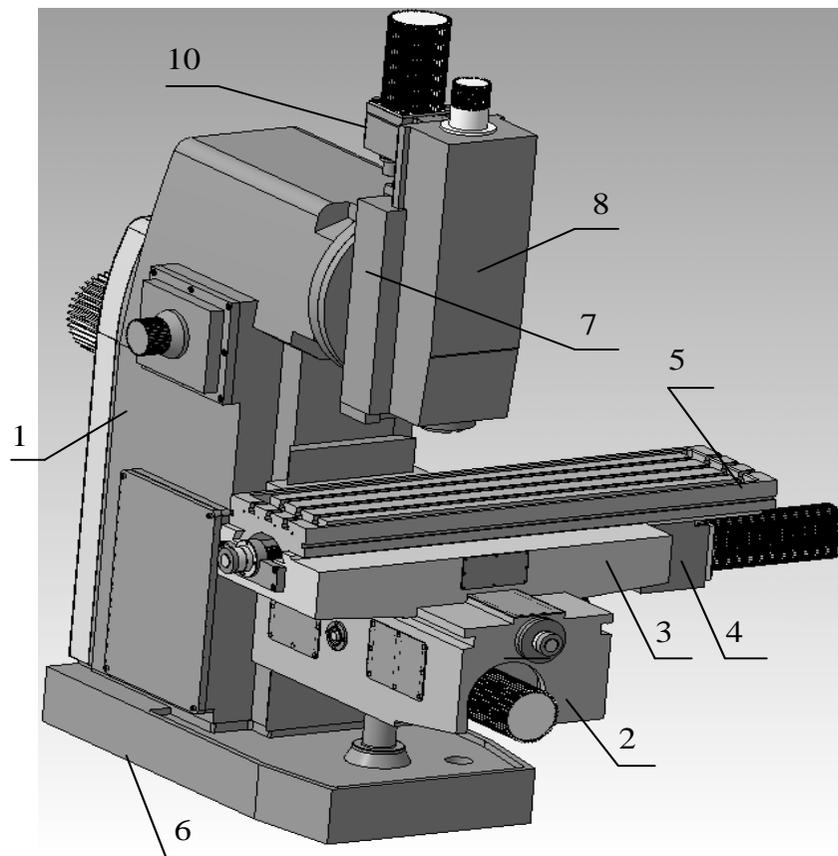
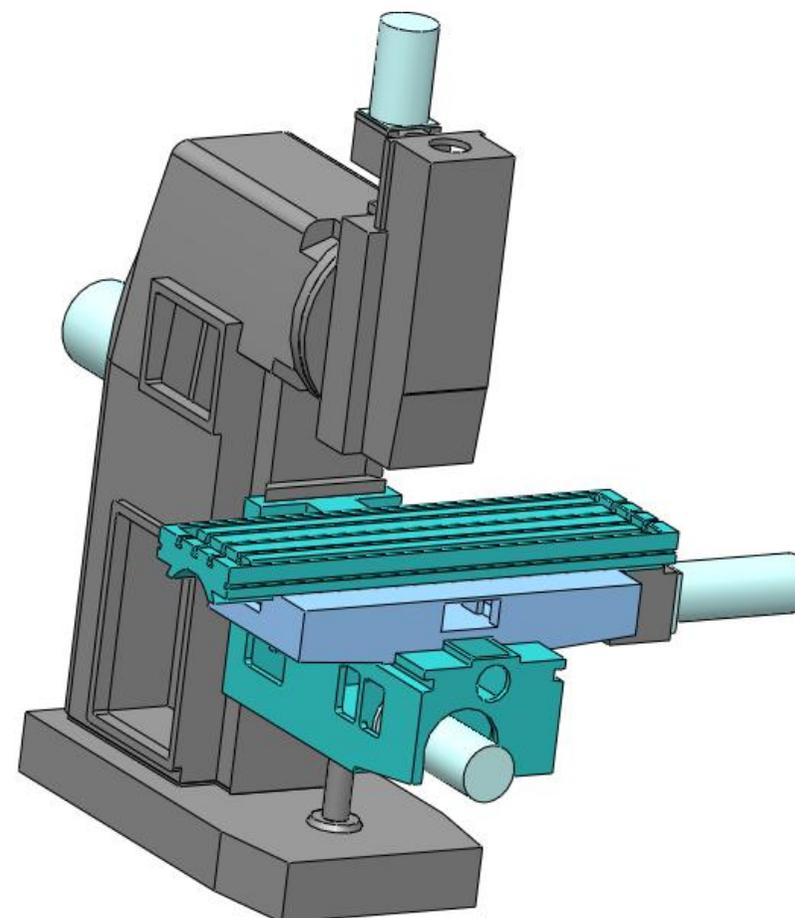


Рисунок 4.6 – Общий вид вертикально-фрезерного станка с ЧПУ 6Р13Ф3



а)



б)

Рисунок 4.7– 3-D модели вертикально-фрезерного станка:
 а – 3-D модель реальная; б – упрощенная 3-D модель вертикально-фрезерного станка

Таблица 4.2 – Характеристика моделей деталей

Название детали	Позиция	Материал изготовления	Средний размер СЕ, мм	Количество узлов	Количество элементов
Двигатель вертикальной подачи	13	абс. жосткий		1720	1000
Редуктор вертикальный	10	СЧ 30		2312	1076
Винт	11	Сталь 45		374	171
Основа	6	СЧ 30		18456	9665
Двигатель главного движения	14	абс. жосткий		4613	2845
Станина	1	СЧ 30		41987	21866
Салазки поперечные	3	СЧ 30		9922	5008
Стол	5	СЧ 30		19975	11132
Двигатель продольной подачи	15	абс. жосткий		2081	1192
Корпус редуктора привода продольной подачи стола	4	СЧ 30		1936	928
Головка шпиндельная	8	СЧ 30		5382	2560
Ползун	7	СЧ 30		633	3205
Коробка передач двигателя	–			2419	1151
Консоль	2	СЧ 30		16515	8364
Электродвигатель поперечной подачи	12	Алюминий		1554	864
Электродвигатель консоли	–	Алюминий		1112	610
			Всего:		
Станок			49	135230	73107
Инструмент			3,95	30368	18907
Тиски			10	68848	42668

Выполненный анализ показал, что расчетную модель станка можно разделить на следующие принципиальные структурные элементы: станина (рис. 1.4), консоль (рис. 1.5), поперечный стол (рис. 1.6), продольный стол (рис. 1.7), ползун (рис. 1.8).

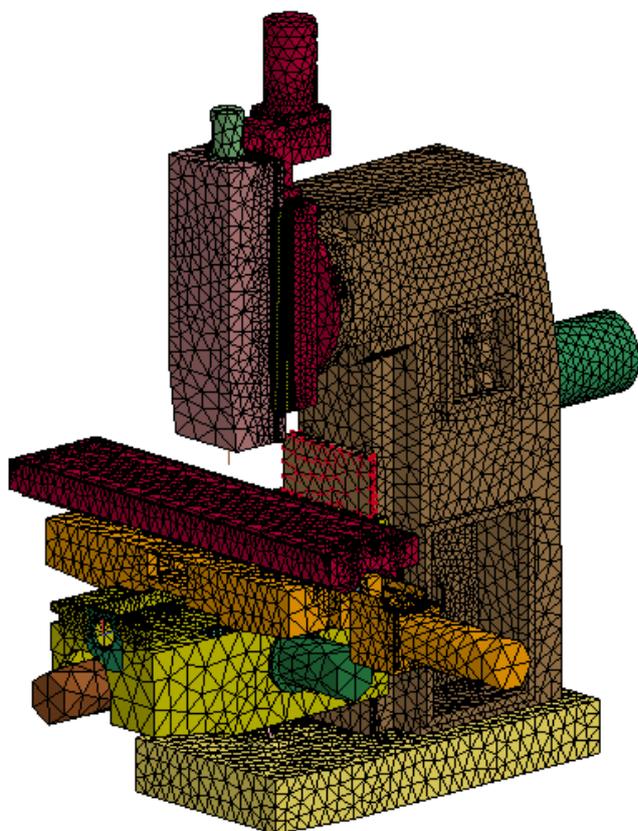


Рисунок 4.8 – Расчетная 3D-модель станка с конечно-элементной сеткой

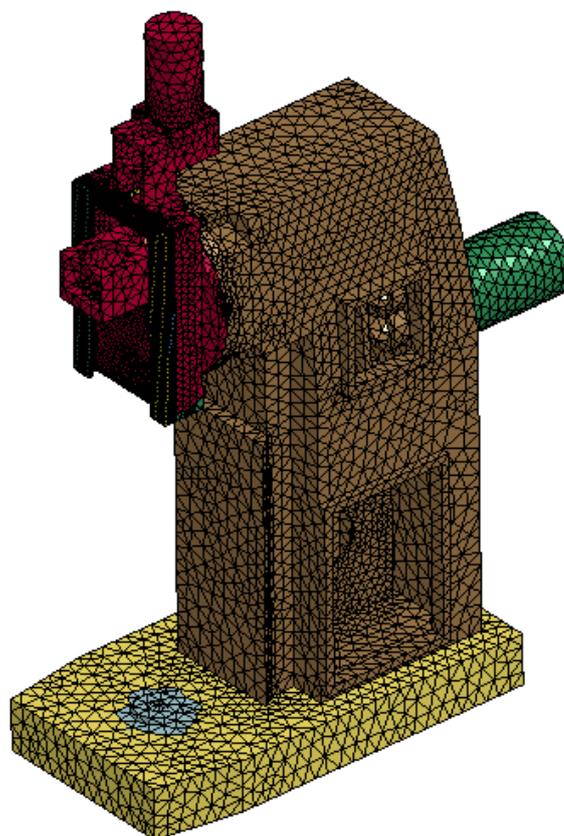


Рисунок 4.9 – Конечно-элементная модель станины

Каждый структурный элемент расчетной модели станка (за исключением продольного стола) включает в свой состав несколько деталей, которые являются абсолютно жесткими телами, поэтому при исследовании конструкции они рассматриваются как единое целое. Количество конечных элементов для указанных структурных элементов приведены в табл. 1.2.

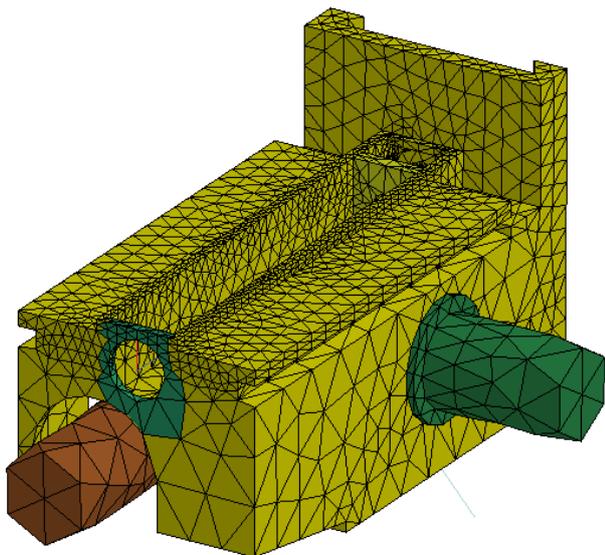


Рисунок 4.10– Скінчено-елементна модель консолі

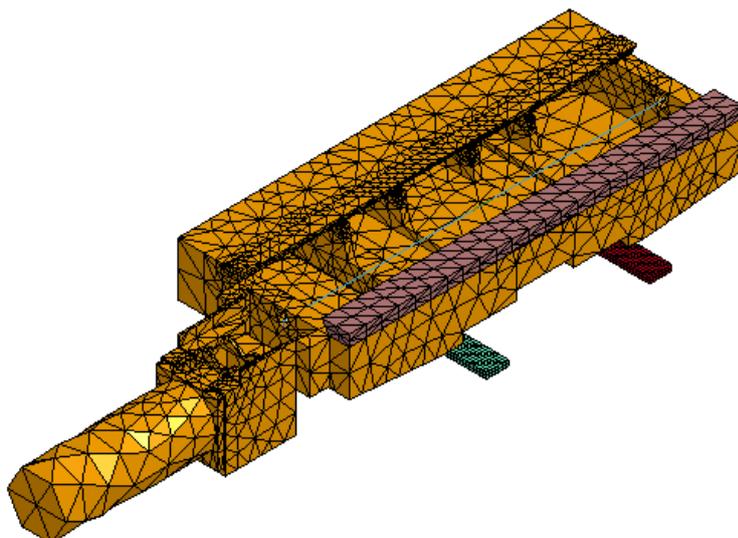


Рисунок 4.11– Скінчено-елементна модель поперечного стола верстата

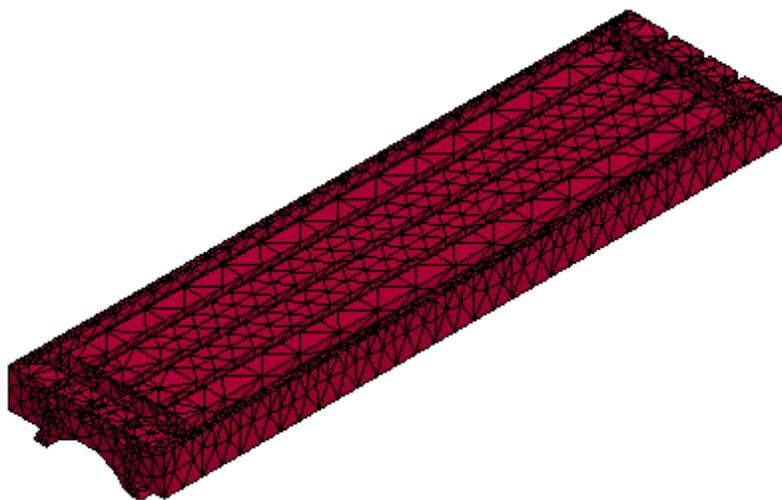


Рисунок 4.12– Конечно-элементная модель продольного стола станка

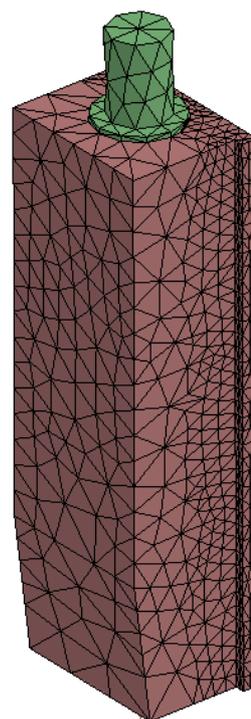


Рисунок 4.13– Конечно-элементная модель ползуна

Таблица 4.3– Характеристика расчетной модели станка

Название структурного элемента	Количество узлов	Количество элементов	Названия деталей, которые входят в структурный элемент	Количество
Станина	30524	89461	Станина	1
			Основа	1
			Коробок	1
			Редуктор_2	1
			Головка шпиндельная	1
			Электродвигатель_5	1
			Электродвигатель_6	1
			Планка прижимная_1	2
Планка прижимная_2	2			
Консоль	8017	33627	Консоль	1
			Электродвигатель_1	1
			Электродвигатель_2	1
Поперечный стол	7423	15563	Стол поперечный	1
			Планка подвижная	1
			Редуктор_1	1
			Электродвигатель_3	1
Продольный стол	6602	29499	Стол продольный	1
Ползун	5238	23113	Ползун	1
			Электродвигатель_4	1
Общее количество	57804	191263		21

4.2.2 Свойства материалов

Таблица 4.4– Механические свойства материалов

Материал	Модуль упругости E, ГПа	Коэффициент Пуассона μ	Модуль сдвига G, ГПа	Плотность ρ , кг/м ³	Предел прочности при растяжении $\sigma_{\text{раст}}$, ГПа	Предел прочности при сжатии $\sigma_{\text{сж}}$, ГПа	Предел текучести σ_T , ГПа	Коэффициент теплопроводности, К ⁻¹	Теплопроводность K, Вт/м·К	Удельная теплоемкость с, Дж/кг·К
Сталь 20	200	0,29	77	7900	0,420	–	0,350	$1,5 \cdot 10^{-5}$	47	420
Сталь 45	205	0,29	80	7850	0,625	–	0,530	$1,15 \cdot 10^{-5}$	49,5	486
Сталь 40Х	214	0,29	81	7850	0,630	–	0,530	$1,19 \cdot 10^{-5}$	50	482
СЧ 30	662	0,27	50	7200	0,152	0,572	–	$1,2 \cdot 10^{-2}$	45	510

В работе [11] установлено, что наиболее эффективным при моделировании стружкообразования с точки зрения соотношения «погрешность» / «скорость расчета» является определяющее уравнение в форме Джонсона-Кука:

$$\sigma_s = A + B \bar{\varepsilon}^p \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right] \left[1 - T^{*m} \right], \quad (4.3)$$

где константы материала отражают его способность: A, B, n - к деформационного упрочнения; C - до скоростного упрочнения; m - до температурного разупрочнения.

По уравнения пластичности, которое предопределяет критерий вязкого разрушения при условии накопления повреждений, взято уравнение в форме В. Л. Колмогорова с поправками Джонсона-Кука на скорость и температуру деформации:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_f^p &= (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}) (1 + D_5 T^*), \\ \sigma^* &= p / \sigma_s, T^* = T - T_0 / T_{nl} - T_0, \end{aligned} \quad (4.4)$$

где константы D1, D2, D3 материала отражают влияние напряженного состояния на предельные пластические деформации до разрушения; D4 - влияние скорости деформации; D5 - влияние температуры деформации.

Основные пластические свойства обрабатываемых материалов, применявшихся в исследовании приведены в таблице 4.5.

Таблица 4.5 - Сводная таблица коэффициентов определяющего уравнения и уравнения пластичности

Материал	A, МПа	B, МПа	n	C	m	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
Сталь 45 (HB 140)	410	280	0,47	0,003 7	1,1	0	1,3	-0,17	0,063	2,8
Сталь 12X18H10T(HB160)	280	1215	0,43	0,031 0	1,0	0	1,15	-0,1	-0,015	-0,5
Сплав ВТ22 (HRC41)	845	660	0,08	-0,024	1,20	0	0,1	-0,53	0,134	22,9
Сплав ВТ1-0 (HB160)	120	895	0,39	0,006 6	0,85	0	2,5	-0,4	0	4,5

В подвижных соединениях учитывалось трения по закону Кулона-Амонтоном. Коэффициент трения принимался равным 0.15.

При моделировании процесса резания трения на контактной участке учитывалось по методике работы [11], где доказано, что комплекс трибологических свойств материалов, находящихся в процессе резания в контактной взаимодействия, состоит из уравнений, связывающих температуру и нормальные напряжения на контактной поверхности с касательными напряжениями. Исходя из принятой согласно молекулярно-механической теории, модели трения, соотношение между касательными напряжениями τ_i и показателями термомеханического состояния использованы в виде:

$$\tau_i = \tau_a + \tau_d, \quad \tau_d = \mu_d \sigma_n, \quad \tau_a = \tau_0 + \beta_0 - k_b \cdot \max 0; T - T_k \cdot \sigma_{nr}, \quad (4.5)$$

где τ_a – касательные напряжения адгезионного сопротивления скольжению; τ_d - касательные напряжения деформационного сопротивления скольжению; σ_n, σ_{nr} - номинальные и фактические нормальные напряжения. Константы τ_0 (прочность адгезионных связей), β_0 (коэффициент укрепления адгезионных связей),

k_b , T_k являются свойствами пары «обрабатываемый-инструментальный» материал и отражают влияние температуры и нормальных напряжений на адгезионную составляющую сил трения, а константа μ_d – деформационный коэффициент трения - микрорельефа поверхности инструмента, упругих свойств системы и деформированного состояния обрабатываемого материала на деформационную составляющую сил трения.

В общем случае моделирование процесса резания на уровне детализации «Лезвие» должны быть дополнительно определены 5 констант (τ_0 , β_0 , k_b , T_k , μ_d), отражающие трибологические свойства контактирующей пары. В первом приближении константы k_b и T_k воздействия температуры в работе предложено определять по приближенным формулам $T_k \approx 700^\circ\text{C}$, $k_b \approx \beta_0/300$. Результаты исследований Л. Ш. Шустера, В. Л. Коротченка для разных металлов свидетельствуют о незначительной смене τ_0 (20-50 МПа) и β_0 (0,02-0,05) до температуры 700°C . Эти колебания, скорее всего, связаны с погрешностью измерений.

Числовые значения констант τ_0 , β_0 уравнения (**Ошибка! Источник ссылки не найден.**), что использованные в работе, приведены в таблице 4.6.

Таблица 4.6 - Параметры модели адгезионной составляющей силы трения скольжения различных материалов с индентора ВК8

Коэффициент	Материал			
	Сталь 45	Сталь 12X18H10T	BT22	BT1-0
$\bar{\sigma}_s$, МПа	800	600	805	620
τ_0 , МПа	5	0	20	30
β_0	0,46	0,47	0,32	0,13

4.2.3 Предельные и начальные условия, напряжения

Предельные условия модели технологической системы приближены к реальности и задавались жестким закреплением по нижней поверхности основания

станка, что эквивалентно установке станка на ровный жесткий пол с закреплением анкерными болтами.

Все элементы станка, помимо подвижных, жестко связаны между собой путем объединения узлов.

Подвижные элементы связаны контактными элементами, позволяющими движения в плоскости элемента, и делают невозможным движения перпендикулярно этой плоскости. Возможные перемещения элементов станка указанное на рис. 1.1. Так, в модели реализованы три группы соединений с прямолинейным движением (рис. 1.9):

- «продольный стол - салазки поперечные»;
- «салазки поперечные - консоль»;
- «головка шпиндельная - ползун»,

и одну группу соединений с вращательным движением: « головка шпиндельная - шпиндель ».

В местах контактов на поверхностях деталей, контактирующих, применено мелкую сетку с целью получения более корректных результатов.

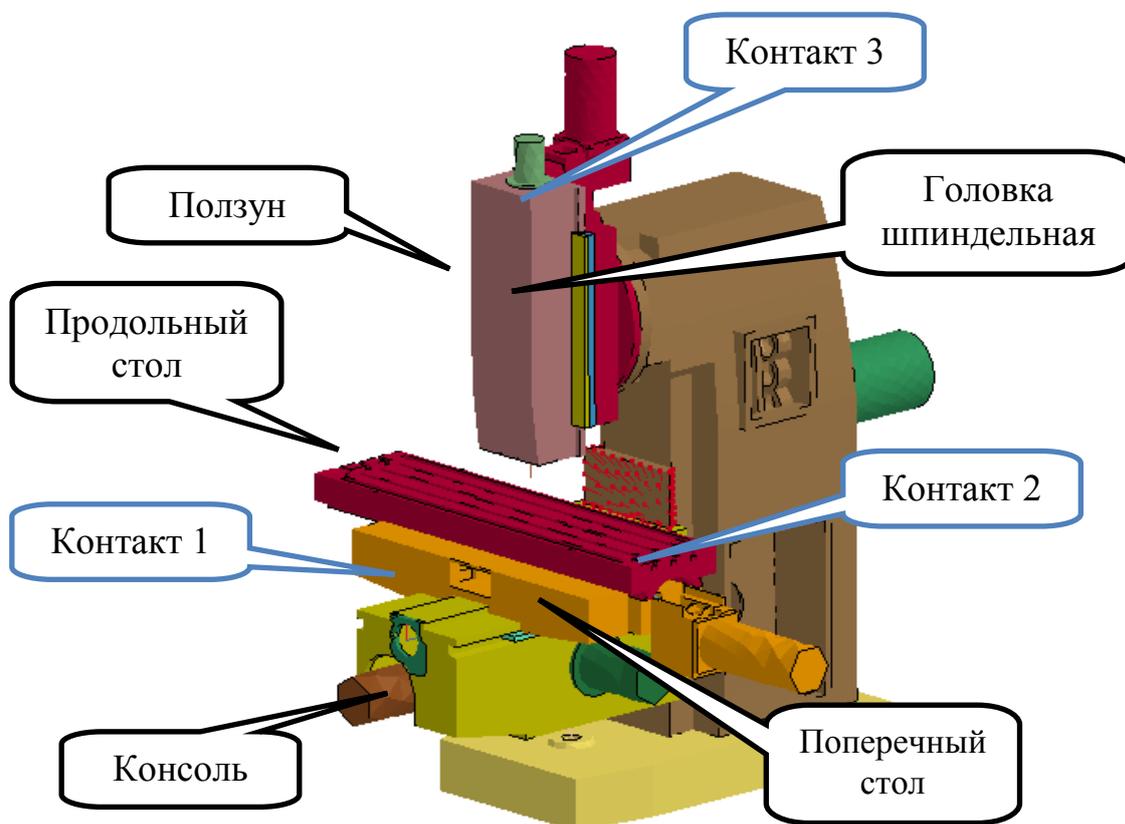


Рисунок 4.14– Контакты между структурными элементами расчетной модели станка

Движения задавались путем добавления подвижных элементов типа «двигатель».

Механические предельные условия для задачи стружкообразования заданы жестким закреплением нескольких границ заготовки . В данном случае заготовка жестко закреплена по всей поверхности, противоположной обрабатываемой, до продольного стола. Для инструмента задаются ограничения перемещений его базовых поверхностей путем присоединения к шпинделя. Граничные условия на свободных поверхностях при решении тепловой задачи задаются как условие тепло обмена с окружающей средой в соответствии с законом Ньютона-Рихмана [40] (см. раздел 3).

4.2.4 Оптимизация 3-D моделей инструмента и размера конечного элемента сетки

Модель фрезерования была рассмотрена на примере фрезерования цельной твердосплавной концевой фрезой (см. раздел 3) и концевой фрезы с удлиненной рабочей частью и винтовыми зубьями со сменными твердосплавными пластинами.

Для проведения дальнейших исследований была разработана 3-D модель концевой фрезы с удлиненной рабочей частью и винтовыми зубьями со сменными твердосплавными пластинами обозначения 2229-0603 согласно ГОСТ 28709-90 (СТ СЭВ 6674-89). Общий вид концевой фрезы представлен на рис. 4.17.

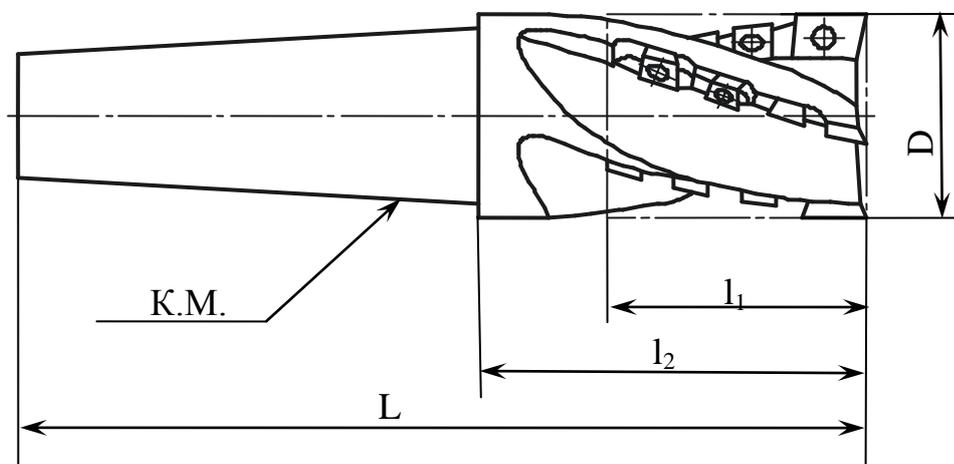


Рисунок 4.15– Основные размеры концевой фрезы с удлиненной рабочей частью и винтовыми зубьями со сменными твердосплавными пластинами (2229-0603 ГОСТ 28709-90)

Таблица 4.7 – Основные размеры концевой фрезы

Обозначение фрезы	D±0,25, мм	l ₁ , мм	l ₂ , мм	L, мм	№ конуса Морзе	Число рядов зубьев
		не менее				
2229-0603	40	50	86	180	4	4

В качестве режущей части фрезы применяются твердосплавные пластины обозначения 2008-6342, 2008-6544 согласно ТУ 48-4206286-86 из марок твердого сплава МС 137, МС 136. Корпус фрезы изготавливается из стали марки 50ХФА по ГОСТ 14959. Допускается изготовление из стали марки 50 ХГФА по ГОСТ 14959

или стали марки 40X по ГОСТ 4543. Твердость корпуса фрезы должна быть 26 ... 34 HRC. Твердость поверхностей корпуса фрезы, кроме резьбовых отверстий, на глубине $0,2 \pm 0,1$ мм должна быть 49 ... 54 HRC.

3-D модель концевой фрезы и оптимизирована 3-D модель концевой фрезы представлена на рис. 4.18.

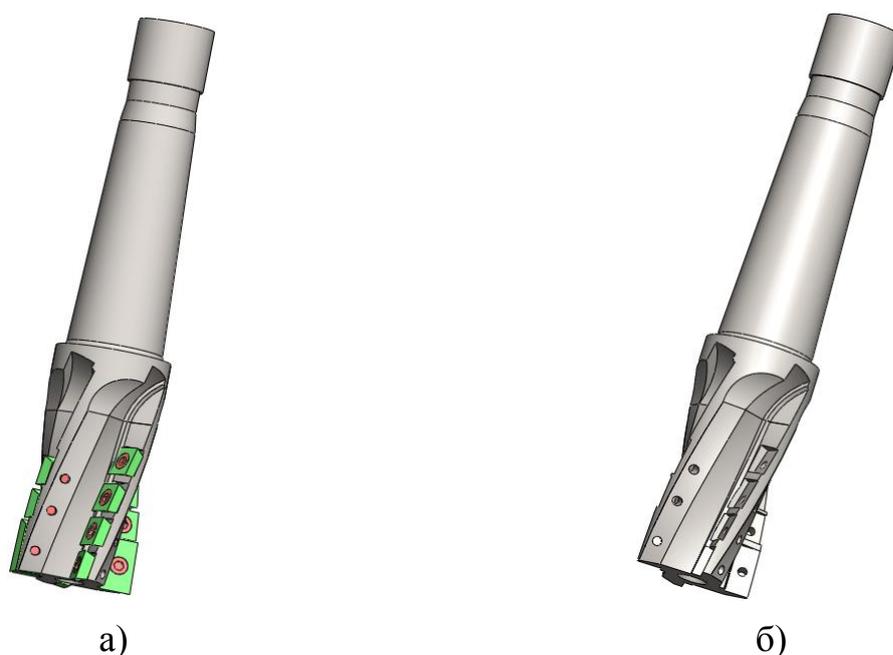


Рисунок 4.16 – 3-D модели концевой фрезы: а – 3-D модель реальной концевой фрезы; б – оптимизированная 3-D модель концевой фрезы

Как известно, количество деталей сборки существенно влияет на время создания конечно-элементной сетки и на время расчета, кроме того, мелкие детали для построения конечно-элементной сетки нуждаются в уменьшении размера конечного элемента, что, в свою очередь, также приводит к увеличению времени расчета. Поэтому для сокращения времени создания сетки и проведения расчета необходимо рассматривать возможности оптимизации 3D модели с целью сокращения или полного отказа от мелких деталей сборки.

Оптимизацию было проведено на примере одного из элементов технологической системы - 3D-модели концевой фрезы в сборе, которая включает в себя корпус фрезы, пластины квадратные 12 шт., пластины прямоугольные 2 шт. и винты для закрепления пластин на корпусе фрезы 14 шт. (рис. 4.19, а, 4.19, б).

Было проведено сравнение деформации концевой фрезы в сборе и корпуса концевой фрезы при нагружении нормальной силой в 1000 Н и закреплении фрезы за хвостовик, согласно расчетной схемы (рис. 4.19, в, 4.19, г).

Полученные результаты (табл. 4.8) показали, что деформация корпуса фрезы снизилась по сравнению с деформацией фрезы в сборе на 3,4%, при минимальном суммарном времени исследования необходимо проводить только для корпуса.

Аналогично конечной фрезе при исследованиях машинных тисков 3D модель оптимизируется путем учета лишь наиболее массивных элементов конструкции: корпуса, неподвижной губки и накладных губок.

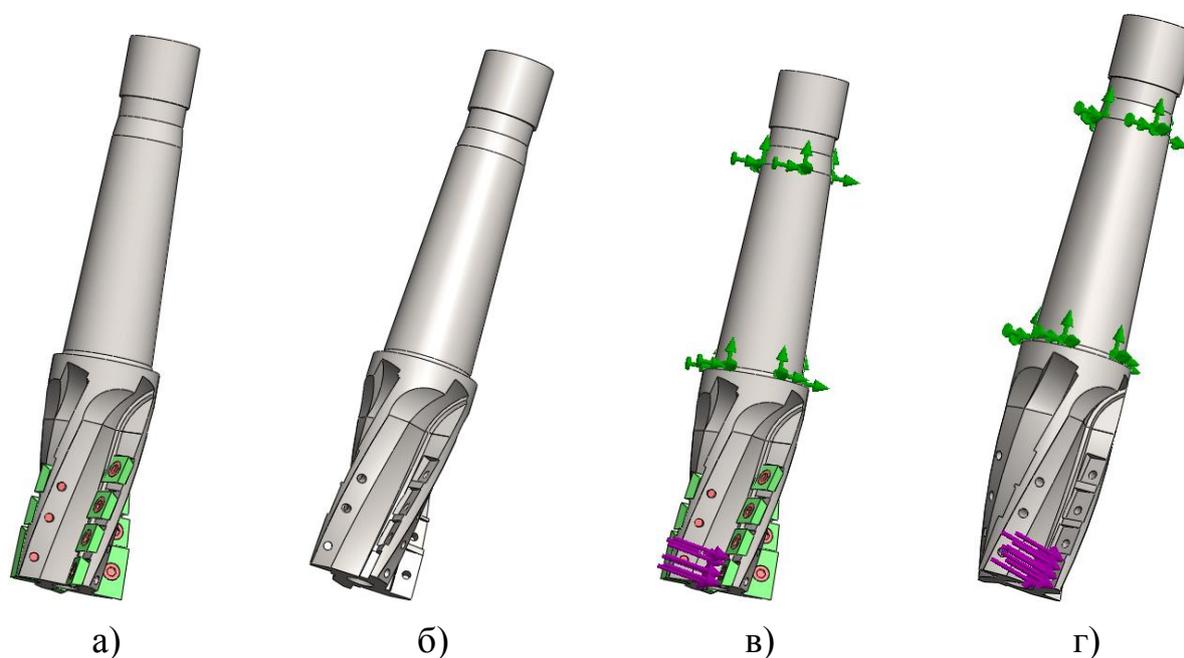


Рисунок 4.17– 3-D модели и схемы прикладывания ограничений и нагрузок
а, в - концевая фреза в сборе, б, г - корпус концевой фрезы

При исследованиях вертикально-фрезерного станка будем учитывать такие элементы конструкции как станина, электродвигатель привода главного движения, консоль, электродвигатель привода перемещения консоли, электродвигатели приводов перемещения рабочих органов по осям X, Y, Z, салаки поперечные, корпус редуктора привода прокольной подачи стола, стол, основа, головка шпиндельные, ползун, корпус механизма передачи вращательного движения на шпиндель, корпус редуктора привода вертикальной подачи ползуна, винт вертикального перемещения консоли, шпиндель, подшипниковые опоры шпинделя.

Также на время создания сетки и проведения расчета существенно влияет размер конечного элемента. Оптимизация размера конечного элемента была проведена также на примере 3D модели концевой фрезы.

Было проведено сравнение деформации корпуса концевой фрезы при приложении нормальной нагрузки в 1000 Н и закреплении фрезы за хвостовик, согласно расчетной схеме (рис. 4.19, г), при этом изменяется размер конечного элемента в диапазоне от 9,55 мм до 2,39 мм., также фиксировалось количество конечных элементов и количество узлов, поскольку размер конечного элемента напрямую влияет на указанные параметры. Полученные данные представлены в табл. 4.9.

Для детального анализа полученных данных были построены графики зависимости создания сетки, времени расчета и суммарного времени от количества конечных элементов (рис. 4.20, а). При этом времени была представлена в процентах от времени, что соответствует максимальному количеству конечных элементов. Также был построен график зависимости погрешности деформации фрезы от количества конечных элементов (рис. 4.20, б). При этом погрешность была представлена в процентах от деформации, соответствующей максимальному количеству конечных элементов.

Таблица 4.8 – Деформация концевой фрезы

	Деформація, мкм	Час створення сітки, с	Час розрахунку, с	Сумарний час, с
Фреза в зборі	36,92	21	6	27
Корпус фрези	35,65	5,3	3	8,3

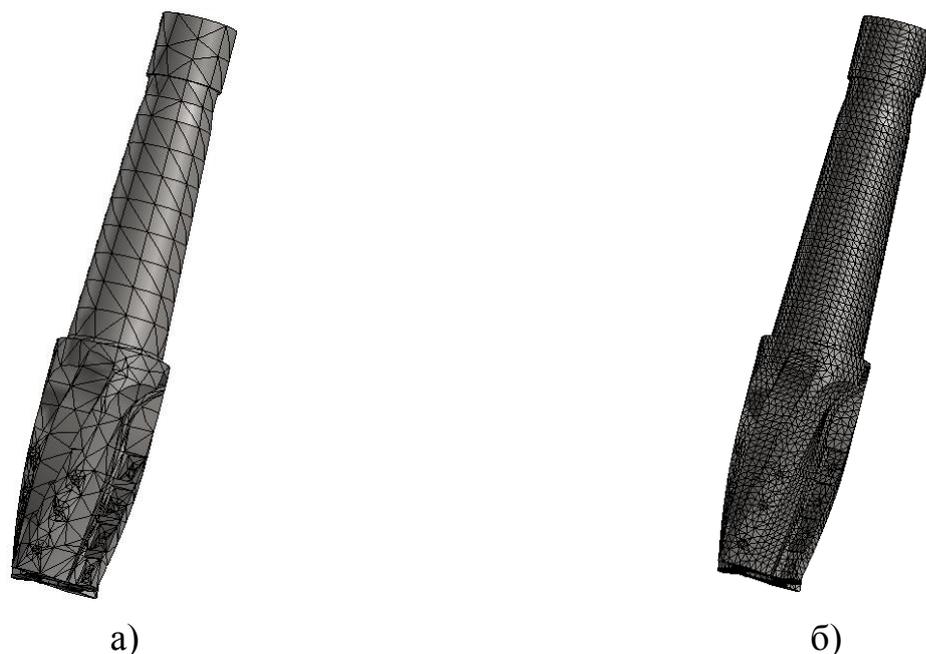


Рисунок 4.18 – Разбитие корпуса фрезы на конечно-элементную сетку:
 а – размер сетки 9,55 мм; б – размер сетки 2,39 мм

Таблица 4.9 – Изменение деформации концевой фрезы при изменении размера конечного элемента

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Размер конечного элемента, мм	9,55	8,75	7,95	7,15	6,35	5,55	4,75	3,95	3,15	2,39
Количество узлов, шт	9105	10145	11312	12003	14319	16695	20788	30368	46126	83480
Количество элементов, шт	5043	5719	6426	6827	8292	9842	12484	18907	29480	55095
Время создания сетки, с	4,6	4,7	4,72	4,75	4,8	4,9	5	5,3	6	8,3
Время расчета, с	1	1,5	2	2,2	2,5	2,7	2,9	3	5	14
Деформация фрезы, мкм	34,54	34,92	34,98	35,13	35,16	35,32	35,57	35,66	35,81	36,05

Как видно из графиков, существенное увеличение (80%) суммарного времени происходит в диапазоне от 18 907 шт. до 55095 шт. конечных элементов, в то же время в диапазоне от 5043 шт. до 18907 шт. конечных элементов суммарное время меняется в гораздо меньшей степени (15%). В диапазоне от 5043 шт. до 18907 шт. конечных элементов погрешность определения деформации составляет 3,2%, а в диапазоне от 18 907 шт. до 55095 шт. конечных элементов эта погрешность имеет существенно меньшую величину и составляет около 1%. Таким образом согласно полученных данных оптимальным количеством конечных элементов при определении деформации концевой фрезы есть 18907 шт., что соответствует размеру конечного элемента 3,95 мм или 4 мм.

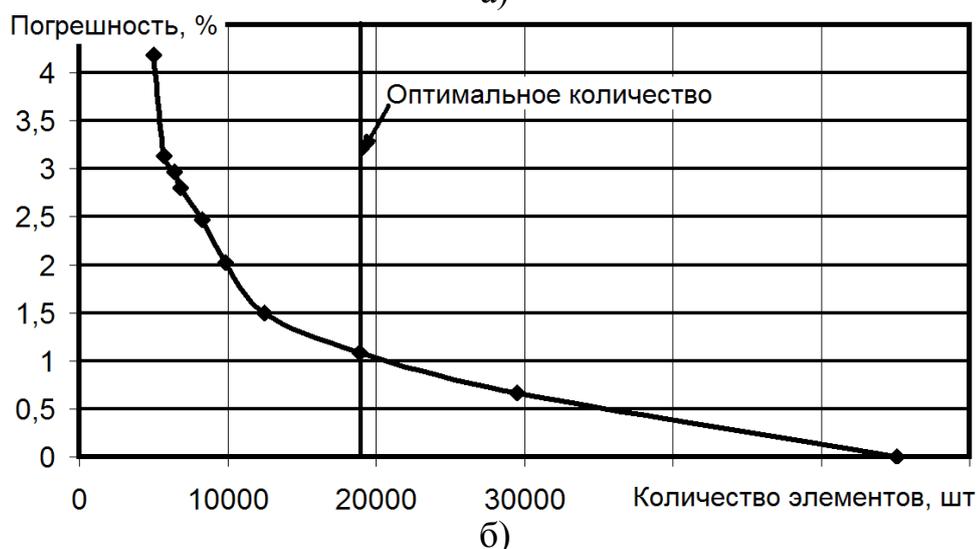
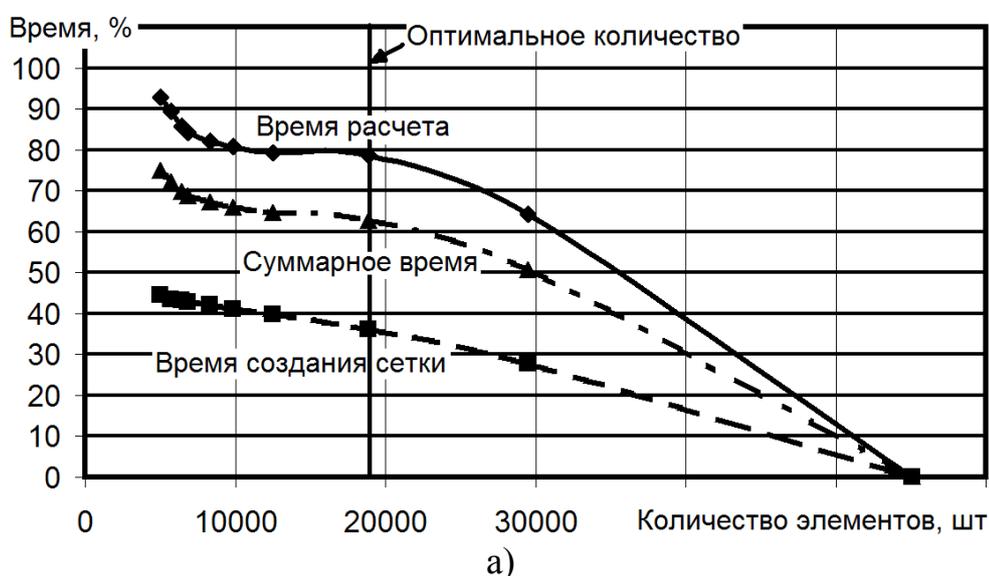


Рисунок 4.19 – Определение оптимального количества элементов для исследования статической жесткости концевой фрезы: а - зависимость времени расчета от количества элементов, б - зависимость погрешности расчета от количества элементов

Для исследований собственных частот было проведено сравнение пяти первых собственных частот корпуса концевой фрезы при закреплении фрезы за хвостовик, согласно расчетной схемы (рис. 4.19 г), при этом изменялся размер конечного элемента в диапазоне от 9,55 мм до 2,39 мм (рис. 4.20). Полученные данные представлены в табл. 4.10.

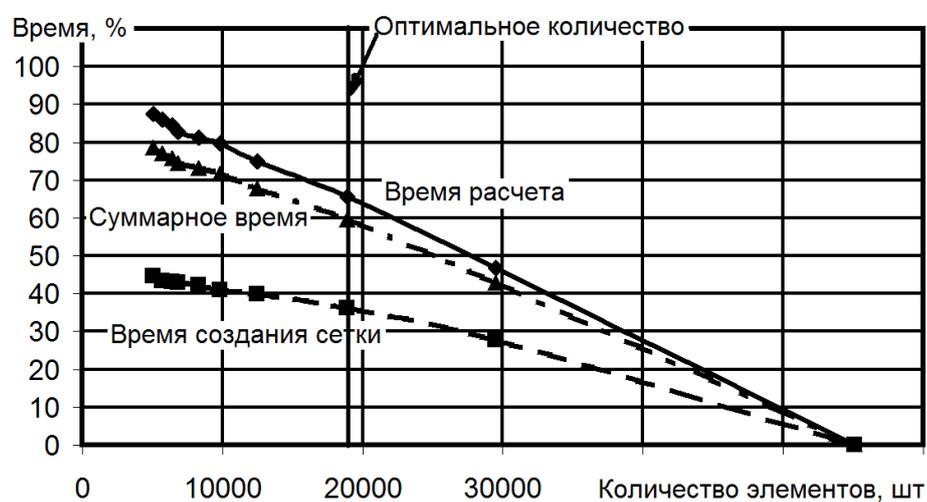
Таблица 4.10 – Изменение собственных частот концевой фрезы при изменении размера конечного элемента (размеры конечного элемента и количество узлов соответствуют табл. 1.7)

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Количество элементов, шт	5043	5719	6426	6827	8292	9842	12484	18907	29480	55095
Время расчета, с	4	4,5	5	5,5	6	6,5	8	11	17	32
1-ая собственная частота фрезы, Гц	3565,8	3555,8	3543,9	3544	3544,8	3527,4	3512,1	3506,4	3499,9	3487,5
2-ая собственная частота фрезы, Гц	3575,1	3568,2	3558,9	3558	3549,3	3540,3	3526	3517	3512,6	3499
3-ая собственная частота фрезы, Гц	7996,8	7987,1	7977,4	7975,3	7969,8	7934,3	7948,8	7940,6	7935,8	7920,6
4-ая собственная частота фрезы, Гц	11788	11793	11793	11744	11740	11764	11688	11640	11625	11579
5-ая собственная частота фрезы, Гц	11800	11809	11802	11767	11747	11778	11724	11641	11629	11584

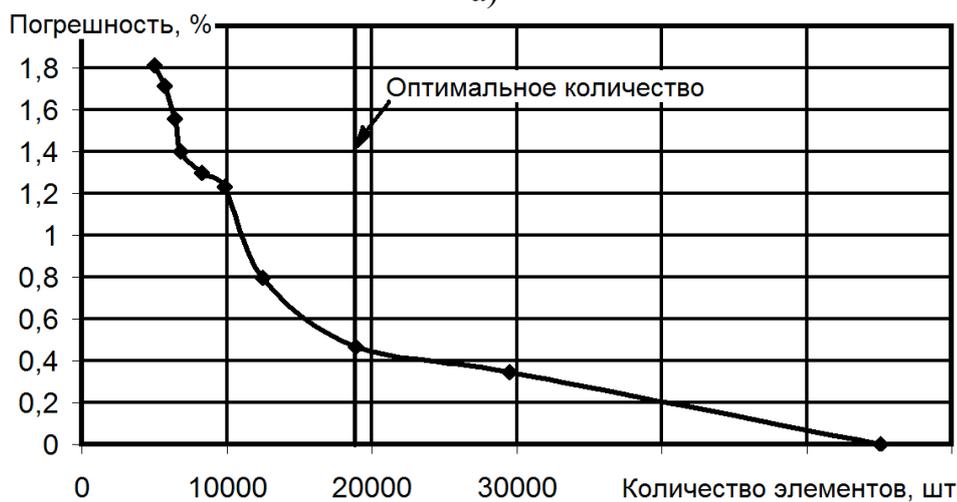
Для детального анализа полученных данных были построены графики аналогичны предыдущим (рис. 4.21, а, 4.21, б). При этом на рис. 4.21, б погрешность

рассчитывалась как средняя арифметическая погрешность пяти погрешностей каждой частоты собственных колебаний концевой фрезы.

Как видно из графиков, существенное увеличение (67%) суммарного времени происходит в диапазоне от 18 907 шт до 55095 шт конечных элементов, в то же время в диапазоне от 5043 шт до 18907 шт конечных элементов суммарное время меняется в гораздо меньшей степени (22%). В диапазоне от 5043 шт до 18907 шт конечных элементов погрешность определения собственных частот колебаний составляет 1,3%, а в диапазоне от 18 907 шт до 55095 шт конечных элементов эта погрешность имеет существенно меньшую величину и составляет около 0,5%.



а)



б)

Рисунок 4.20— Определение оптимального количества элементов для исследования собственных частот концевой фрезы: а - зависимость времени расчета от количества элементов, б - зависимость погрешности расчета от количества элементов

Таким образом, согласно полученных данных, оптимальным количеством конечных элементов при определении собственных частот концевой фрезы есть 18907 шт, что соответствует размеру конечного элемента 3,95 мм или 4 мм.

Аналогично были определены размеры конечных элементов, для всех составляющих технологической системы, которые составили:

- Вертикально-фрезерного станка - 50 мм;
- Тиски станочные - 10 мм;
- Лопатки - 3 мм;
- Втулки переходной для закрепления фрезы в шпинделе станка - 5 мм.

4.2.5 Исследование динамической жесткости шариковой-винтовой передачи

4.2.5.1 Анализ конструкторско-технологических требований к шарико-винтовым передач

Шарико-винтовые передачи (КВП) применяются в механизмах точных перемещений, в следящих системах и силовых передачах (станкостроение, робототехника, авиационная и космическая техника, атомная энергетика и др.). При вращении вала шарики движутся по винтовым канавкам постепенно перемещая гайку и через вращающийся канал возвращаются в исходную позицию. Согласно конструктивных особенностей крутящий канал выполняют между соседними или между первым и последним витками гайки. Таким образом, перемещение шариков осуществляется по замкнутой внутри гайки траектории. Это обуславливает основные преимущества шарико-винтовых передач: работа при высоких нагрузках; высокая плавность хода; долговечность; высокий КПД (до 0,9); возможность работы при высоких скоростях; точность позиционирования; высокая жесткость, отсутствие люфтов (осевые и радиальные зазоры); возможность регулировки предварительного натяжения.

В станкостроении преимущественно применяют гайки с тремя витками. Крутящий канал выполняют в специальном вкладыше, который устанавливают в овальное окно гайки. В гайках с тремя витками предусматривают три вкладыши, расположенные под углом 120° друг к другу и смещены по длине гайки на один шаг

резьбы относительно друг друга. Таким образом, шарики в гайке разделены на три (по числу рабочих витков) независимые группы. При работе передачи шарики перемещаются по винтовой канавке на величину, равную длине одного витка и через вращающийся канал перемещаются в исходное положение на тот же виток гайки. По конструкторскими особенностями гайки могут быть с одной или двумя гайками, которые установлены в корпусе. В конструкциях с двумя гайками наиболее просто ликвидировать осевой зазор между винтом и гайкой, тем самым обеспечить осевую жесткость передачи и точность перемещения.

По конструкции вал представляет собой сплошной цилиндрический стержень с винтовыми канавками круглого профиля. Гайку выполнены в виде сплошной втулки с фланцем.

Таблица 4.11 – Характеристики шарико-винтовой передачи NSK W3210G-17ZY-C5Z10 [41]

№ п/п	Показник	Одиниця вимірювання	Величина
1	Клас точності передачі	–	C5
2	Діаметр вала	мм	32
3	Крок вала	мм	10
4	Число витків у гайці	–	8
5	Діаметр кульки	мм	6,35
6	Число кульок у витку	шт.	15
7	Число кульок у передачі	шт.	120
8	Вантажопідйомність:	Н	
	- статична		
	- динамічна		49800

Елементи кульково-гвинтової передачі – кульки, гвинт та гайку виготовляють із вуглецевих сталей марок ШХ15, ХВГ, 8ХВ, 9ХС, 18ХГТ, 12ХН3А та ін. з об'ємним або поверхневим загартуванням, азотуванням або цементацією до високої

твердості (не менше HRC60). Матеріал гвинта та гайки повинні являти антифрикційну пару, тобто бути зносостійкими та мати малий коефіцієнт тертя. Матеріал гвинтів – сталь 45, 50, Ст4, Ст5, У10, 40Х, 40ХГ, 40ХВГ, 65Г та ін. У відповідальних передачах для підвищення зносостійкості застосовують загартування гвинтів та шліфування різьби. Гайки виготовляють із бронз (БрО10Ф1, БрЩбЦбС3, БрА9Ж4 та ін.).

4.2.5.2 Аналитические расчеты жесткости шарико-винтовой передачи

Аналитические расчеты выполнены с помощью модуля APM Screw системы APM WinMachine, разработанного научно-техническим центром «Автоматизированное проектирование машин» [42].

Модуль APM Screw позволяет определить математическое ожидание выходных характеристик, максимальное отклонение, поле рассеяния и проч., А следовательно обеспечивает определение контактных перемещений элементов КВП под действием внешней нагрузки. Учитывая контактные перемещения (осевое, радиальное, угловое), можно определить перемещения вала в целом. Эти перемещения и определяют величину жесткости. Вероятностный подход, примененный в APM Screw, позволяет определить массив из 100 положений центра гайки КВП, с помощью которых находится осевая, радиальная и угловая жесткости при любых возможных вариантах нагрузки.

Исходные данные для расчета в модуле APM Screw перемещений элементов КВП под действием внешнего силового нагрузки приведены в табл. 4.12, а результаты расчетов - в табл. 4.13, 4.14, рис. 2.1-2.3.

Следует отметить, что для определения действительного перемещения вала и исключения влияния других силовых факторов при расчетах определяли влияние одной из сил, например, при определении перемещений вследствие действия осевой силы в выходных данных задавали соответствующую величину осевой силы, величины радиальной силы и перекидального момента принимали равной нулю . Расчеты при определении перемещений в радиальном и угловом направлениях выполнялись по аналогичному принципу.

Таблица 4.12 – Исходные данные для расчета параметров шарико-винтовой передачи

№ п/п	Показатель	Единицы измерения	Величина
Геометрия шарико-винтовой передачи			
1	Средний радиус вала	мм	16
2	Радиус тела качения	мм	3,175
3	Радиус дорожки	мм	3,2
4	Шаг винтовой дорожки	мм	10
5	Число тел качения в витке	шт.	15
6	Число винтовых дорожек	шт.	8
Точность изготовления			
7	Допуск на радиус дорожки вала	мм	0,02
8	Допуск на радиус дорожки гайки	мм	0,02
9	Допуск на шаг винтовой дорожки вала	мм	0,03
10	Допуск на шаг винтовой дорожки гайки	мм	0,03
11	Накопленная погрешность шага дорожки	мм	0,1
Рабочие условия			
12	Осевая сила	Н	0; 50; 100; 500; 1000
13	Радиальная сила	Н	0; 50; 100; 500; 1000
14	Опрокидывающий момент	Н·м	0; 2; 4; 8
15	Частота вращения	об/хв.	1000
16	Коэффициент динамичности	–	1,1
17	Сила преднатяга	Н	500

Таблица 4.13 – Упругие перемещения вала от действия сил

	Величина силы, Н				
	0	50	100	500	1000
Осевое перемещение, мкм	0	0,189	0,3425	0,852	3,338
Радиальное перемещение, мкм	0	0,32	0,456	1,42	2,9

Таблица 4.14 – Упругие перемещения вала от действия перекидального момента

	Величина опрокидывающего момента, Н·м			
	0	2	4	8
Угловое перемещение, рад	0	$5,71 \cdot 10^{-6}$	$7,61 \cdot 10^{-6}$	$1,06 \cdot 10^{-5}$

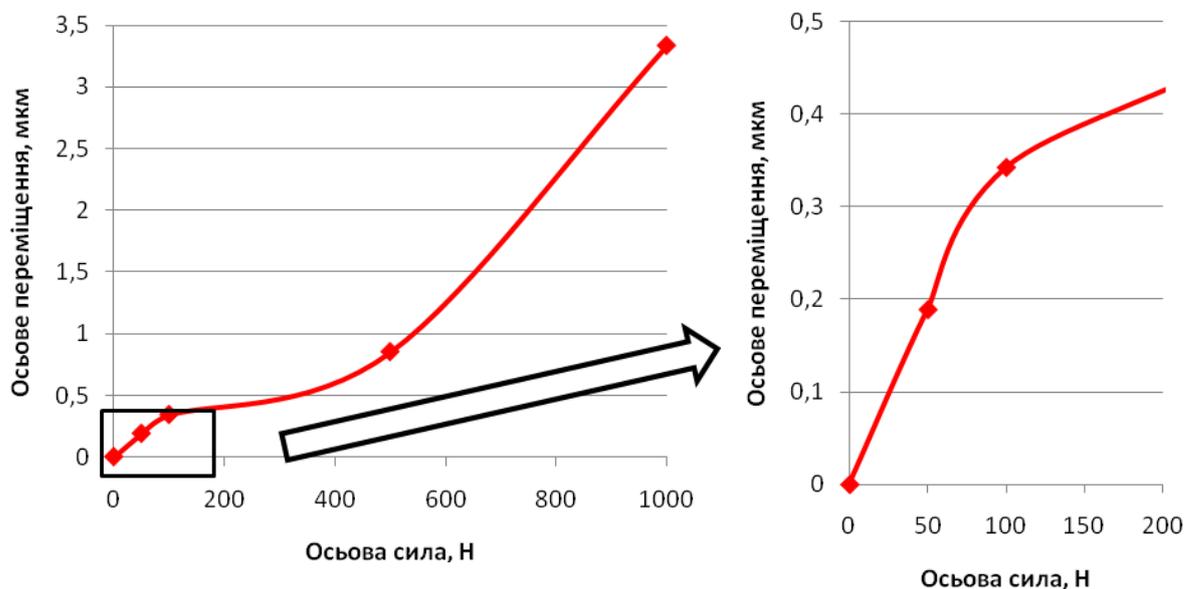


Рисунок 4.21– График зависимости осевого перемещения гайки от действия осевой силы

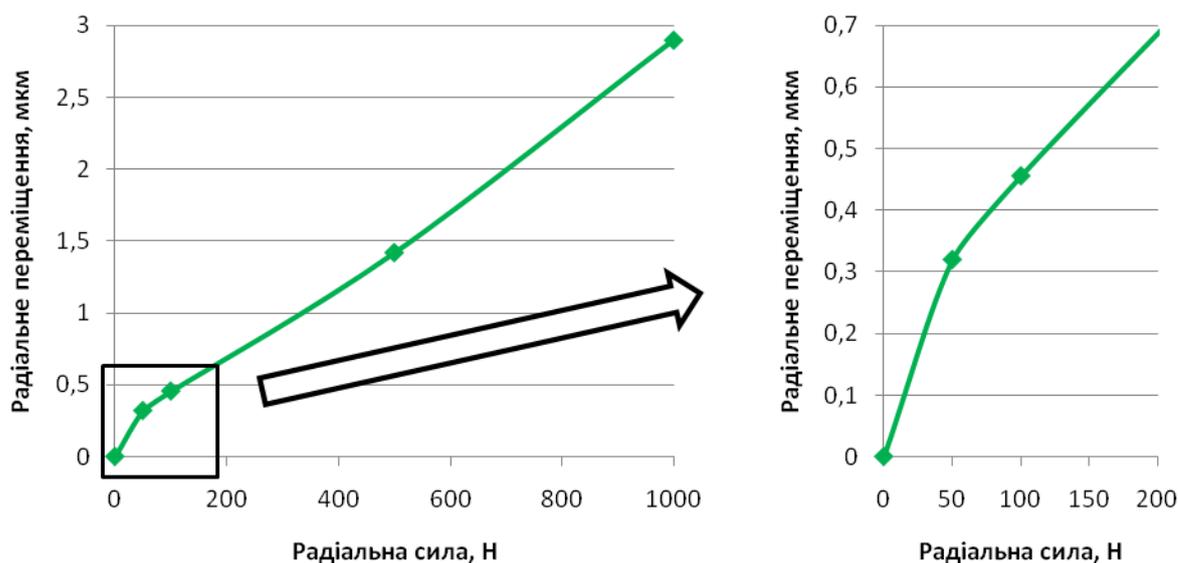


Рисунок 4.22– График зависимости радиального перемещения гайки от действия радиальной силы

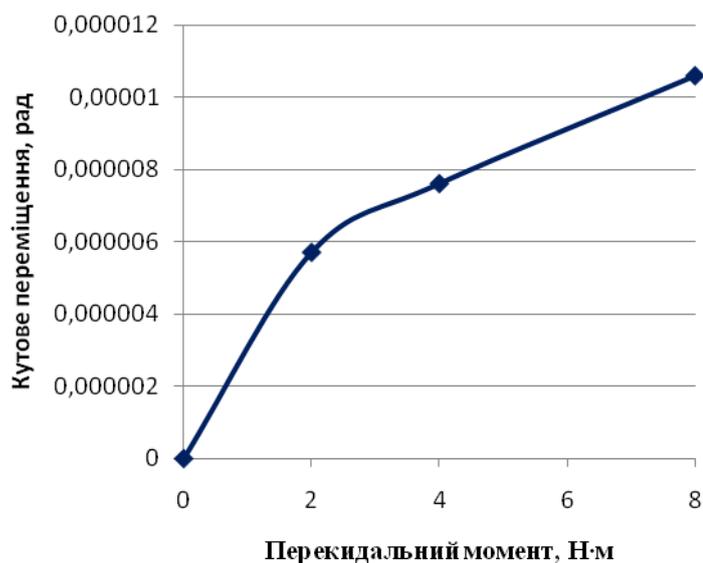


Рисунок 4.23– График зависимости углового перемещения гайки от действия перекидного момента

Как видим из графиков, при увеличении действия силы на гайку величины перемещения увеличиваются, тем самым вызывая изменение величины жесткости пары винт-гайка. Следует отметить, что наибольшие изменения величин деформаций наблюдаются при малых силовых нагрузках. Так, например, при росте осевой силы от 0 до 100 Н, величина деформации стремительно растет от 0 до 0,34 мкм (рис. 2.1). А при увеличении радиальной силы от 0 до 50 Н перемещения возрастают от 0 до 0,32 мкм. Далее наблюдается почти линейная зависимость, то есть величина перемещений пропорциональна приложенной силе

4.2.5.3 Экспериментальные исследования жесткости шарико-винтовой передачи

Для определения жесткости КИП и подтверждения адекватности аналитических расчетов проведены экспериментальные исследования на стенде (рис. 4.26).

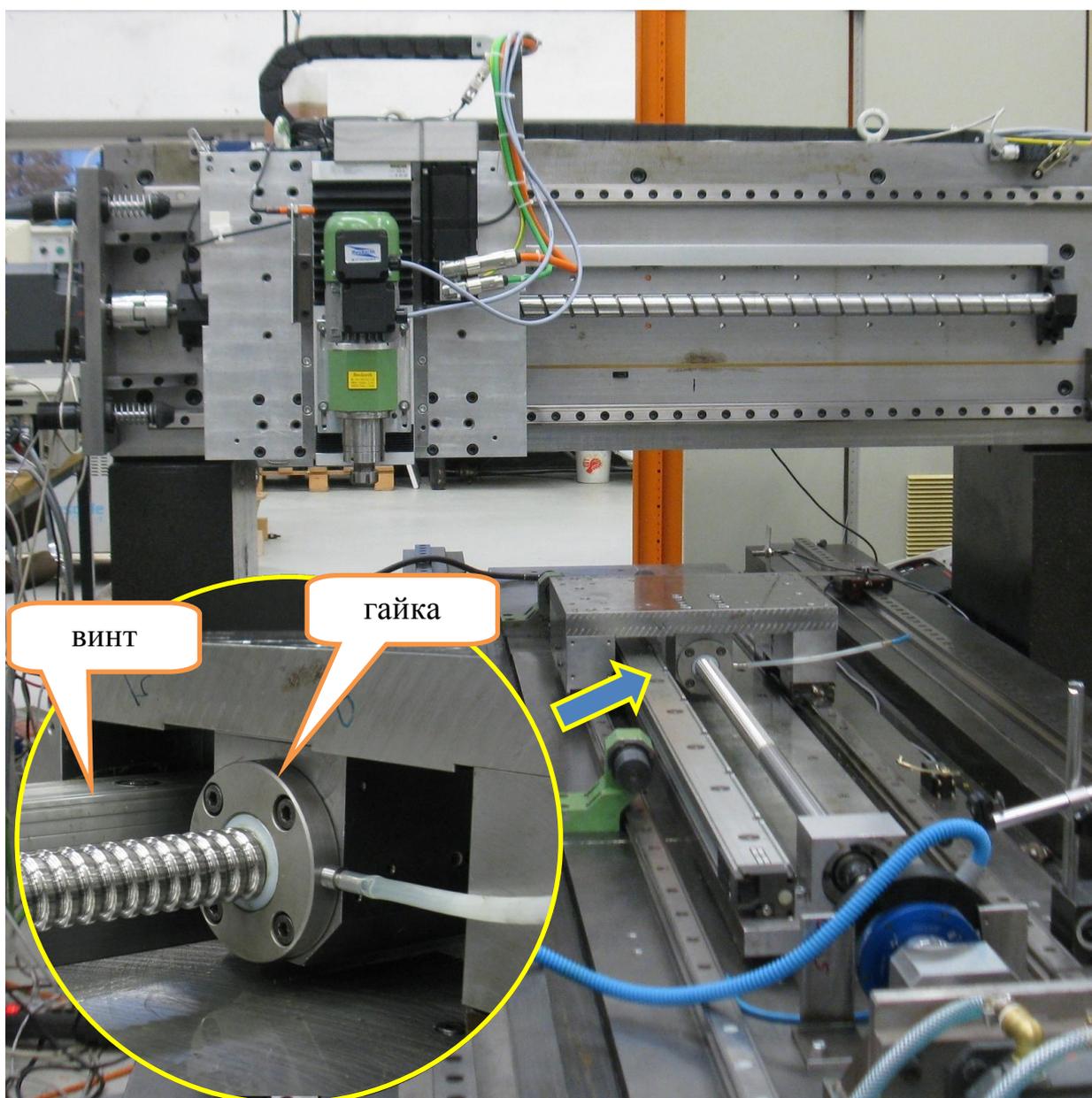


Рисунок 4.24– Стенд для определения жесткости КВП

Схему экспериментального исследования приведены на рис. 4.27. КИПиА, которая представляет собой винт 1 с гайкой 2, Установленная на неподвижных опорах 3 и 4. Установлено, что минимальная жесткость вала будет при положении, когда гайка одинаково удалена от опор, то есть на расстоянии $L / 2$, где L - расстояние между опорами. С одной стороны к гайке 2 прикладывается осевая сила, которая реализуется с помощью гидравлическому цилиндра и насоса 8.

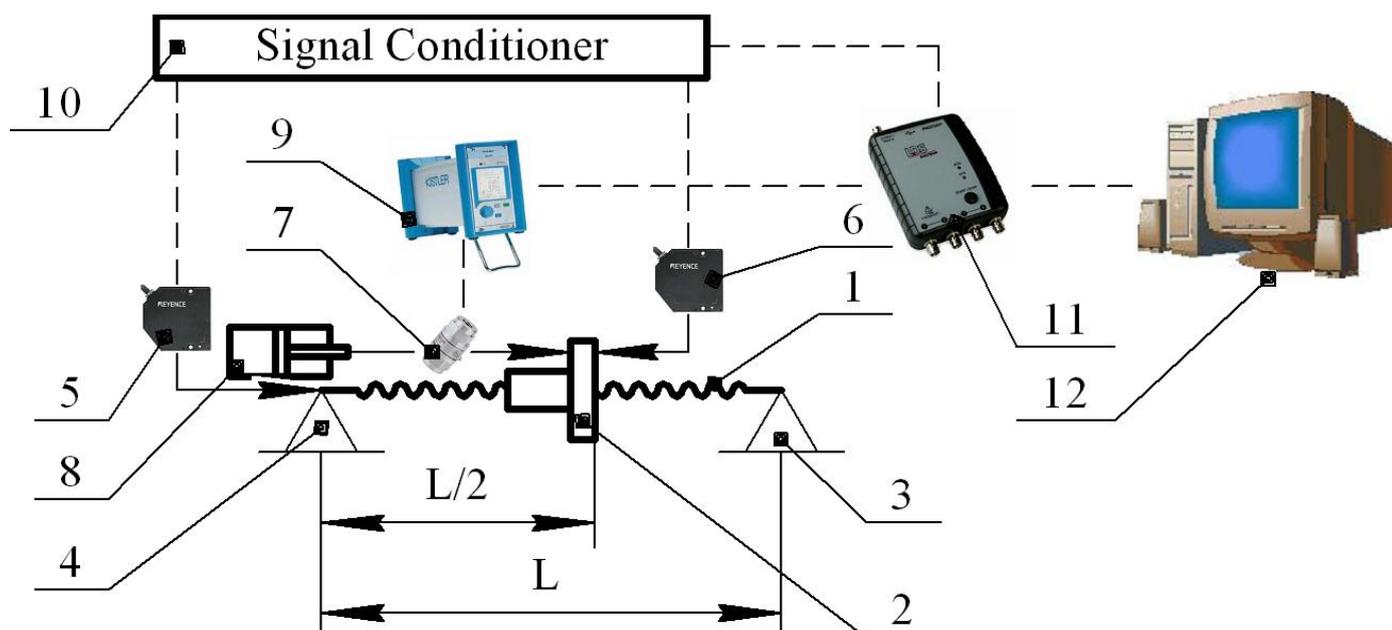


Рисунок 4.25 – Схема экспериментального исследования статической жесткости КВП

Величина осевой силы контролируется датчиком силы 7, который подключен к цифровому динамометру 9. Линейное перемещение гайки фиксируется лазерным датчиком перемещений 6, который установлен со стороны, противоположной приложения силы. Чтобы выделить действительное перемещение гайки от общего перемещения КИПиА до левого торца винта установлен лазерный датчик перемещений 5. Сигналы, которые получают датчики 5 и 6 передаются в устройство 10, который формирует сигналы перед передачей их в аналогово-цифрового преобразователя 11. Сигнал от цифрового динамометра 9 также передается в аналогово-цифрового преобразователя 11, после которого информация передается в персональный компьютер 12. Экспериментальная установка приведены на рис. 3.6, где указаны позиции соответствуют позициям на схеме (рис. 4.28).

Информацию о модели устройств, которые использовались при экспериментальном исследовании, приведены в табл. 4.15.

Таблица 4.15 – Устройства для экспериментального исследования

Позиция на схеме	Название	Модель
5, 6	Лазерные датчики линейных перемещений	Keyence LK-G32
7	Датчик силы	Kistler 9321b
9	Цифровой динамометр	Kistler
11	Аналогово-цифровой преобразователь	Dactron Photon

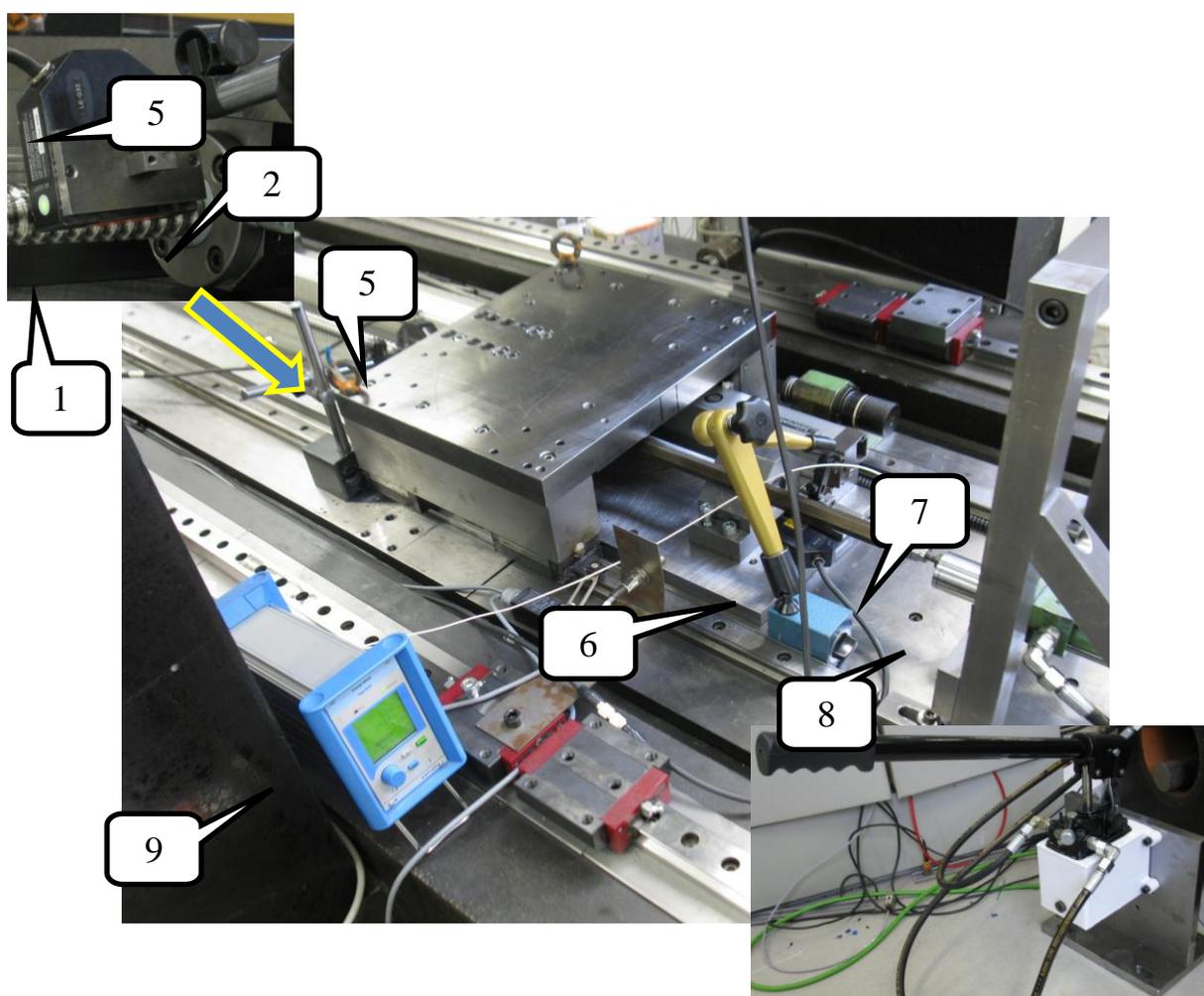


Рисунок 4.26 – Экспериментальна установка для дослідження статичної жорсткості КВП

Результати експериментального дослідження статичної жорсткості КВП наведено у табл. 4.16, а порівняння результатів експериментальних і аналітичних досліджень показано на рис. 4.29.

Таблиця 4.16 – Результати визначення статичної жорсткості КВП

Осьова сила, Н	0	50	100	150	250	350	600	800	1030	1200	1550	1650	2040
Переміщення, мм	0	0,0003	0,0005	0,0006	0,0008	0,0013	0,0024	0,0043	0,0068	0,0086	0,0129	0,0143	0,0167

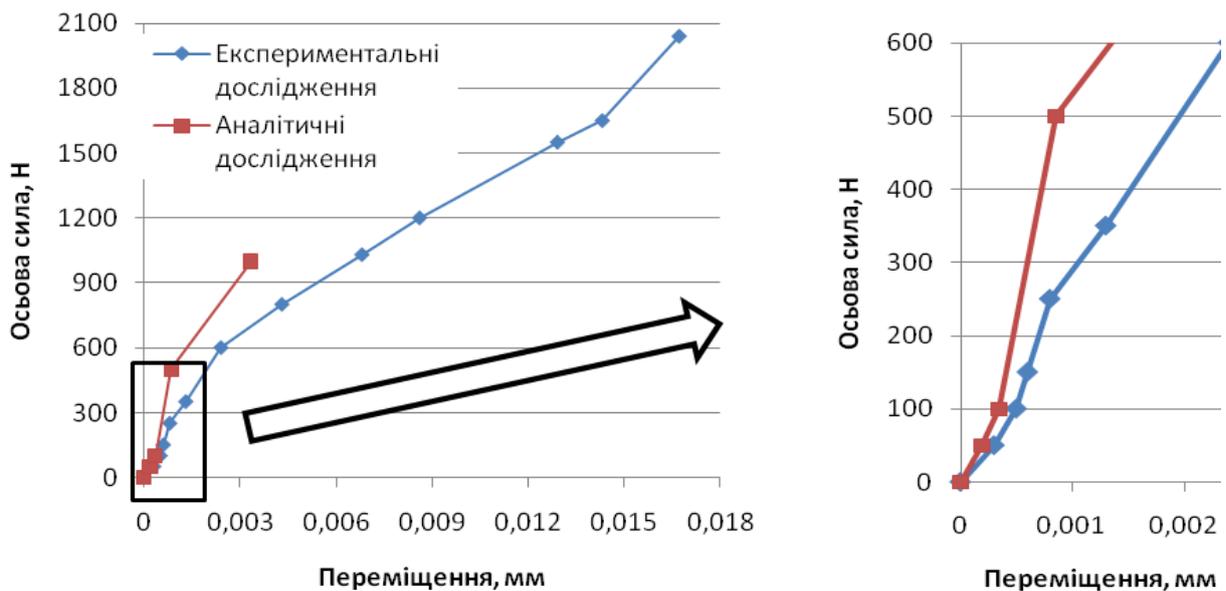


Рисунок 4.27– Графіки порівняння результатів експериментальних і аналітичних досліджень

Результати експериментального дослідження показали, що розрахункові дані, отримані за допомогою модуля APM Screw, мають подібний характер, але відрізняються за величиною. Отримана залежність величини переміщення гайки від дії на неї осьової сили дозволяє передбачити можливі деформації та прийняти заходи щодо підвищення жорсткості технологічних систем, оснащених КВП.

Для исследования динамической жесткости КИПиА применялась экспериментальная установка, составленная по схеме, приведенной на рис. 4.29. Винт 1 с гайкой 2, размещенные на жестких опорах 3 и 4. Датчики линейных перемещений 5 и 6 установлены аналогично предыдущему эксперименту. Датчик силы 7 установлен непосредственно на гайке 2, на которую передается силовую

нагрузку от шейкера 8. Для исключения влияния внешних вибраций на шейкер, он расположен в подвешенном состоянии. О динамическая нагрузка передается на усилитель 9, а затем на аналогово-цифровой преобразователь 10, куда поступают сигналы от цифрового динамометра 11 и датчиков линейных перемещений 5 и 6 через устройство 12, который формирует сигналы перед передачей их. После этого все сигналы передаются в персональный компьютера 13.

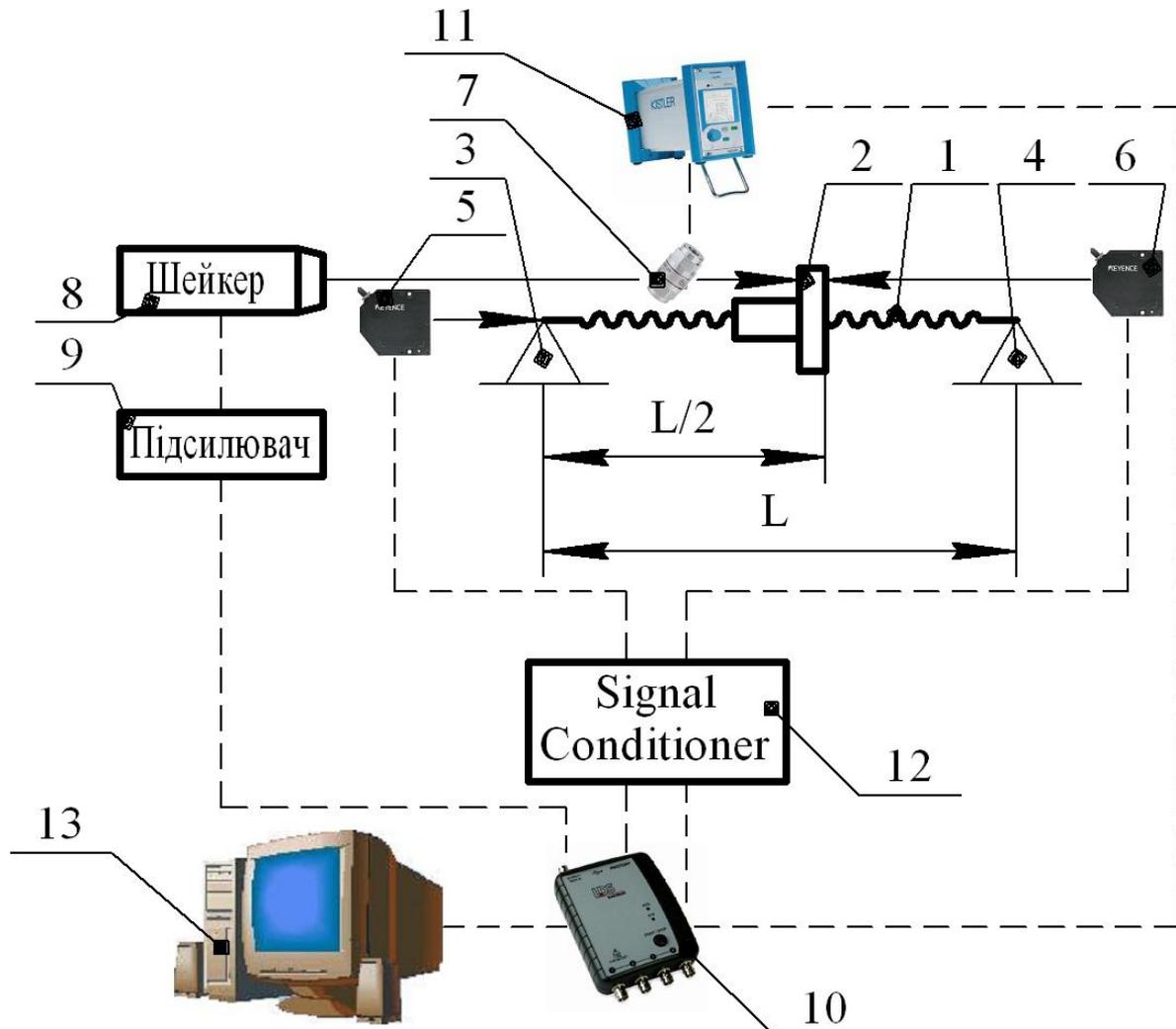


Рисунок 4.28– Схема експериментального дослідження динамічної жорсткості КВП

Процес виконання експерименту та налагоджене обладнання з вимірювальними пристроями наведено на рис. 2.8. При експериментальному дослідженні динамічної жорсткості КВП використовувався шейкер моделі TIRA Vib

S5200 з охолоджувачем моделі Elektor типу SE 4n та підсилювачем сигналу моделі TIRA TV5220.

Для візуалізації отриманих результатів експерименту застосовувалось програмне забезпечення SW “RT Pro” (Dactron).

Результати, отримані при виконанні експерименту, наведено на рис. 2.9–2.13.

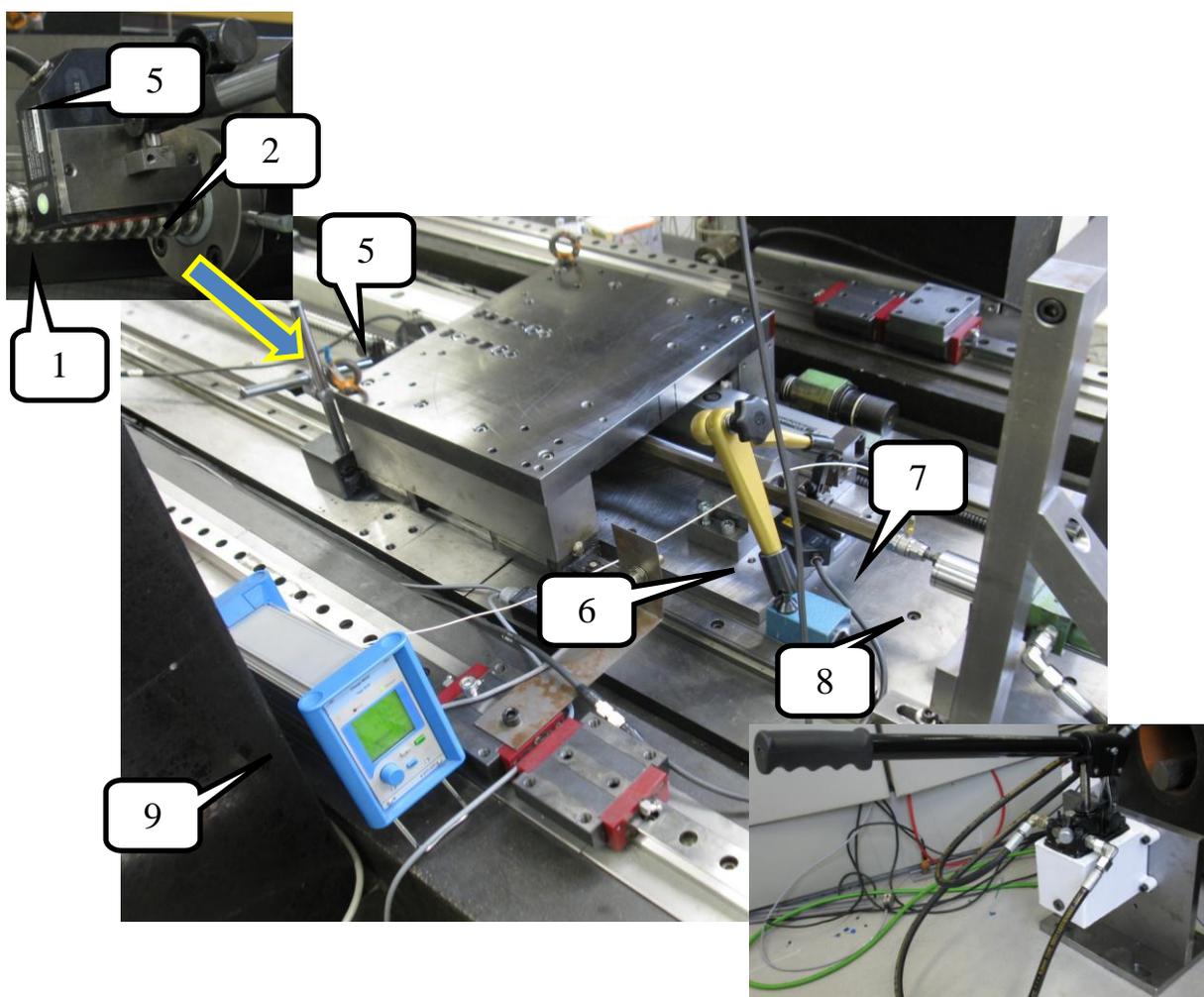


Рисунок 4.29 – Экспериментальная установка для исследования статической жесткости КВП

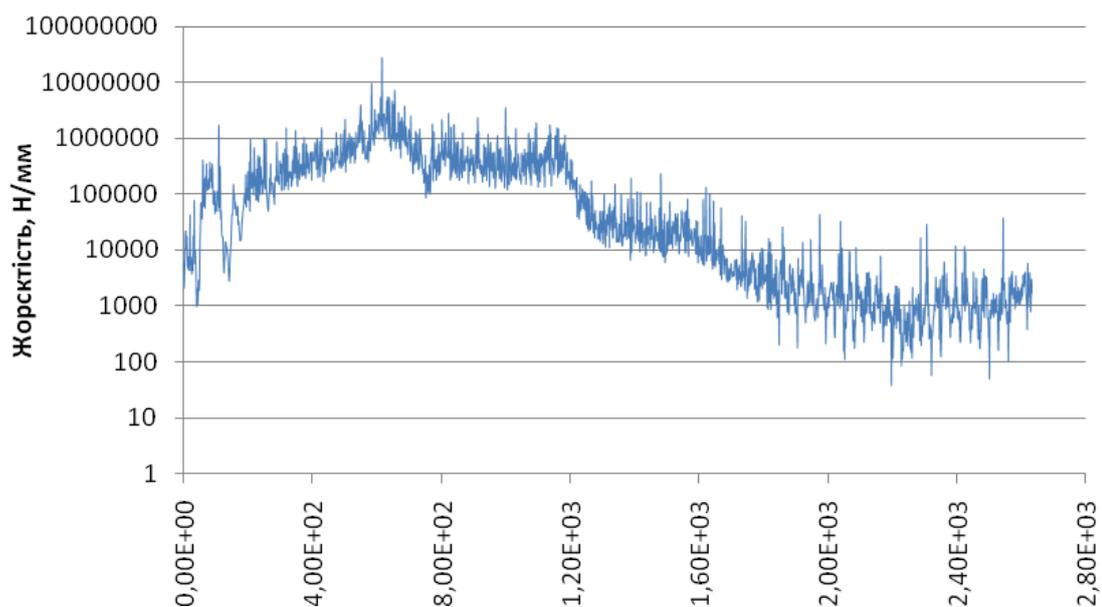


Рисунок 4.30– Амплитудно-частотная характеристика КВП

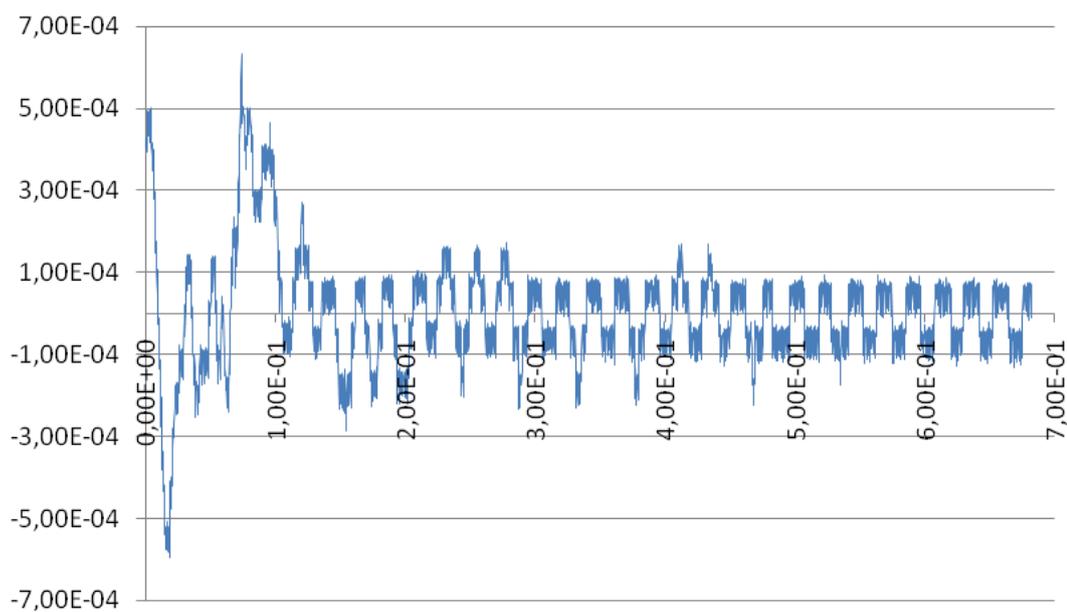


Рисунок 4.31 – Перемещения, которые зафиксированы на торце винта при действии осевой силы (датчик 5)

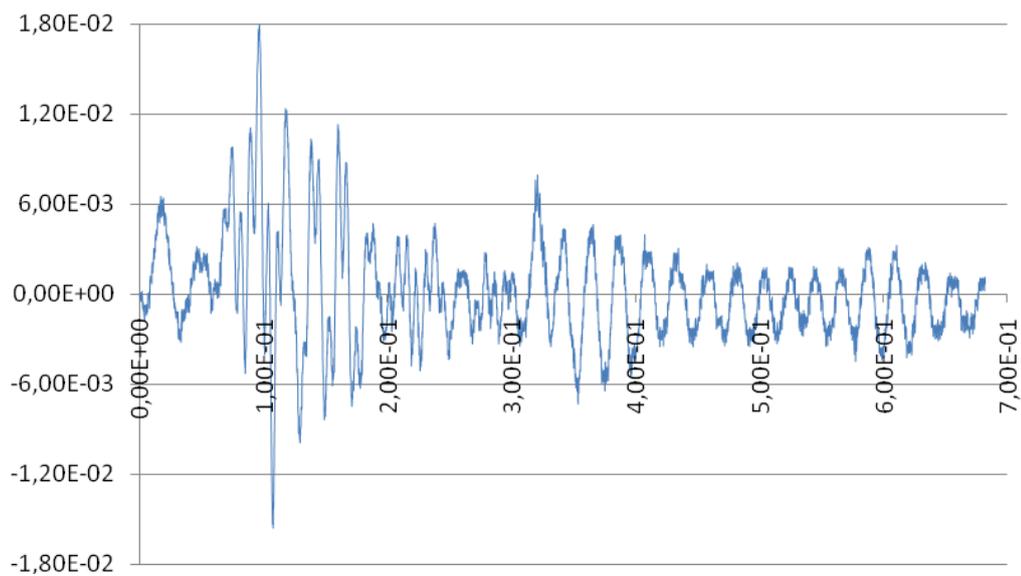


Рисунок 4.32– Перемещения, которые зафиксированы на гайке при действии осевой силы (датчик б)

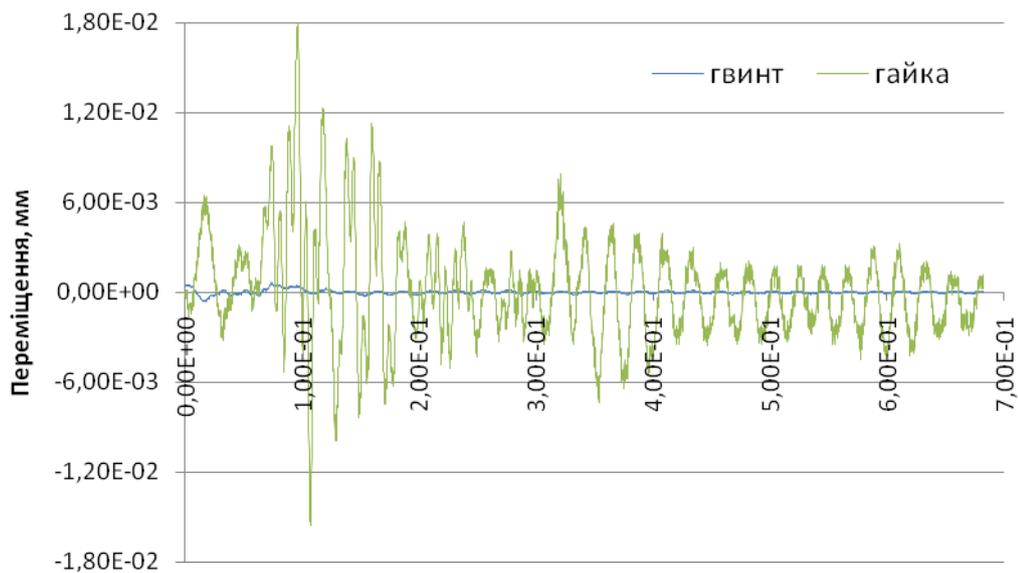


Рисунок 4.33– Перемещение винта и гайки при действии осевой силы

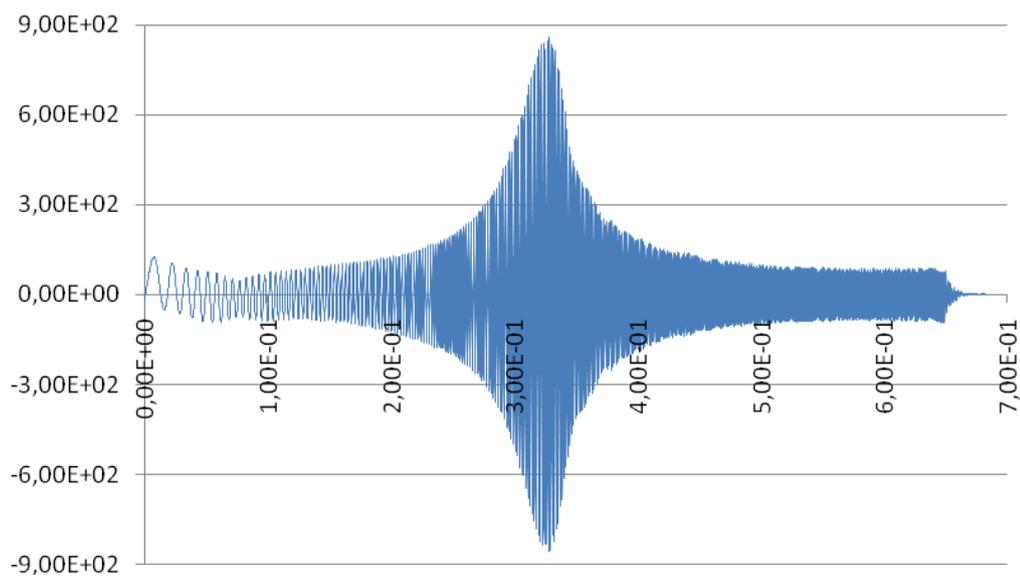


Рисунок 4.34– Диаграмма Кембела КВП

Выполненные экспериментальные исследования позволили определить зависимость упругих деформаций КИПиА от действия осевой силы. Полученные коэффициенты статической и динамической жесткости КИПиА позволяют использовать эти показатели при расчетах технологических систем с КИПиА, а, следовательно, влиять на их эффективность при задачах оптимизации.

4.3 Выводы

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

2. Для уменьшения времени расчетов КЭ-модель технологической системы должна строиться из как можно меньшего количества деформированных элементов. Уменьшение количества элементов возможно за счет использования балочных и оболочечных КЭ, сгущение КЭ-сетки только в местах геометрических особенностей, замены деформированных элементов на абсолютно жесткие элементы в телах, деформация которых неважна.

3. Оптимальным размером КЭ принято такой, который обеспечивает погрешность расчета не более 1%. КЭ-модель технологической системы станка 6Р13Ф3 с таким размером КЭ-элементов была построена в системе LS-DYNA и включает в себя 73107 тетраэдрических и балочных элементов.

4. Из модели процесса резания и модели технологической системы могут быть определены данные для анализа динамической устойчивости процесса концевое фрезерования: передаточная функция технологической системы и зависимость силы резания от толщины среза в заданных условиях.

5. Шариковая винтовая передача (КГП) имеет конечную жесткость и демпфирующую способность. Эти несовершенства приводят к дополнительной деформации технологической системы при резании. Нелинейность деформации КГП проявляется при врезании и прерывистых процессах резания. Она должна быть учтена в модели технологической системы.

6. Проведены теоретические и экспериментальные исследования КГП станка 6Р13Ф3. Установлены ее статические и динамические характеристики, которые имплементированы в КЭ-модель технологической системы в пакете LS-DYNA через нелинейные упругие элементы.

5 РЕАЛИЗАЦИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ ВЫЧИСЛЕНИЙ В ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОМ КЛАСТЕРЕ

5.1 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.

ПО mpich на ОС Linux для реализации взаимодействия между узлами цепи расчёта (между узлами кластера) использует протокол rsh/ssh, обмен данными

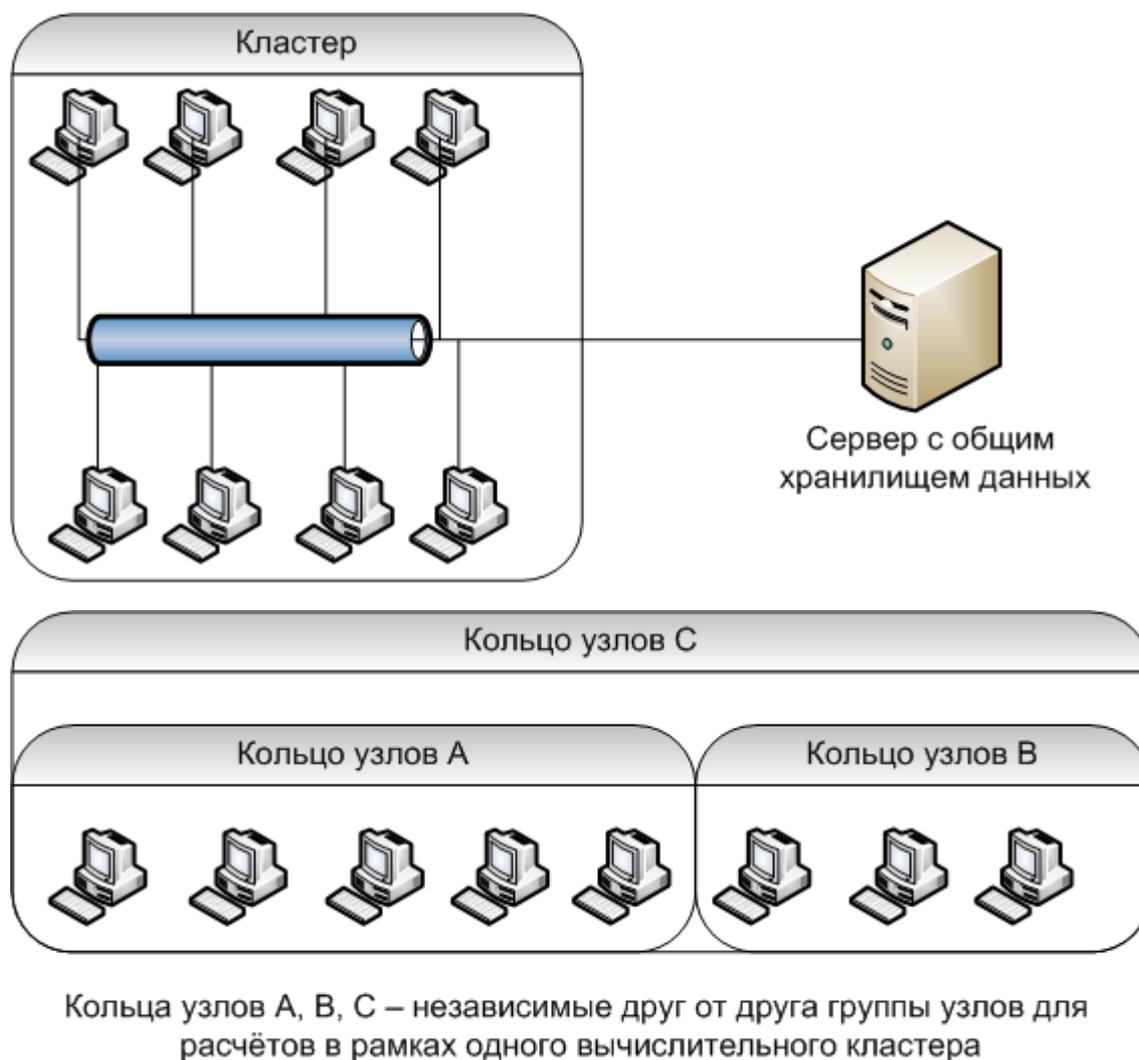


Рисунок 5.1 – Схема кластера

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 mpich 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 mpirun, 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_p4`, т.к. вся работа по установке связей в кольце 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 в 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

дынными по сети. Произвести 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 [43].

5.2 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 $\alpha \neq 0$:

$$S_p = \frac{1}{\alpha + \frac{1-\alpha}{p}}, \quad (5.1)$$

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. 5.2. 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 5.3 и 5.4. Характер распределения пластических деформации и изменения силы сжатия полностью соответствует известным теоретическим положениям [44]. Результат вычислений во всех опытах отличался менее чем на 0.1%.

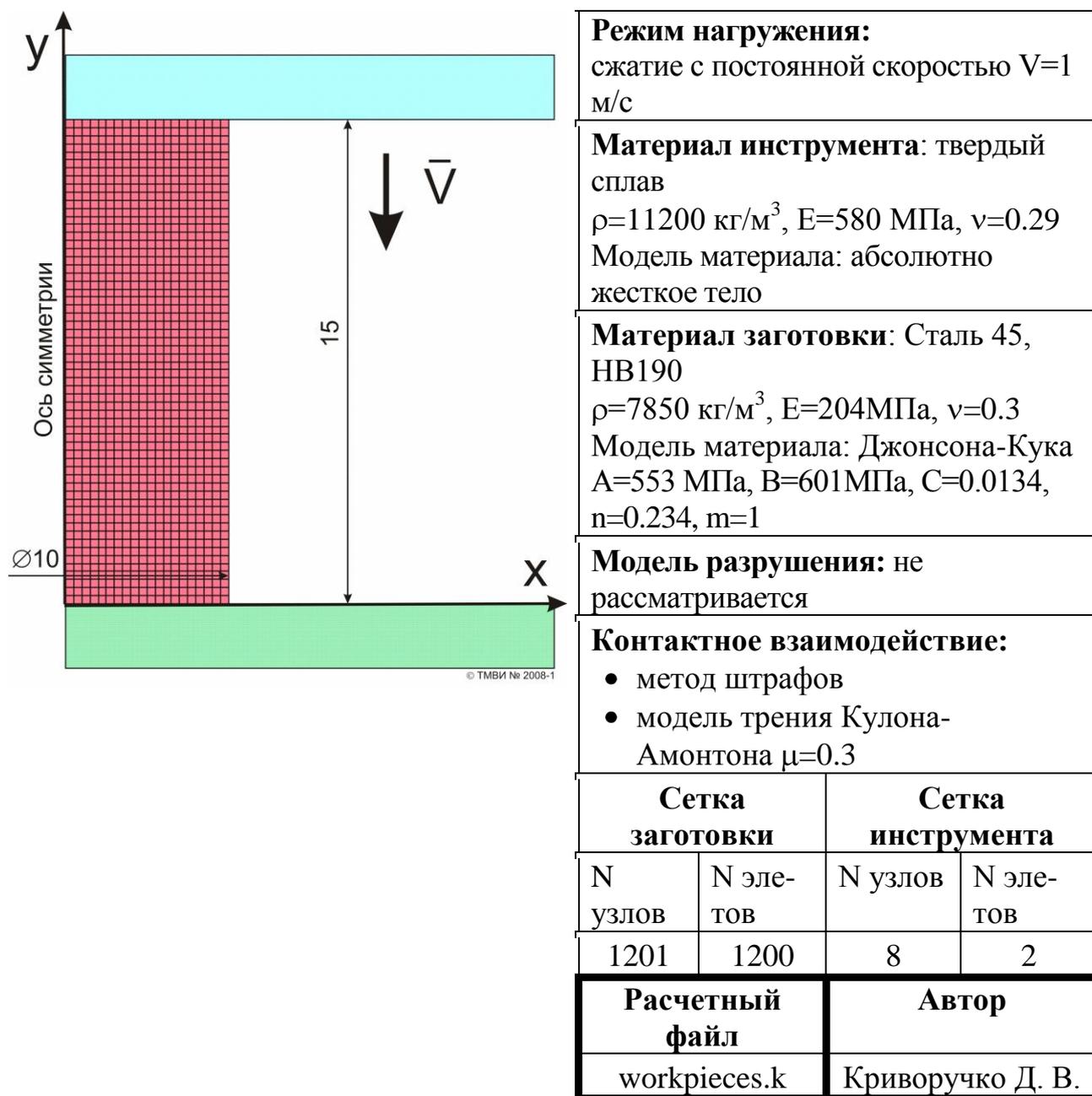


Рисунок 5.2 – Расчетная схема задачи о сжатии стандартного образца

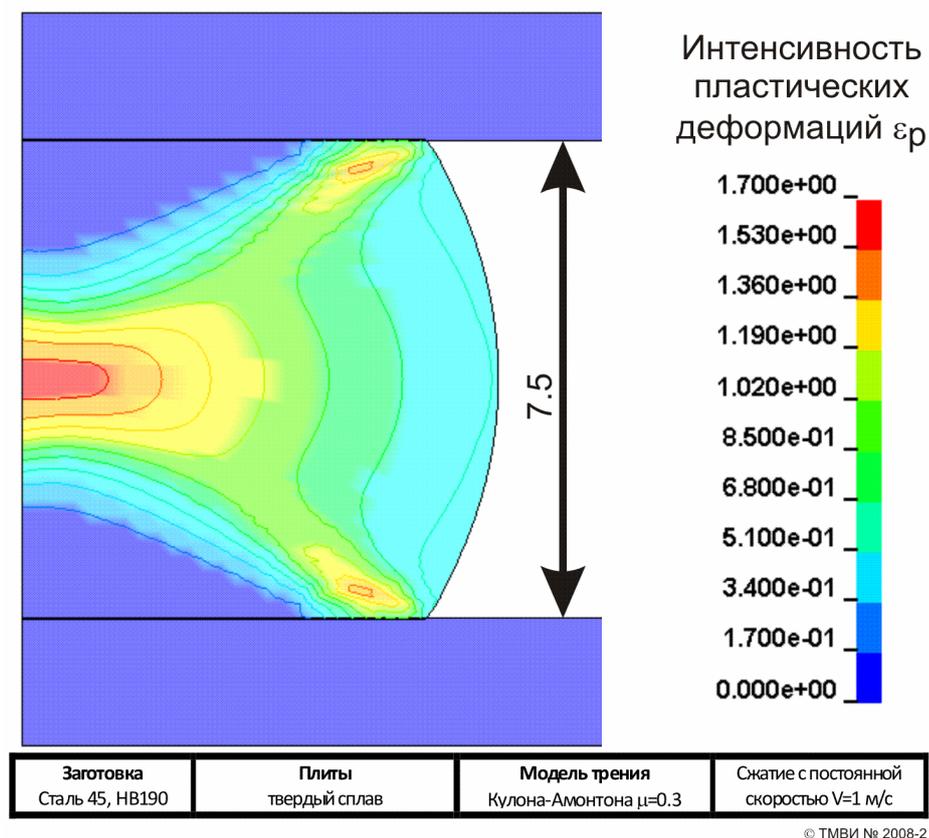


Рисунок 5.3 - Распределение пластических деформаций при сжатии 7.5 мм

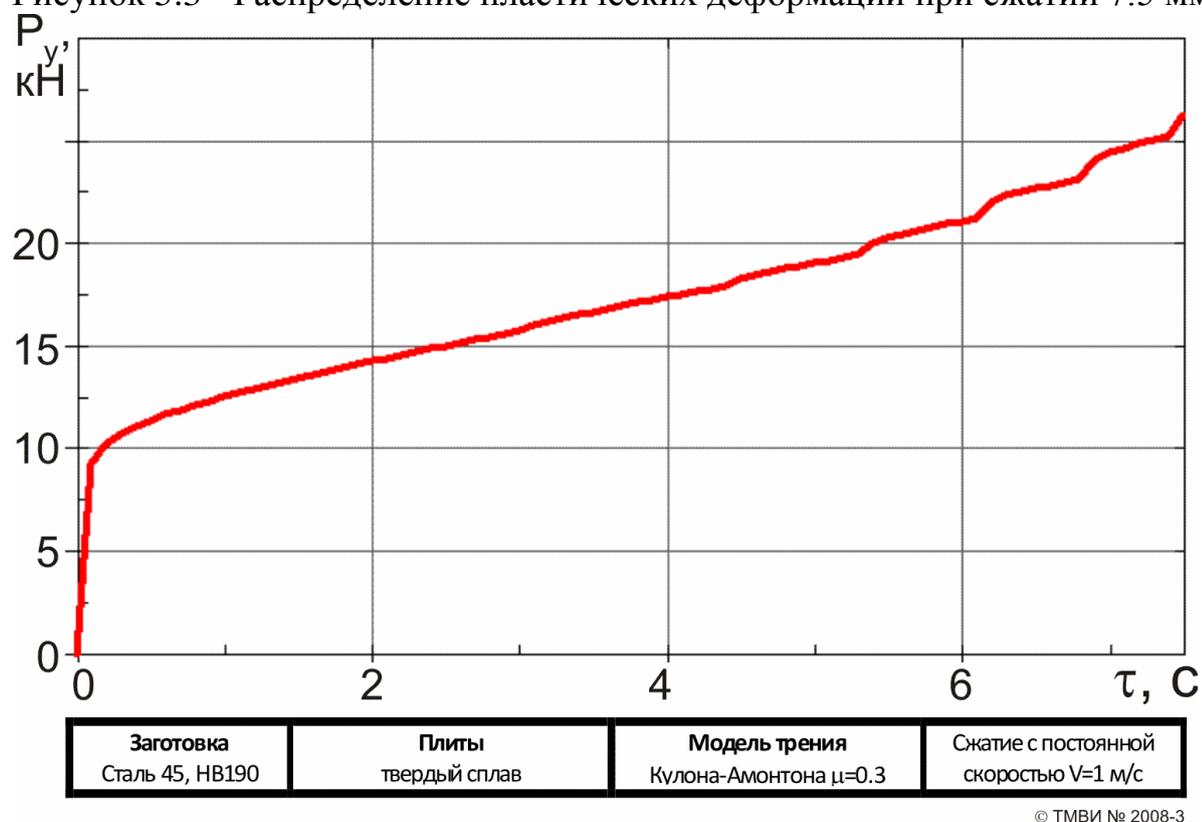
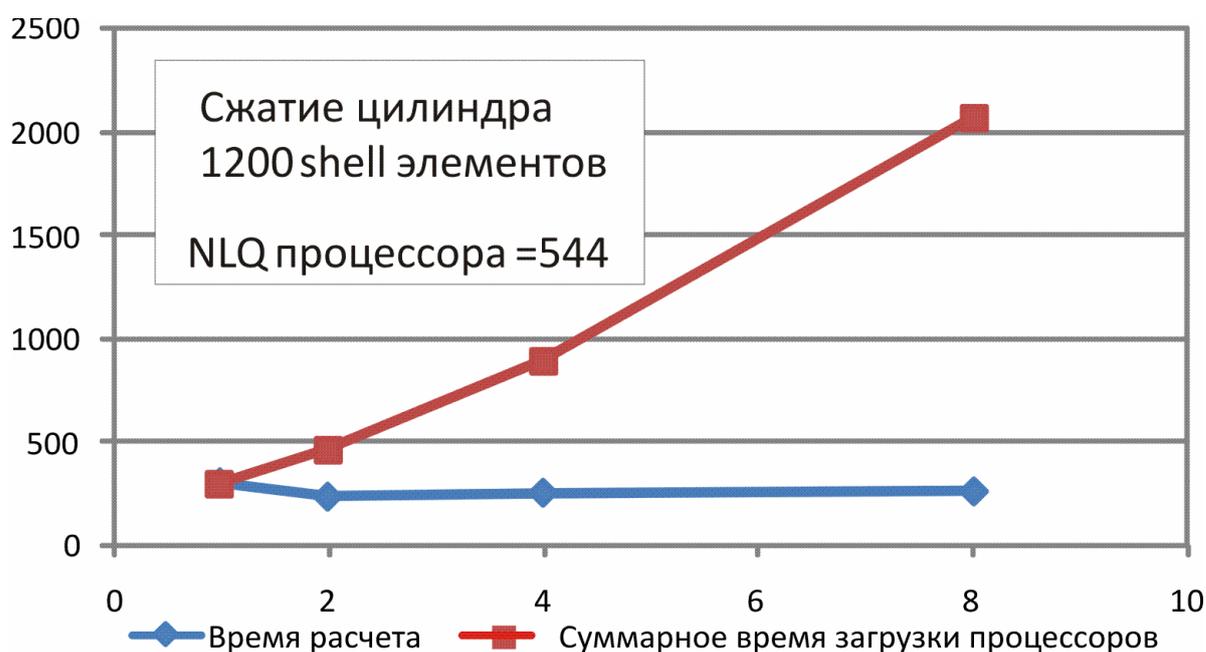


Рисунок 5.4 – Диаграмма сжатия

Проведенные исследования показали, что при 2 задействованных процессоров при решении 2D задач в LS-DYNA наблюдается наибольшая производительность вычислений (наименьшее время счета) (рис. 5.5 и табл. 5.1). 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.

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



© ТМВИ № 2008-4

Рисунок 5.5 – Влияние количества процессоров на время расчета и эффективность использования процессоров

Таблица 5.1 - 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

операциях над матрицами на производительность вычислений. Проведенные исследования показали наличие экстремума в зависимости ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ- NLQ (рис. 5.6). 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.

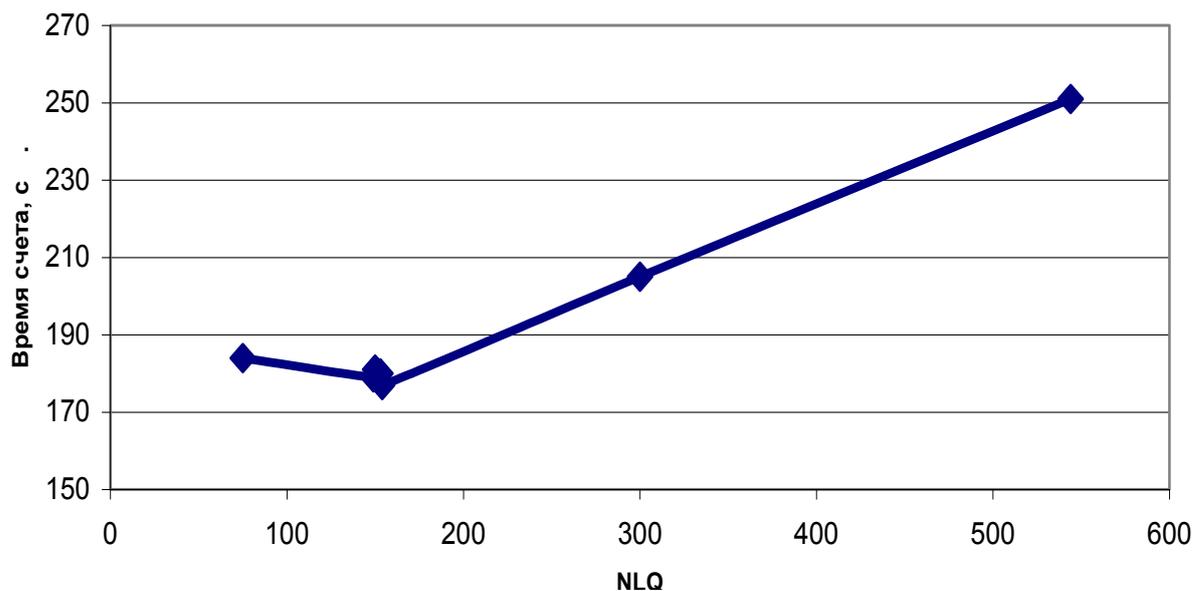


Рисунок 5.6 – Влияние максимальной заданной длины NLQ вектора на время счета

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

5.3 Технология высокопроизводительных вычислений Как инструмент повышения производительности моделирования процессов резания численными методами

Интенсификация процессов механической обработки, в частности процессов резания (точения, фрезерования, сверления) требует значительных экспериментальных исследований. Наибольшая сложность заключается в том, что резание, особенно чистовое, процесс малоразмерный, происходящий в объемах менее 1 мм^3 , со скоростями часто более 1-10 м/с. В этих условиях наблюдать происходящие процессы практически невозможно, что заставляет ученых в области резания материалов изучать процессы резания по интегральным (силы резания, максимальная температура, размеры стружки и др.) и/или косвенным показателям (микротвердость стружки, характер износа и др.).

Моделирование раскрывает новые возможности для изучения и оптимизации процессов резания. Особенно большие преимущества дает применение конечно-разностных методов, таких как, например, метод конечных элементов. Эти идеи развиваются с 1973 года, когда впервые была представлена работа В. Е. Klamecki [45] по расчету напряженно-деформированного состояния в зоне перед режущим лезвием. В настоящее время развитие метода конечных элементов достигло того уровня, когда он может быть применен для моделирования не только напряженно-деформированного состояния в системе резания в квазистатической постановке, но и прогнозирования во времени формы и размеров стружки, направления ее схода, остаточных напряжений и других показателей процесса, требующих рассмотрения процесса в течении протяженного периода времени. За последние 10 лет было опубликовано более 1000 работ на эту тему, описывающие модели различных процессов резания, достоверность которых подтверждена экспериментально. Вместе с тем, в большей части они касаются процессов точения в абсолютно жесткой технологической системе, т.е. процессов резания однолезвийным инструментом с одинаковой (близкой) скоростью резания вдоль режущей кромки. Специализированные программные продукты ThirdWave

AdventEdge, Deform 3D, а также универсальные ABAQUS, LS-DYNA и другие позволяют на современных ПЭВМ решать исследовательские задачи с числом узлов КЭ до 10000 за приемлемое время счета (до 1 суток). Это обеспечивает решение не только исследовательских, но и реальных производственных задач, связанных с перебором большого количества вариантов в приемлемые для производства сроки.

Вместе с тем, инженерное применение рассмотренного метода исследований в настоящее существенно затруднено для значительно более сложных с вычислительной точки зрения задач: моделирования резания многолезвийным инструментом (например, фрезерование), в том числе и с переменной скоростью резания вдоль режущей кромки (например, сверление), моделирования стружкообразования с образованием несливной стружки (например, резание титановых сплавов, композиционных материалов), задач, связанных с прогнозированием показателей процесса резания в податливой технологической системе (например, моделирование взаимодействия станка и рабочего процесса). Количество узлов КЭ в этих задачах часто превышает 10^6 и количество взаимодействующих деформируемых тел 2 и больше, что увеличивает время решения и объем необходимой памяти во много раз.

Поэтому наряду с совершенствованием вычислительных алгоритмов и подходов актуальным является применение технологии высокопроизводительных вычислений (HPC технология) и высокопроизводительных кластеров для повышения производительности расчета указанных моделей. К сожалению, эта технология, хоть и является технически доступной, но крайне редко применяется в настоящее время в реальных исследованиях из-за отсутствия методологий подготовки моделей с ее применением, малой изученностью эффективности этой технологии для моделирования процесса резания. Наиболее актуальной задачей с практической точки зрения является исследование взаимодействия рабочего процесса (процесса резания) и технологической системы (например, задача 7 в табл. 5.2). Поэтому целью исследования в данном разделе является оценка эффективности применения HPC технологий для повышения производительности решения моделей процесса резания с количеством узлов конечных элементов около 10^6 с 10-40 деформируемыми деталями.

Таблица 5.2 – Сравнение вычислительной трудоемкости различных задач моделирования процессов резания

Объект моделирования	Описание	Количество деформируемых тел	Примерное количество узлов в деформируемых телах	Ориентировочная производительность вычислений*, мм пути резания/час	Минимальный путь резания для получения данных, мм
1. Прямоугольное резание (2D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе (плоская деформация)	1	10000	1	1
2. Прямоугольное резание (2D задача)	Прогнозирование напряжений в лезвии в условиях образования сегментной стружки в абсолютно жесткой технологической системе (плоская деформация)	2	100000	0.05	1
3. Прямоугольное резание (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	110000	2.6	1
4. Процесс отрезания (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	120000	1.8	10
5. Процесс фрезерования концевой фрезой (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	200000	0.04	1
6. Процесс сверления спиральным сверлом (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	300000	0.01	5
7. Прямоугольное резание (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в податливой технологической системе, исследование колебаний рабочих органов станка	37	1700000	2.1	100

Примечание. * тестирование выполнялось при скорости резания $V=300\text{м/мин}$.
Использовался сервер с конфигурацией Intel Xeon 5405x2, Ram: 8GB, HDD1:80Gb, HDD2:1Tb. FedoraCore 10 x64. Расчет выполнялся в LS-DYNA R4.2 SMP.
Задействовано 8 процессоров.

Эффективность применения НРС технологий для исследования процессов механической обработки исследовалась на примере модели прямоугольного резания в абсолютно жесткой технологической системе [46], реализованной в системе LS-DYNA R4.2 DOUBLE PRECISION с использованием тестового кластера кафедры технологии машиностроения, станков и инструментов Сумского государственного университета. Использовались версии с распределенной памятью (MPP) и общей памятью (SMP) Описание тестовой модели представлено в таблице 5.3.

Таблица 5.3 – Описание тестовой модели прямоугольного резания

ПРОЦЕСС		Прямоугольное резание						
Размерность модели		3D						
Геометрические параметры заготовки								
L _z , мм			B _z , мм			H _z , мм		
4,5			1,0			0,45		
Геометрические параметры инструмента								
Название инструмента				Лезвие				
L _z , мм	H _z , мм	B _z (d), мм	γ, °	α, °	ρ, мм	h _z , мм		
0,5	0,5	1,2	5	13	0,02	0		
Конечно-элементная сетка								
	Тип КЭ	Кол-во узлов	Кол-во эл-тов	Хар. размер	Равномерность	ihq	qh	
1	Solid1	68536	62006	5,3 мкм	град.	-		
3	Solid1	62790	56676	16мкм	равном.	5/0	01	
Базовый режим резания								
V, м/мин	200	S, мм/об(а, мм)	0,15	t, мм	-	B, мм	1,0	

Расчетная схема

Кластер состоит из 5-ти идентичных компьютеров (узлы 01..05). Конфигурация узла кластера: процессор – Intel Celeron E3200, оперативная память – 1 ГБ DDR-2 800, НЖМД - WDS 1600AAJS, операционная система - Ubuntu LINUX 10.04 .1 SERVER AMD64, сетевой адаптер – на базе чипа RTL8111/8168B. Реализация MPI – MPICH 1.2.7p1 (--with-device=ch_p4). В качестве управляющего узла используется любой узел кластера. Обмен данными и управление кластером осуществляется через одну сеть, построенную с использованием технологии FastEthernet, кабеля Molex Cat 5E и свитча 3Com 3C16792C (16 портов/FastEthernet). Удалённое управление кластером осуществляется по протоколу SSH, доступ к общему ресурсу организован по протоколу NFS. Скорость передачи данных по сети в пике достигает 94,4Mbit/s (при измерении использовалась утилита iperf), скорость чтения/записи на НЖМД достигает

101.97 MB/s / 115 MB/s (при измерении использовалась утилиты dd и hdparm). Для нужд операционной системы на узлах кластера доступен весь объём носителей данных. При расчете в помещении, в котором находился кластер, постоянно поддерживалась температура 18°C.

Исследования проводились путем последовательного запуска процедуры расчета с различным количеством используемых узлов и процессоров на каждом узле. Результаты проведенного тестирования показывают, что для задачи данной конфигурации применение 5 узлов по 2 процессора обеспечивает увеличение производительности расчета в 2.5 раза (рис. 5.7). Наибольший прирост производительности был замечен при использовании 2 узлов (36%) (рис. 5.8). С добавлением каждого нового узла прирост производительности уменьшается (5 узлов – 12%). Эта тенденция полностью соответствует известному закону Амдала [47].

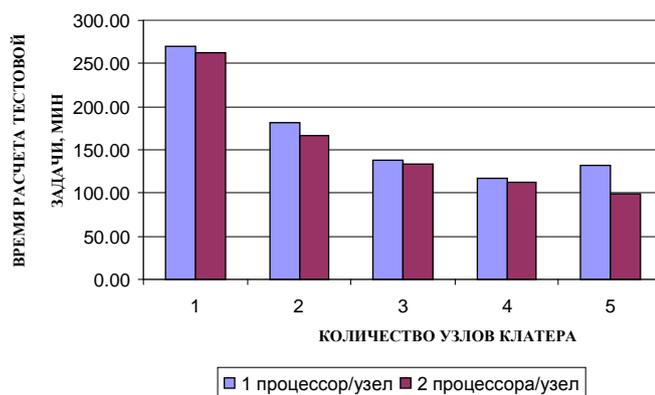


Рисунок 5.7 - Влияние количества узлов и процессоров, задействованных при расчете, на время счета модели прямоугольного резания

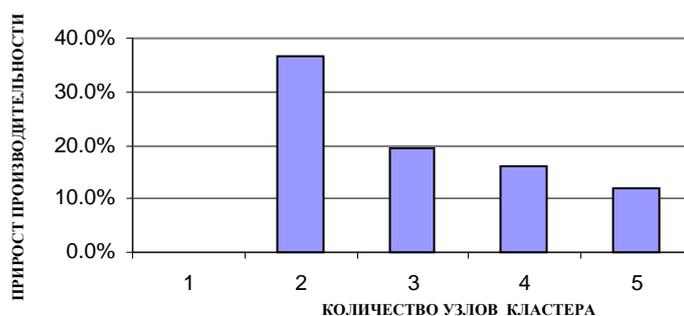


Рисунок 5.8 - Прирост производительности вычислений в зависимости от используемого количества узлов в модели прямоугольного резания

В то же время использование 2-х процессоров на одном узле оказалось неэффективным, поскольку дает прирост производительности всего 3% (рис. 5.7). Но при использовании только 1 процессора на каждом узле возможно возрастание времени счета (см. рис. 5.7) с увеличением количества узлов. Это свидетельствует о необходимости обеспечения высокой скорости обмена информацией между узлами в пределах кластера.

По сравнению с SMP решением этой задачи на ПЭВМ Intel Xeon 5405x2, Ram: 8GB, HDD1:80Gb, HDD2:1Tb. FedoraCore 10 x64 с 8 задействованными ядрами MPP решение в описанном ранее кластере с 4 узлами по 2 процессора дает падение производительности всего на 25%, а с 5 узлами по 2 процессора - на 12%.

Эффективность применения НРС технологий для исследования взаимодействия процесса резания и технологической системы проверялась на примере задачи моделирования прямоугольного резания на испытательном стенде (рис.5.9). Стенд состоит из станины из керамобетона и чугуна, линейных направляющих качения, линейного двигателя и суппорта, а также портала с кареткой и резцедержателем. Осевая жесткость портала обеспечивается струнами, образующими два жестких треугольника. На суппорте установлен трехкомпонентный динамометр фирмы Kistler, на измерительной плите которого установлено приспособление для закрепления заготовки в виде пластины толщиной от 2 до 5 мм. Инструмент закрепляется в резцедержатель. За счет вертикального перемещения каретки вместе с инструментом устанавливается толщина среза. Цикл ортогонального резания осуществляется путем перемещения суппорта со скоростью главного движения резания относительно неподвижного инструмента. Модель стенда состоит из 37 деформируемых деталей.

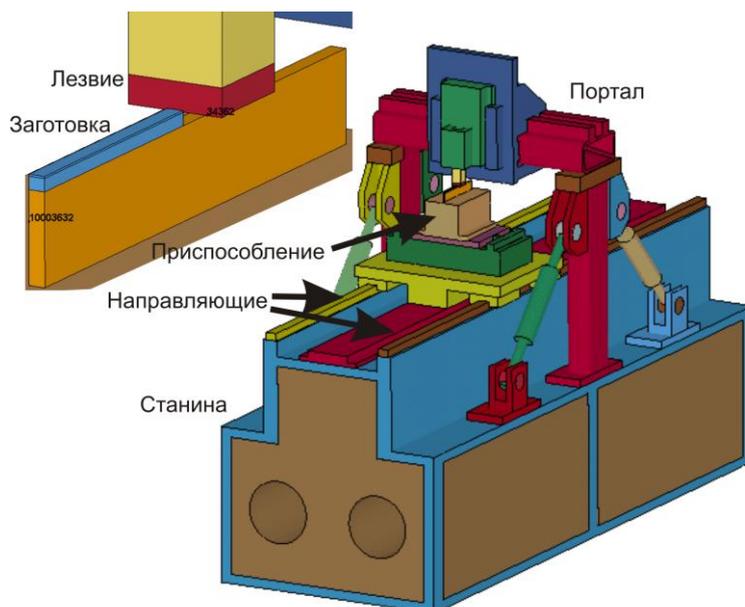


Рисунок 5.9 – Модель станда

КЭ сетка всех 37 деталей рассматриваемой технологической системы была выполнена с помощью ANSYS. Информация о КЭ сетке основных деталей системы, моделях их материалов и свойствах КЭ элементов представлена в таблице 3. Все детали приняты абсолютно упругими. Та часть заготовки, которая образует срезаемый слой, рассматривалась как упругопластический материал, заданный определяющим уравнением [46] и критерием разрушения Джонсона-Кука. Разрушение моделировалось удалением элементов при выполнении критерия разрушения.

Практически все детали исследуемой технологической системы рассматривались такими, которые могут контактно взаимодействовать друг с другом. Исключение составляли контактные границы, где нарушение контакта невозможно (например, граница между деталями, соединенными сваркой). На этих границах узлы соединяемых деталей сливались. Контакт между инструментом и срезаемым слоем предусматривал возможность удаления элементов. Коэффициент трения между деталями технологической системы принимался равным 0.1, а между инструментом и заготовкой – 0.5.

Граничные условия задавались в виде жесткого закрепления основания станины в глобальной системе координат. Положение суппорта ограничивалось контактной границей в линейных направляющих. Узлы на этой контактной границе

Таблица 5.3 – Сведения об объектах системы

Название объекта	Тип конечного элемента	Количество конечных элементов	Модель материала и ее параметры	Критерий разрушения
Заготовка	Прямоугольный параллелепипед, 8-узловой	69000	Упругопластический Джонсона-Кука.	$\varepsilon_p \geq \varepsilon_{pmax}$
Лезвие		144	Абсолютно жесткий, $E=560$ ГПа, $\mu=0.3, \rho=14500$ кг/м ³	Разрушение невозможно
Станина		7288	Абсолютно упругий, $E=32$ ГПа, $\mu=0.22, \rho=2400$ кг/м ³	
Прочие детали		87707	Абсолютно упругий, $E=32$ ГПа, $\mu=0.22, \rho=2400$ кг/м ³	

были связаны в вертикальном направлении. Лезвие жестко прикреплялось к резцу, а заготовка жестко закреплялась в приспособлении. Нагрузки задавались путем равномерного перемещения со скоростью резания суппорта вдоль линейных направляющих относительно станины. Начальные условия были представлены нулевыми значениями всех внутренних переменных.

Оценка работоспособности и производительности разработанной модели была выполнена для случая ортогонального резания стали 45 со скоростью резания 100 м/мин, толщиной среза 0.3 мм. Длина заготовки была принята равной 80 мм. Размер конечного элемента по толщине среза был принят 30 мкм. При этих условиях общее количество пластически деформируемых элементов составило 69000 (см. табл. 5.3), а общее количество деформируемых конечных элементов составило 170000.

В результате расчета были получены данные о перемещениях характерных точек технологической системы: режущей кромки, резцедержателя, портала (рис. 5.10). Видно, что режущая кромка совершает сложное движение в вертикальной плоскости. При этом явно выражена деформация, достигающая в направлении оси Z 100 мкм. Видно, что наибольшие перемещения в направлении оси Z (до 60%) определяются деформацией державки. Деформация портала также вносит до 35% всех перемещений режущей кромки. Узел «каретка-резцедержатель» вносит всего около 5% всех перемещений.

Проведенное сравнение производительности вычислений с помощью различного количества узлов и количества процессоров показало (рис. 6), что применение 10 процессоров (по 2 на 5 узлах) позволяет уменьшить время счета в 2.7 раза при прочих равных условиях, однако все еще не обеспечивает приемлемой для решения инженерных задач производительности расчета (1.7 мм/мин против желаемых 4 мм/мин для того, чтобы рассмотреть процесс в течении значительного пути резания (200-300 мм и больше) или с более мелкой сеткой).

Интересными являются два факта, установленные в процессе исследований. Во-первых, применение трех узлов является неэффективным из-за увеличения времени счета. Во-вторых, SMP решение на ПЭВМ ПЭВМ Intel Xeon 5405x2, Ram: 8GB, HDD1:80Gb, HDD2:1Tb. FedoraCore 10 x64 с 8 задействованными ядрами занимает 369 мин против 647 мин MPP решения с использованием кластера, т.е. на 75% меньше. Это падение производительности значительно больше, чем в задаче с абсолютно-жесткой технологической системой, рассмотренной ранее (25%). Причиной этого могут быть задержки в обмене данными между узлами, возникающие из-за увеличения потоков информации в задаче большой размерности.

По результатам тестирования стало очевидным, что применение более 5 узлов для решения задач резания не эффективно, поскольку не обеспечивается заметный прирост производительности вычислений. При использовании описанной конфигурации кластера производительность вычислений будет определяться больше производительностью каждого узла. С увеличением количества деформируемых тел в модели возрастают потребности в высокой скорости обмена данными между узлами кластера.

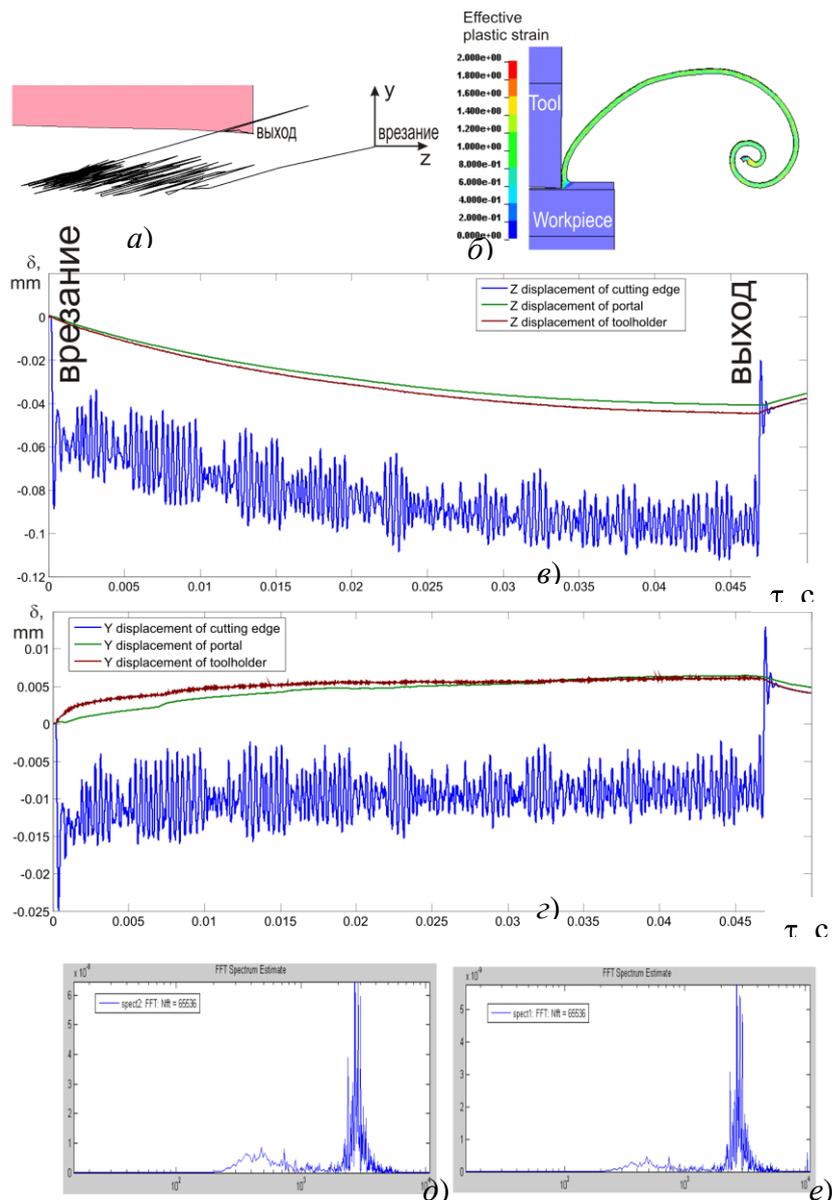


Рисунок 5.10 – Траектория перемещения вершины лезвия (а), форма стружки (б), деформация элементов технологической системы в направлении осей Z (в) и Y (г), а также спектры колебаний вершины лезвия в направлении осей Z (д) и Y (е)

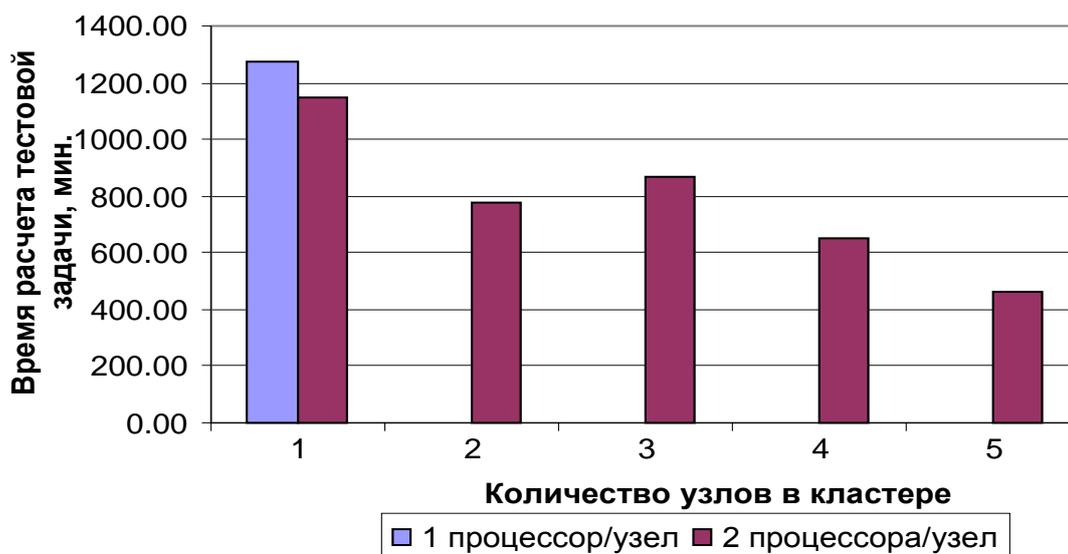


Рисунок 5.11 - Влияние количества узлов и процессоров, задействованных при расчете, на время счета модели процесса прямоугольного резания в податливой технологической системе. Время резания – 5 мс. Длина пути резания – 8.5 мм

Оптимизационные задачи в области резания материалов часто решаются методами планирования эксперимента с применением планов второго порядка. Для трех факторов необходимо 15 опытов или, в данном случае, виртуальных решений. Поскольку использование более 5 узлов не дает существенного приращения производительности расчетов, то для решения оптимизационных задач достаточно кластера, содержащего от 5 (все точки плана решаются последовательно) до 75 узлов (все точки плана решаются параллельно). Количество ядер в каждом узле, видимо, не будет оказывать решающего влияния на производительность вычислений. Главным фактором в этом случае является скорость обмена данными между узлами.

Примером кластера, удовлетворяющего указанным требованиям, может быть кластер университета Штутгарта (<http://www.hlrs.de/>). Проведенные MPP вычисления с его помощью с использованием 8 узлов по 1 процессору показали, что рассмотренная модель прямоугольного резания в податливой технологической системе решается за 240 мин против 369 мин (SMP решение) и 647 мин (MPP

решение) в рассмотренных ранее вычислительных системах, т.е. не менее, чем на 50% быстрее.

По сравнению с использованием SMP версий решателя LS-DYNA применение MPP версий в высокопроизводительных HPC системах дает возможность использования относительно недорогих ПЭВМ для решения ресурсоемких задач, которыми и являются задачи моделирования процессов резания.

5.4 Выводы

1. Проведено 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.

2. 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.

6 РАЗРАБОТКА МЕТОДОЛОГИИ ИДЕНТИФИКАЦИИ ФИЗИКО-ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

6.1 Постановка задачи

Исходя из разработанной концепции прогнозирующего моделирования процессов резания, для выполнения расчетов необходимы числовые данные о физико-термомеханических свойствах материалов объектов моделируемой системы и трибологические свойства пары «обрабатываемый-инструментальный» материал. В разделах 1 и 2 установлено, что этот комплекс свойств содержит определяющее уравнение и уравнение пластичности обрабатываемого материала, уравнение зависимости от температуры плотности, теплоемкости и теплопроводности обрабатываемого и инструментального материалов, уравнения, связывающие температуру, нормальные напряжения на контактной поверхности с касательным напряжением на этой самой поверхности.

Проведенный анализ определяющих уравнений (п. 1.2.1) показал, что наиболее эффективным является определяющее уравнение в форме Джонсона-Кука:

$$\sigma_s = A + B\varepsilon_p^n [1 + C \ln \dot{\varepsilon}] [1 - T^{*m}], \quad (6.1)$$

где константы материала A, B, n отражают способность материала к деформационному упрочнению, C – к скоростному упрочнению, а m - к температурному разупрочнению.

Среди всех известных уравнений пластичности (п. 1.2.2), определяющих критерий вязущего разрушения по условию накопления повреждений, принято уравнения в форме В. Л. Колмогорова с поправками Джонсона-Кука на скорость и температуру деформации:

$$\bar{\varepsilon}_f^p = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}) (1 + D_5 T^*); \quad (6.2)$$

$$\sigma^* = \sigma / \sigma_s, \quad T^* = (T - T_0) / (T_{nn} - T_0)$$

где константы материала D_1, D_2, D_3 отражают влияние напряженного состояния на предельные пластические деформации к разрушению; D_4 - влияние скорости деформации; D_5 - влияние температуры деформации; σ^* - показатель напряженного состояния.

Условие хрупкого разрушения использовано в виде уравнения первой теории прочности, то есть $\sigma_1 = \sigma_{\max}$, где σ_{\max} является константой материала при нормальной температуре.

Анализ известных данных о влиянии температуры на плотность, теплоемкость C_p и теплопроводность λ материалов показал, что эти зависимости хорошо аппроксимируются полиномом второй степени.

Таким образом, в общем случае моделирования процесса резания на уровне детализации «Лезвие», кроме упругих свойств обрабатываемого и инструментального материалов E и μ , необходимо определение еще 11 констант физико-термомеханических свойств ($A, B, n, C, m, D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, \sigma_{\max}$) и трех уравнений-полиномов ($\rho = \rho(T), C_p = C_p(T), \lambda = \lambda(T)$), которые определяют нелинейные физико-термомеханические свойства этих материалов. Методы определения упругих констант (E и μ) и указанных уравнений - полиномов общеизвестны и могут применяться без ограничений и потому не нуждаются в усовершенствовании. Указанные зависимости могут быть взяты из справочников, например, из [48].

Вместе с тем, методы определения других констант должны быть разработаны таким образом, чтобы учесть одновременное существование больших деформаций, скоростей деформаций и температур, которые в достаточной для моделирования степени не учитываются ни в одной из известных методик.

6.2 Критический анализ известных методов идентификации определяющих уравнений и уравнений пластичности

Идентификация констант определяющего уравнения возможна из испытаний по деформации образцов в условиях однородного НДС. Наиболее простыми являются испытания на *квазистатическое* одноосное растягивание (ГОСТ 1497), сжатие, кручение (ГОСТ 3565) (таблица 6.1). Однако они реализуют скорости деформаций до $2,5 \times 10^{-3} \text{ с}^{-1}$, что на восемь порядков меньше от скоростей деформаций, имеющих место в зоне резания. В то же время температура испытаний может достигать 1200°C . В 1979 году М.П. Марковец [50] предложил, а в 2004 году рабочая группа под руководством Т. Altan [51] усовершенствовала способ определения определяющего уравнения

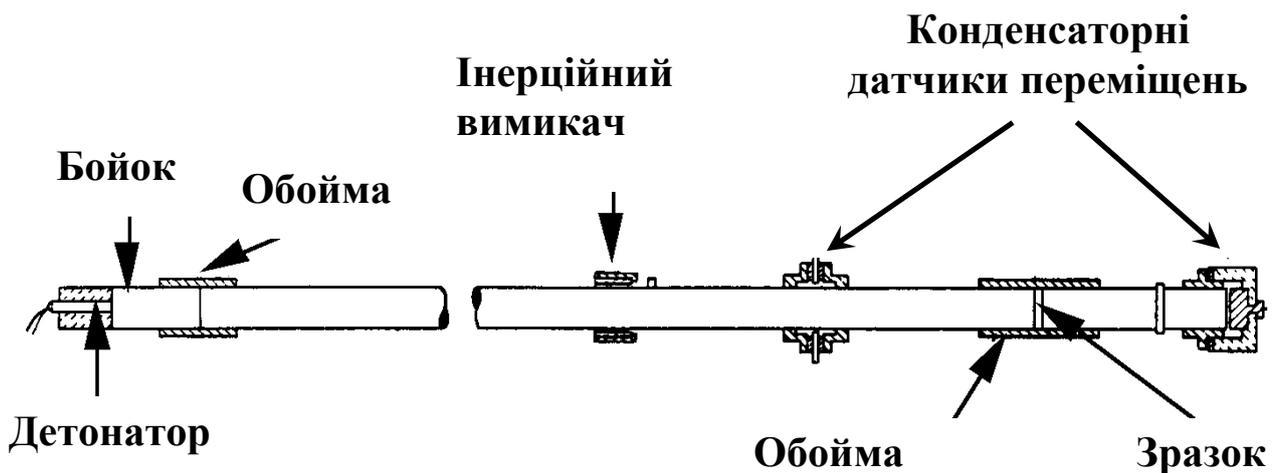


Рис. 6.1. Разрезной стержень Гопкинсона [49]

по твердости втискиванием индентора. Однако этот способ менее информативен по сравнению со стандартными испытаниями и имеет ограниченное применение.

За последние 60 лет разработан целый ряд способов *динамических* испытаний, позволяющих установить определяющее уравнение при скоростях деформации до 10^7 с^{-1} . Среди этих способов наибольшую практическую популярность завоевали способы, основывающиеся на принципе разрезного

стержня Гопкинсона (Hopkinson) [49] (рис. 6.1). Этот принцип заключается в том, что между двумя массивными стержнями размещается образец и свободному торцу одного из стержней с помощью детонатора задается ускорение, служащее причиной волны пластической деформации в образце.

Регистрируя перемещение торцов образца, можно вычислить скорость деформации, деформацию образца и действующие напряжения. В настоящее время принцип реализован в способах испытаний при температурах до 1000°C и более при растягивании, сжатии и кручении [49, 52]. Эти способы обеспечивают получение достоверного определяющего уравнения при скоростях деформации до 10^4c^{-1} .

Идентификация определяющего уравнения при скоростях деформаций свыше 10^4c^{-1} и температурах до 1200°C в настоящее время все еще представляет собой практическую сложность. Известны способы нормального удара по

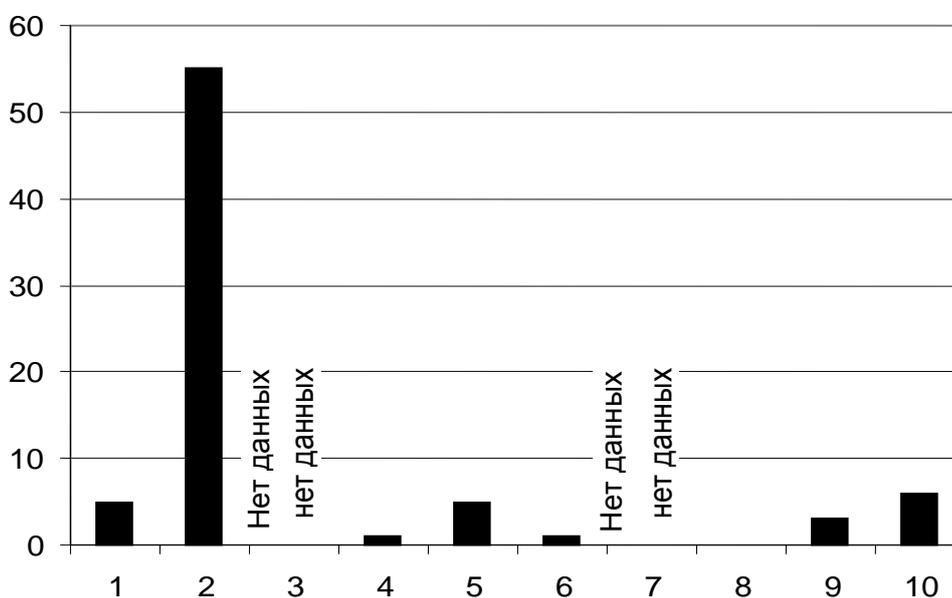


Рис. 6.2. Популярность способов испытаний материалов для моделирования процесса резания методом КЭ. Диаграмма построена на основе анализа 70 определяющих уравнений материалов, включенных в базу данных MADAMS [53]. Цифрами на оси абсцисс обозначены номера способов по таблице 6.1, на оси ординат – количество определяющих уравнений материалов, полученных этим способом

пластине, пульсирующего лазера, взрыва и баллистического удара, позволяющие реализовать скорости деформации до 10^7с^{-1} , не обеспечивают получения приемлемого определяющего уравнения и остаются относительно дорогими. Их практически не используют для определения определяющего уравнения, применяемого для моделирования процесса резания.

В последние 15 лет начал развиваться способ определения уравнения состояния непосредственно из опытов по резанию. Эта идея впервые была реализована О.М. Розенбергом [54] при исследовании влияния скорости резания (скорости деформации) на границу текучести в условной плоскости сдвига. Со временем эту идею повторил и развил Е. J. Armarego [55]. Однако, первое полное практическое решение задачи было представлено P.L.V. Oxley [56] в 1989 году. Используя свою термомеханическую теорию резания с единой условной плоскостью сдвига, он получил из опытов по свободному прямоугольному тчению определяющие уравнения низкоуглеродистой стали при скоростях деформации до 450с^{-1} в форме Джонсона-Кука (Johnson-Cook) [57]. Дальнейшего развития этот способ приобрел в работах Т. Ozel, Т. Altan [58], N. Tounsi и соавторов [59], J.C. Hamann и соавторов [60], А.Н. Adibi-Sedeh и V. Madhavan [61, 62], S. Lei и Y.C. Shin [63], J. Корас и соавторов [64]. Была усовершенствована методика проведения испытаний и определены определяющие уравнения для сталей S300 (Ст. 3), 42CD4 (40ХГМА), AISI 316L (03X17H13M2), 35NCD16 (30NiCrMo16), AISI P20 (40X2ГМ), AISI H13 (4X5MФ1С), Al 2007 (алюминиевый сплав) при скоростях деформации от 10^4 до $1,5 \times 10^5 \text{с}^{-1}$ и температурах 400-1000°C. Т. Ozel [65, 66], Т. Altan [57], М. Sahata [67], Н. Chandrasekaran и R. M. Saoubi [68] добились еще большего увеличения скорости деформации (до $6,9 \times 10^5 \text{с}^{-1}$) в экспериментах по прямоугольному конечному фрезированию.

Идея способа заключается в том, что, основываясь на экспериментально определенных проекциях силы резания, величине усадки стружки, длине контакта стружки с инструментом и температуре резания (то есть тех показателях процесса, которые можно относительно легко измерить)

подбирают методом регрессионного анализа такие коэффициенты определяющего уравнения обрабатываемого материала, которые бы минимизировали погрешность прогнозирования этих показателей по аналитической или КЭ-моделью процесса резания. В большинстве случаев применялась аналитическая модель с единой плоскостью сдвига [69, 56].

Иногда температура в зоне первичных деформаций не определялась экспериментально, а рассчитывалась на основании предположения об адиабатическом характере деформаций [58]. Применение метода КЭ является более выгодным в данной ситуации, поскольку позволяет рассчитать показатели процесса резания с наименьшим количеством предположений. Т. Ozel, Т. Altan [75] выполнили попытку реализовать такой подход. Однако большое количество итераций и, поэтому, продолжительное время, необходимое для многопараметрической оптимизации, пока что делают такой подход экономически неприемлемым.

Сравнение рассмотренных способов испытаний на основе принципа разрезного стержня Гопкинсона и свободного прямоугольного течения было выполнено Т.Н.S. Childs [78]. Он показал, что все рассмотренные способы дают достаточно близкие определяющие уравнения (рис. 6.3). Основное их расхождение состоит в описании положения области горячего наклепа (blue brittleness) [79] в координатах $\sigma_s - T$.

Таким образом, экспериментальные способы исследования поведения пластических материалов позволяют установить определяющее уравнение в отдельных узких диапазонах величин пластических деформаций, их скоростей и температур. Для получения определяющего уравнения во всем необходимом для достоверного моделирования процесса резания диапазоне изменения указанных фундаментальных параметров обращаются к применению нескольких способов одновременно [72] или выполняют экстраполяцию данных [78].

Таблица 6.1 - Развитие способов испытаний материалов

Название способа (год первой публикации)	ε^p	$\dot{\varepsilon}_{\min}^p, \text{с}^{-1}$	$\dot{\varepsilon}_{\max}^p, \text{с}^{-1}$	$T_{\min} - T_{\max}, \text{°C}$	Источник информации
Квазистатические					
1. Методом растягивания, сжимания, кручения на гидравлических и механических разрывных, универсальных и крутильных машинах (19 век)	0-2,5	-	$2,5 \times 10^{-3}$	1200	ГОСТ 1497, ГОСТ 25.503-97, [70]
2. Методом втискивания индентора (1979)	0-0,2	-	$2,5 \times 10^{-3}$	20	[50, 51]
Динамические					
1. Методом падающего молота Тейлора (impact compression) (1946)	-	1,0	$2,0 \times 10^3$	1000	[71, 72, 58]
2. Методом испытания на сжатие, растягивание, кручение, базирующегося на принципе разрезного стержня Гопкинсона (split Hopkinson bar principle) (1949)	0- 2,0 и более	$1,0 \times 10^{-1}$	$1,0 \times 10^4$	1000	[52, 72, 49, 73]
3. Методом оборачивающегося кулачка (cam plastomer)(1953)	-	1,0	$1,0 \times 10^2$	600	[49, 71]
4. Методом разрезного кольца (expanding ring) (1969)	-	1,0	$2,0 \times 10^3$	600	[72, 49]
5. Методом растягивания, сжимания, кручения на скоростных гидравлических и механических разрывных, универсальных и крутильных машинах (1972)	0 - 1	$1,0 \times 10^{-3}$	$1,0 \times 10^2$	600	[71]
6. Методом нормального удара по пластине (normal plate impact) (1983)	-	$1,0 \times 10^3$	$1,0 \times 10^6$	600	[71, 72]
7. Методом пульсирующего лазера (pulsed laser) (1989)	-	$1,0 \times 10^5$	$1,0 \times 10^6$	-	[72, 74]

Название способа (год первой публикации)	ε^p	$\dot{\varepsilon}_{\min}^p, \text{с}^{-1}$	$\dot{\varepsilon}_{\max}^p, \text{с}^{-1}$	$T_{\min} - T_{\max}, \text{°C}$	Источник информации
8. Методами, базирующимися на распространении ударной волны: методом взрыва (explosives) и баллистического удара (ballistic impact)	-	$1,0 \times 10^5$	$1,0 \times 10^7$	-	[72]
9. Методом свободного прямоугольного течения (1989)	0,7-1,4	$1,0 \times 10^4$	$1,5 \times 10^5$	400-1000	[58, 59, 60, 61, 62, 75, 56, 63, 64]
10. Методом прямоугольного конечного фрезирования (2000)	0,7-1,4	$2,6 \times 10^4$	$6,9 \times 10^5$	240-900	[65, 67, 68, 76, 66, 77]

Примечание. «-» - нет данных; $T_{\min} = 20 \text{°C}$ или меньше, если не указано другое.

В связи с тем, что в зоне резания имеют место области как с сжимаемым, так и с растягивающим напряжениями, показатель напряженного состояния σ^* меняется в широких диапазонах и, таким образом, идентификация констант уравнений пластичности возможна лишь путем комбинации данных разных видов испытаний по деформации образцов с разной величиной показателя напряженного состояния σ^* . Экспериментальная идентификация этих констант является сложной задачей. Трудно подобрать такой вид испытания, чтобы в месте разрушения можно было бы определить степень деформации, предшествующую разрушению, и чтобы выполнялось условие постоянства показателя напряженного состояния. Важно предусмотреть место разрушения и своевременно его зафиксировать. Испытания на пластичность в горячем состоянии должны проводиться при фиксированных (неизменных на протяжении опыта) температурно-скоростных условиях [80].

Таблица 6.2 - Характеристика методов испытания образцов деформацией

Метод испытаний	Показатель напряженного состояния σ^{\bullet}	Скоростной диапазон деформирования	Температурный диапазон деформирования	Ссылка
Растягивание цилиндрического образца	около 0,6	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ с}^{-1}$	от 20 до 900°C	[80]
Растягивание образца с выточкой	от 0,6 до 2,4	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ с}^{-1}$	от 20 до 900°C	[80]
Растягивание цилиндрического образца при внешнем гидростатическом давлении	от -2,3 до 0,6	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ с}^{-1}$	20°C	[80]
Сжатие	от -0,5 до 0	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ с}^{-1}$	20°C	ГОСТ 25.503-97
Сжатие по методу Гопкинсона	от -0,5 до 0		20°C	[78]
Кручение	0	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ с}^{-1}$	20°C	[80]

Для идентификации уравнений пластичности В. Л. Колмогоровым [80] предложено использовать данные испытаний на растягивание образцов с выточкой, изгиба образцов с круговой сеткой, нанесенной печатным способом, сжатие цилиндрических образцов плоскими бойками, растягивание образцов в условиях гидростатического сжатия, кручение. В совокупности все указанные виды испытаний дают возможность исследовать пластичность

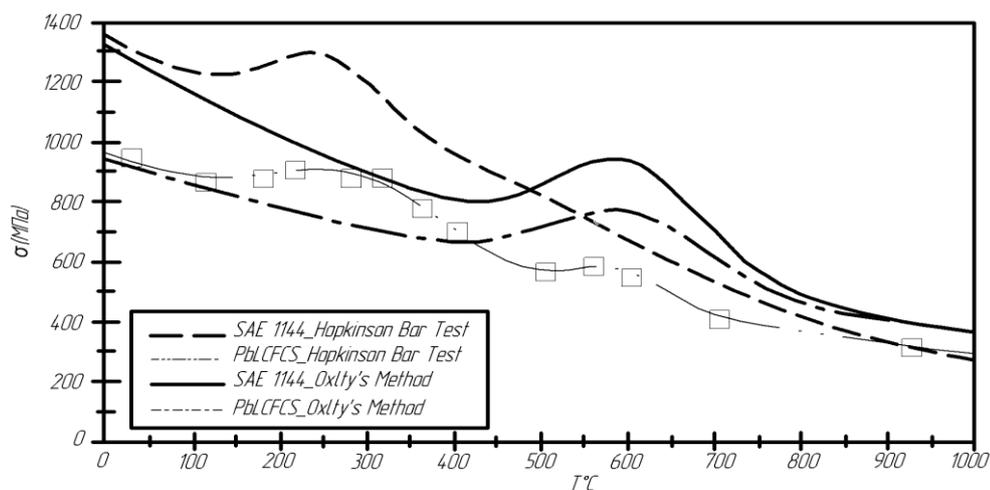


Рис. 6.3. Расхождения определяющих уравнений, полученных способом на основе принципа разрезного стержня Гопкинсона и способом прямоугольного свободного резания [78]: $\varepsilon_p = 1$, $\dot{\varepsilon}_p = 1000 \text{ с}^{-1}$

сталей в диапазоне $\sigma^* \in -3; 2,4$. Вместе с тем следует отметить ограниченную возможность испытаний на сжатие при высоких температурах вследствие необходимости создания минимального трения на торцах образцов. Именно поэтому максимальная температура тех редчайших опубликованных испытаний не превышает 500°C , что почти в 2 раза меньше температуры теплостойкости твердых сплавов. Определение пластичности при высоких скоростях деформации также связано со значительными техническими трудностями в связи с необходимостью применения метода стержней Гопкинсона [81].

Анализ определяющих уравнений, опубликованных в литературе, показывает, что между данными о динамических испытаниях, полученными разными научными школами для одной и той же марки материала, может существовать значительное расхождение, обусловленное разным по состоянию образцов, предположениями, принимающимися при определении определяющего уравнения, другими случайными факторами. Данные об уравнении пластичности для многих материалов вообще отсутствуют. В связи с этим для получения минимальной погрешности при моделировании процесса резания в каждом конкретном случае необходимо определять определяющее уравнение материала для образцов именно из тех материалов, резание которых будет проводиться в эксперименте.

В Украине имеются значительные возможности проведения квазистатических испытаний – практически на каждом машиностроительном предприятии, в профильных институтах и в университетах имеются универсальные разрывные машины и машины для испытаний на кручение. В то же время возможность проведения динамических испытаний ограничена, а их себестоимость очень высока. В связи с этим перспективным является развитие образцов идентификации определяющих уравнений и уравнений пластичности материала из комплекса испытаний, включающих квазистатические испытания на разрывных машинах и опыты по ортогональному резанию.

6.3 Общая методология

Для решения поставленной задачи разработаны методологии идентификации параметров определяющего уравнения и уравнение пластичности из комплекса испытаний, включающего стандартные испытания на растягивание-сжатие и испытания на прямоугольное резание.

Выбранные формы определяющего уравнения и уравнения пластичности позволяют мультипликативно разделить влияние деформации (показателя напряженного состояния), скорости деформации и температуры на границу текучести и величину пластической деформации до разрушения. Поэтому становится возможным проведение раздельной идентификации неизвестных параметров. Для определяющего уравнения общий алгоритм является следующим (рис. 6.4):

- 1) установить влияние пластической деформации из опытов на растягивание по ГОСТ14097-84 при нормальной температуре;

- 2) установить влияние температуры, сравнив результаты опытов по растягиванию образцов при разных повышенных температурах по ГОСТ 9651-84;

- 3) установить влияние скорости деформации из опытов по резанию с учетом полученных данных о влиянии деформации и температуры на границу текучести .

Для уравнения пластичности общий алгоритм является следующим (рис. 6.5):

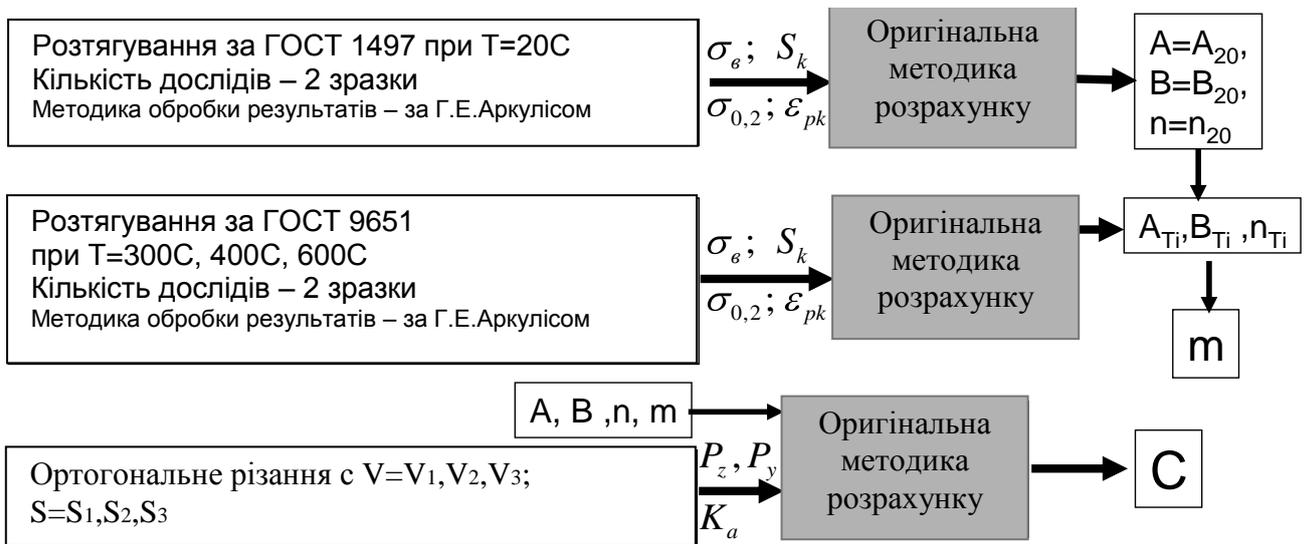


Рис. 6.4. Структурная схема методологии идентификации определяющего уравнения

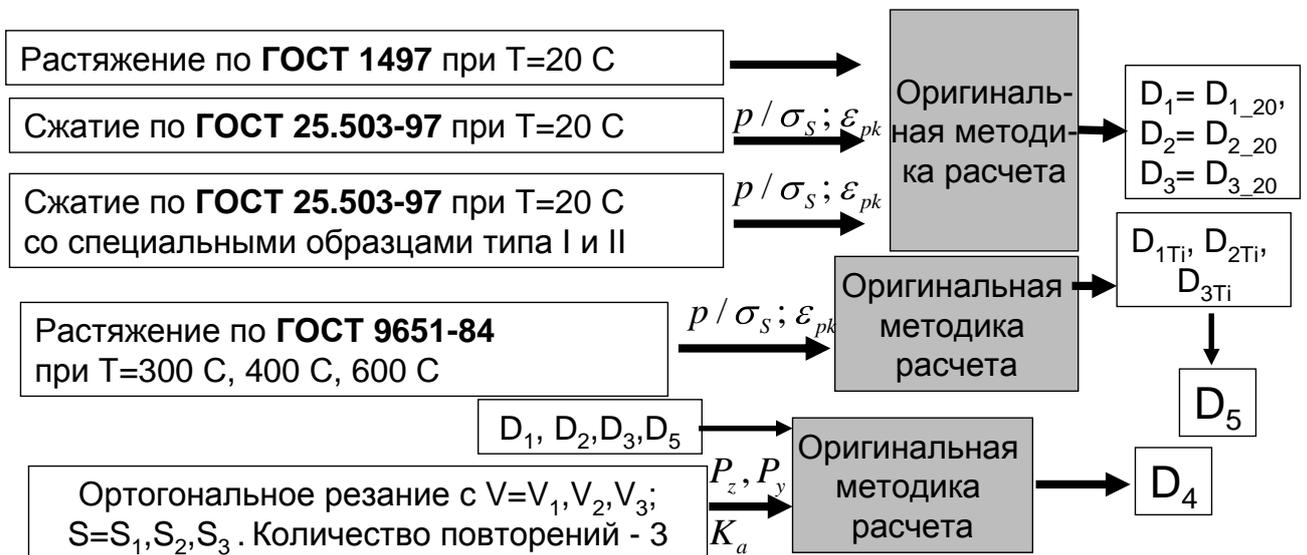


Рис. 6.5. Структурная схема методологии идентификации уравнения

пластичности

Таким образом, для проведения комплексной идентификации неизвестных параметров модели материала необходимо проведение эксперимента по растягиванию при нормальной температуре и повышенных температурах, 2-3 эксперимента по сжатию при нормальной температуре образцов нескольких форм, по резанию в достаточно широком диапазоне скоростей. Практическая реализация методологии рассмотрена в дальнейших пунктах.

6.4 Инструментальные средства исследований

6.4.1 Оборудование для проведения механических испытаний

Для реализации идеи идентификации определяющих уравнений и уравнений пластичности материала из комплекса испытаний, включающих квазистатические испытания на разрывных машинах и опыты по прямоугольному свободному резанию разработана экспериментальная установка для исследований механических свойств материалов при температурах до 900°C путем модернизации и оснащения стандартной машины УМЭ-10М современными измерительными приборами (тензометрическим динамометром с температурной компенсацией с раздельной способностью 24bit, независимым контроллером температуры, оптическим датчиком линейных перемещений траверсы с дискретностью 10 мкм, ПЭВМ для автоматизированной обработки результатов) и дополнительными захватами для образцов специальной формы.

Принципиальная схема установки и ее общий вид приведены на рис. 6.6. Машина имеет двухстояковую вертикальную конструкцию. Верхний захват через тензометрический динамометр закреплен к неподвижной траверсе. Нижний захват жестко закреплен к подвижной траверсе, которая приводится в движение ходовым винтом, движение которому, в свою очередь, передают от асинхронного двигателя 3,0 кВт через трехступенчатый редуктор. Таким образом, в установке реализуется жесткая схема нагрузки, задавая удлинение образца с непрерывным измерением силы сопротивления этому удлинению.

Перемещение подвижной траверсы контролируется круговым оптическим датчиком BE178a-2500 с 2500 импульсами на 1 обращение датчика через безпромежуточный цилиндрический редуктор. Разработан и изготовлен специальный электронный преобразователь кода Грея в цифровой код счетчика, который передается на ПЭВМ через последовательный интерфейс.

Результаты испытаний измерительного устройства показали, что 5% доверительный интервал измерения перемещений составляет: 1 мм - ± 30

мкм, 2-3 мм- ± 40 мкм, 3-8 мм - ± 47 мкм. Привод перемещений передвижной траверсы обеспечивает скорость перемещений в диапазоне от 10 до 3000 мкм/с, что соответствует скорости деформации стандартного образца диаметром 10 мм, тип III с $l_0 = 50$ мм по ГОСТ 1497-84 от $2 \cdot 10^{-4}$ до $6 \cdot 10^{-2}$ с $^{-1}$.

Измерение силы сопротивления деформации осуществляется с помощью тензометрического динамометра, реализованного 4 тензорезисторами сопротивлением 100 Ом фирмы ВЕДА (г. Киев), наклеенными в продольном направлении калибруемой трубы. Тензорезисторы подсоединены по схеме «полный мост». Измерение силы осуществляется путем измерения дисбаланса моста тензоусилителем-преобразователем AD-103 фирмы НВМ с передачей данных на ПЭВМ через интерфейс RS-232. Опорное напряжение моста – 5 В. Разрядность АЦП – 24бит. Частота опрашивания – от 1 до 150Гц. Испытание динамометра показали, что максимальная измеренная нагрузка может составлять 100 кН, доверительный интервал измеренной силы во всем диапазоне измерений от 0 до 100 кН не превышает ± 250 Н.



Рис. 6.6. Принципиальная схема и общий вид установки

Испытания при высокой температуре возможны с помощью стенда путем использования специальной камеры. Повышенная температура в камере

создается нагревательными элементами в виде тендов из нихрома, через которые пропускается ток силой 200-300А и напряжением 24В от силового трансформатора. Измерение температуры осуществляется термопарой типа «ТХА» («К») ГОСТ Р 8.585-2001 с максимальной температурой измерений 1000°С. Для управления температурой использован контроллер температуры I-7011 фирмы ICP DAS, который в необходимые моменты включает или выключает силовой трансформатор. Управление контроллером осуществляется от ПЭВМ через интерфейс RS-232. Испытание установки в диапазоне температур от 100 до 850°С показали, что температура в камере может быть установлена с точностью не ниже чем $\pm 2^{\circ}\text{C}$.

Измерения показали, что жесткость станда составила: на растягивание – 10 Н/мм, на сжатие – 1100 Н/мм. Полученные технические характеристики испытательного станда согласно ГОСТ 1497-84 обеспечивают возможность проведения только 2 повторений выполняемых испытаний.

6.4.2 Оборудование для проведения опытов по резанию

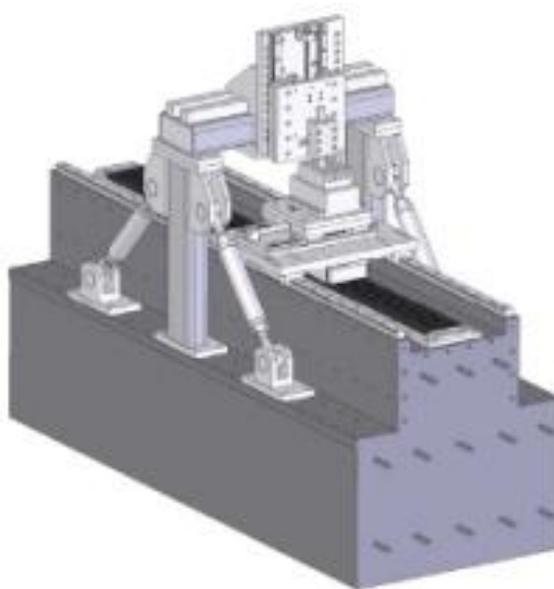
Для получения данных о силах резания в широком диапазоне скоростей и подач использовались экспериментальные установки повышенной жесткости.

Так, для исследования ортогонального резания применялся станок, разработанный в Институте металлорежущих станков Университета Штутгарта (Германия) (рис. 6.7).

Станок позволяет реализовать процесс прямоугольного свободного резания со скоростью до 300 м/мин. Максимальная толщина и ширина среза зависят от обрабатываемого материала и определяются предельной силой, которую может развить линейный привод стола.

Инструмент жестко закреплен на неподвижной траверсе в направляющих, обеспечивающих возможность перемещения инструмента в направлении, перпендикулярном к столу станка. Заготовка в виде пластины

закрепляется на столе в специальном приспособлении. Столу задается скорость главного движения резания. Для измерения силы резания на столе установлен трехкомпонентный пьезометрический динамометр фирмы Kistler. Толщина среза задается перемещением режущего инструмента на заданную величину с контролем сдвигов индикатором типа ИЧ-10-0,01.



а)



б)

Рис. 6.7. Схема стенда (а) и его общий вид (б)

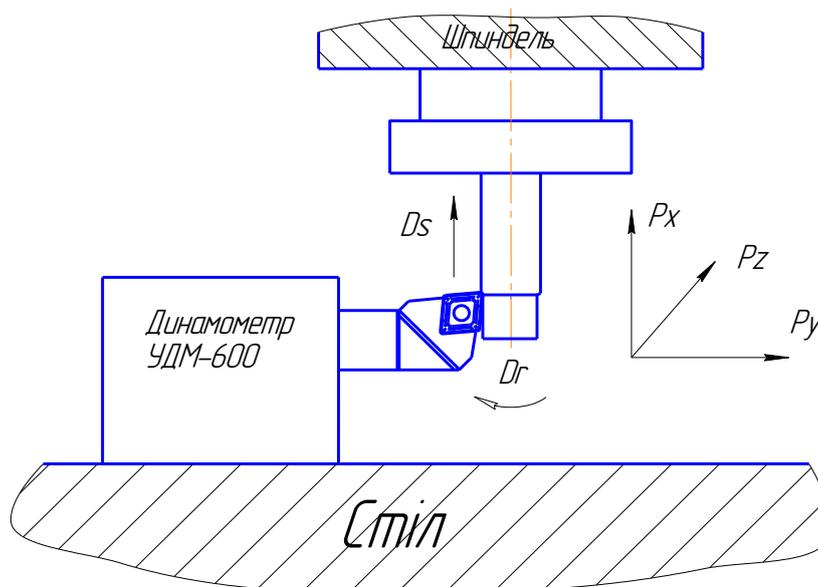


Рис. 6.8. Схема измерения силы резания на фрезерном станке

В случаях, когда количество и размер образцов ограничены, для проведения испытаний по резания предлагают использовать вертикально-фрезерный станок с ЧПУ с закреплением испытываемой заготовки в цанге. Такой выбор обусловлен значительно меньшей массой обрабатываемых деталей шпинделя и большой жесткостью станка в сравнении с токарными станками при других одинаковых условиях. Для измерения силы резания использовался динамометр УДМ-600 (рис. 6.8). Регистрация данных осуществлялась с помощью ПЭВМ через тензоусилитель-преобразователь LTR212 в крейте LTR-U-1 компании L-CARD. Погрешность измерения силы составляла: $P_z - \pm 20 \text{ Н}$, $P_y - \pm 30 \text{ Н}$.

6.5 Идентификация определяющего уравнения

6.5.1 Идентификация определяющего уравнения при нормальной температуре и квазистатической нагрузке

6.5.1.1 Методика проведения испытаний

Испытания проводят в соответствии с ГОСТ 1497-84. Как правило, используют образцы типа IV диаметром $6 \pm 0,06$ мм с базовой длиной $l_0 = 30$ мм. Перед началом испытаний выполняют разметку образца обводочными рисками с шагом 5 мм.

Испытания проводят при скорости деформации 160 мкм/с. При этом скорость увеличения напряжения в пластической области не превышает 16 МПа/с. В процессе испытаний регистрируют индикаторную диаграмму « $P - \Delta l$ ».

Перед испытанием измеряют фактический диаметр образца. После испытаний измеряют в соответствии с ГОСТ 1497-84 удлинение образца на базовой длине Δl_p , диаметр образца в месте разрыва d_k , диаметр образца на участках равномерной деформации d_p или радиус кривизны области неравномерной деформации (шейки) в осевом сечении после разрыва R_u .

6.5.1.2 Расчет пластических деформаций и действительных напряжений

Обработка индикаторной диаграммы состоит из нескольких этапов.

Этап 1. Определение масштаба оси удлинений.

В связи с тем, что значения удлинений в индикаторной диаграмме показывают удлинения всей системы, включая удлинение образца в целом, захватов, колонн и других элементов, то для оценки действительных удлинений образца на рабочей длине необходимо выполнить масштабирование значений по оси удлинений. Считая, что удлинение в момент разрыва на диаграмме и удлинение образца на базовой длине одинаковы, определяется приведенное удлинение Δl^m :

$$\Delta l^m = \Delta l \frac{\Delta l_p}{\max \Delta l}. \quad (6.3)$$

Этап 2. Расчет диаграммы « $\sigma_{умов} - \varepsilon$ ».

Расчеты значений условных напряжений $\sigma_{умов}$ и интенсивности деформаций ε выполняем по формулам [44]:

$$\sigma_{умов} = \frac{P}{F_0}, \quad \varepsilon = \ln \left(\frac{l_0 + \Delta l}{l_0} \right), \quad (6.4)$$

где $F_0 = \frac{\pi}{4} d_0^2$.

Этап 3. Расчет действительных напряжений и пластических деформаций.

Действительное напряжение равняется

$$\sigma_{умов} = \frac{P}{F}, \quad (6.5)$$

где F - изменяемая площадь поперечного перереза, определяющаяся относительным удлинением и коэффициентом поперечной деформации ν' [44]:

$$F \approx F_0 (1 - 2\nu'\varepsilon). \quad (6.6)$$

Коэффициент поперечной деформации при упругой деформации равен коэффициенту Пуассона, а за границей упругости постепенно увеличивается к значению 0,5:

$$\nu' = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{1}{3K} \frac{\sigma_{умов}}{\varepsilon} \right). \quad (6.7)$$

Тогда действительное напряжение может быть найдено из уравнения [44]:

$$\sigma_u = \frac{2}{3K} \left[\sqrt{1 - \varepsilon^2 + \frac{4}{3} \frac{\sigma_{умов}}{K}} - 1 - \varepsilon \right], \quad (6.8)$$

где $K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$ - объемный модуль упругости; E - модуль упругости.

Вследствие того, что при малых деформациях жесткость испытательного стенда значительно меньше номинальной из-за неминуемого наличия зазоров в системе при малых усилиях, то и модуль упругости, отвечающий вымерянной диаграмме, в условных напряжениях больше фактического. Поэтому при расчете σ_u необходимо определять E непосредственно из диаграммы « $\sigma_{умов} - \varepsilon$ » методом линейной аппроксимации начальной ее части. Полученное значение E отражает среднее значение упругости всей испытательной системы при малых нагрузках.

Действительные пластические деформации могут быть вычислены уравнением

$$\varepsilon_u^p = \varepsilon - \frac{\sigma_u}{E}. \quad (6.9)$$

Вычисленные значения ε_u^p справедливы только на этапе равномерной деформации, то есть к значениям, близким к 0,2-0,3. При больших значениях ε_u^p , как правило, происходит потеря стойкости и образовывается шейка, в пределах которой деформация неравномерна.

Этап 5. Расчеты относительного удлинения δ , относительного сужения ψ , поправки η на неравномерность деформации.

Относительное удлинение вычисляется по формуле

$$\delta = \frac{\Delta l}{l_0}. \quad (6.10)$$

Относительное сужение —

$$\psi = \frac{F_0 - F_k}{F_k}, \quad (6.11)$$

где $F_k = \frac{\pi}{4} d_k^2$ - площадь поперечного среза образца в месте разрыва.

Этап 6. Определение границы текучести $\sigma_{0,2}$, границы прочности σ_B , действительного напряжения при разрушении S_k , действительных пластических деформаций при разрушении.

Для определения границы текучести $\sigma_{0,2}$ при $\varepsilon_u^p = 0,002$ находят на диаграмме « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ » точку с абсциссой $\varepsilon_u^p = 0,002$ и определяют соответствующее значение $\sigma_{0,2}$ и на оси ординат.

Для определения границы прочности σ_B на диаграмме « $\sigma_{у.мов} - \varepsilon_u^p$ » находят максимальное значение $\sigma_{у.мов}$, которое и является значением σ_B . На оси абсцисс этой диаграммы считывают значение $\varepsilon_{ув}^p$.

Из анализа напряженного состояния шейки М. М. Давиденков и Н. И. Спиридонова [44] установили, что действительное напряжение при разрушении определяется уравнением

$$S_k = \frac{P_k}{F_k} \eta, \quad (6.12)$$

где P_k - сила в момент разрушения.

Коэффициент η может быть вычислен по формуле

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + \frac{d_k}{8R_{uu}}\right)}. \quad (6.13)$$

При отсутствии данных о радиусе кривизны шейки величина η может быть оценена из выражения, аппроксимирующего диаграмму на рис. 64 из [44]:

$$\eta = 0,2493e^{-1,1408 \ln F_p/F_k}, \quad (6.14)$$

где $F_p = \frac{\pi}{4} d_p^2$ - площадь среза образца на участке равномерной деформации.

Действительная пластическая деформация при разрыве вычисляется по формуле при допущении о незначительной степени упругой деформации

$$\varepsilon_{uk}^p \approx \ln \frac{F_0}{F_k} = \ln \psi + 1. \quad (6.15)$$

Таким образом, определены критические точки диаграммы деформирования:

$$\begin{aligned} 1 - \varepsilon_u^p &= 0.002; \sigma_u = \sigma_{0,2u}, \\ 2 - \varepsilon_u^p &= \varepsilon_{ув}^p; \sigma_{умов} = \sigma_{\varepsilon}, \\ 3 - \varepsilon_u^p &= \varepsilon_{uk}^p; \sigma_u = S_k, \end{aligned} \quad (6.16)$$

а так же диаграмма « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ » в пределах равномерной пластической деформации.

6.5.1.3 Идентификация коэффициентов определяющего уравнения

Идентификация коэффициентов определяющего уравнения может быть выполнена двумя способами.

Способ 1. Аппроксимация диаграммы « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ ». В соответствии с этим способом определение коэффициентов уравнения (6.19) осуществляется методом наименьших квадратов путем минимизации функционала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N \sigma_{Si} \varepsilon_{ui}^p, A, B, n - \sigma_{ui}^2 \rightarrow \min. \quad (6.17)$$

Применение этого способа позволяет получить определяющее уравнение, точно описывающее поведение материала в диапазоне малых пластических деформаций. Экстраполяция значений напряжений на большие пластические деформации может давать достаточно значительные погрешности (см. рис. 6.9).

Способ 2. Построение определяющего уравнения по трем характерным точкам. В соответствии с этим способом коэффициенты определяющего уравнения определяются так, чтобы диаграмма аппроксимирующей деформации проходила через три характерные точки измеренной диаграммы деформации 1, 2, 3. В этом случае погрешность аппроксимации напряжения будет минимальной как при малых и средних пластических деформациях, так и при больших.

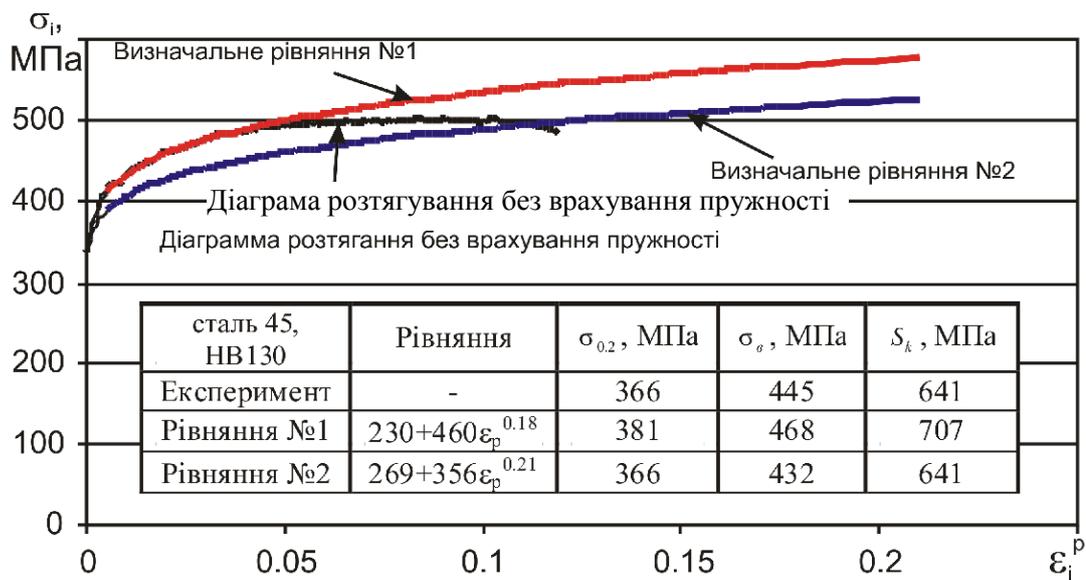


Рис. 6.9. Сравнение определяющих уравнений по точности описания диаграммы « $\sigma_i - \varepsilon_i^p$ » в разных диапазонах пластических деформаций

Предположим, что определяющее уравнение задано уравнением

$$\sigma_s = A + B \varepsilon^p{}^n, \quad (6.18)$$

где A, B, n – параметры, подлежащие определению.

Для характерной точки 1 кривой упрочнения можно записать

$$\sigma_s 0,002 = A + B 0,002^n. \quad (6.19)$$

Тогда имеем первое уравнение системы

$$\sigma_{0.2u} = A + B 0,002^n. \quad (6.20)$$

Дальнейшая деформация образца приводит к увеличению величины пластической деформации. В момент начала образования шейки (т. 2) условное напряжение достигает своего максимума и потому можно записать другое условие [44]:

$$\frac{d\sigma_s}{d\varepsilon^p} = \frac{\sigma_s}{1 + \varepsilon^p} = \sigma_\varepsilon. \quad (6.21)$$

Учитывая связь действительного и условного напряжений [44]:

$$\sigma_S = \sigma_{\text{умов}} (1 + \varepsilon^p). \quad (6.22)$$

Учитывая (6.26) и

$$\frac{d}{d\varepsilon^p} (A + B \varepsilon^{p \ n}) = Bn \varepsilon^{p \ n-1}, \quad (6.23)$$

получаем два уравнения:

$$Bn \varepsilon_{\text{ув}}^{p \ n-1} (1 + \varepsilon_{\text{ув}}^p) = A + B \varepsilon_{\text{ув}}^{p \ n} \quad (6.24)$$

$$Bn \varepsilon_{\text{ув}}^{p \ n-1} = \sigma_\varepsilon. \quad (6.25)$$

Для того чтобы уменьшить погрешность аппроксимации при больших пластических деформациях, рассмотрим напряжение в момент разрушения:

$$S_k = \sigma_S \varepsilon_{\text{ук}}^p = A + B \varepsilon_{\text{ук}}^{p \ n}. \quad (6.26)$$

В результате имеем систему из 4 уравнений: (6.19), (6.24), (6.25), (6.26), содержащую неизвестные A, B, n . Избыточное количество уравнений позволяет уменьшить влияние неопределенности экспериментальных данных, которые неизбежно будут иметь место. Определение неизвестных параметров осуществляется минимизацией функционала

$$\begin{aligned} \Phi = & \sigma_{0.2u} - A + B \cdot 0.002^n + Bn \cdot \varepsilon_{ue}^p \cdot (1 + \varepsilon_{ue}^p)^{n-1} - A + B \cdot \varepsilon_{ue}^p \cdot (1 + \varepsilon_{ue}^p)^{n-1} + \\ & + Bn \cdot \varepsilon_{ue}^p \cdot (1 + \varepsilon_{ue}^p)^{n-1} - \sigma_{\varepsilon}^2 + S_k - A + B \cdot \varepsilon_{uk}^p \cdot (1 + \varepsilon_{uk}^p)^{n-1} \rightarrow \min. \end{aligned} \quad (6.27)$$

Для поиска решения в работе использована надстройка «Поиск решения» программы MS Excel.

6.5.1.4 Идентификация определяющего уравнения по стандартным механическим характеристикам

На практике часто бывают известны лишь стандартные механические характеристики материала $\sigma_{0.2}$, σ_B , δ , ψ_K , обусловленные ГОСТ 1497-84. В первом приближении для металлов определение констант определяющего уравнения может быть осуществлено решением системы уравнений относительно A , B , n , ε_{ue}^p :

$$\begin{cases} \sigma_{0.2} \cdot (1 + 0.002)^n = A + B \cdot 0.002^n, \\ Bn \cdot \varepsilon_{ue}^p \cdot (1 + \varepsilon_{ue}^p)^{n-1} = A + B \cdot \varepsilon_{ue}^p \cdot (1 + \varepsilon_{ue}^p)^{n-1}, \\ Bn \cdot \varepsilon_{ue}^p \cdot (1 + \varepsilon_{ue}^p)^{n-1} = \sigma_{\varepsilon}, \\ A + B \left(\frac{\psi_K}{1 - \psi_K} \right)^n = \begin{cases} \sigma_{\varepsilon} \cdot (1 + 1.35\psi_K) & \text{при } \psi_B \leq 15\%, \\ \sigma_{\varepsilon} \cdot (0.8 + 2.06\psi_K) & \text{при } \psi_B > 15\%. \end{cases} \end{cases} \quad (6.28)$$

с учетом

$$\varepsilon_K^p = \frac{F_0}{F_K} - 1 = \frac{\psi_K}{1 - \psi_K},$$

где $\psi_K = 1 - \frac{F_K}{F_0}$ - относительное сужение после разрушения; ψ_B -

относительное сужение в момент образования шейки. В этой системе учтенное эмпирическое условие связи истинных напряжений в момент разрушения с границей прочности и относительным сужением при разрушении. Эти эмпирические зависимости полученные для материалов, разрушающихся с образованием шейки [82]. Для большинства металлов

$\psi_B \leq 15\%$. Для алюминия, меди, некоторых латуней и аустенитных сталей $\psi_B > 15\%$.

Эта система сводится к системе из двух уравнений, если предположить $A \approx \sigma_{0.2}$.

$$\begin{cases} \sigma_\epsilon \left(1 + \left(\frac{\sigma_\epsilon}{Bn} \right)^{\frac{1}{n-1}} \right) = \sigma_{0.2} + B \left(\frac{\sigma_\epsilon}{Bn} \right)^{\frac{n}{n-1}}, \\ \sigma_{0.2} + B \left(\frac{\psi_K}{1 - \psi_K} \right)^n = \begin{cases} \sigma_\epsilon (1 + 1.35\psi_K) & \text{при } \psi_B \leq 15\%, \\ \sigma_\epsilon (0.8 + 2.06\psi_K) & \text{при } \psi_B > 15\%, \end{cases} \end{cases}, \quad (6.29)$$

которая содержит только неизвестные B и n . Эта система трансцендентных уравнений может быть решена численно. Для этого в работе использована надстройка «Поиск решения» программы MS Excel.

Для оценки ошибки, с которой определяются параметры модели материала, в работе выполнено моделирование измерения твердости по Бринеллю методом вдавливания сферического индентора по методике, описанной в п. 6.7 для материалов разных групп, механические свойства которых приведены в марочнике сталей [48]. Полученная величина твердости сравнивалась с экспериментально измеренной величиной, отвечающей использованным механическим свойствам, и которая приведена в том же справочнике. Результаты этих исследований представлены в таблице 6.3.

Анализ полученных результатов показывает, что для всех конструкционных материалов погрешность прогнозирования твердости путем модельного вдавливания сферического индентора в соответствии с ГОСТ 9012-59 по определенным константам определяющего уравнения не превышает 21% (рис. 6.10). Вместе с тем существует экстремальная зависимость между твердостью материала и погрешностью прогнозирования этой твердости: минимальная погрешность (около 15%) имеет место в диапазоне твердости от 2000 до 5000 МПа, что обусловлено минимальной погрешностью аппроксимации определяющего уравнения.

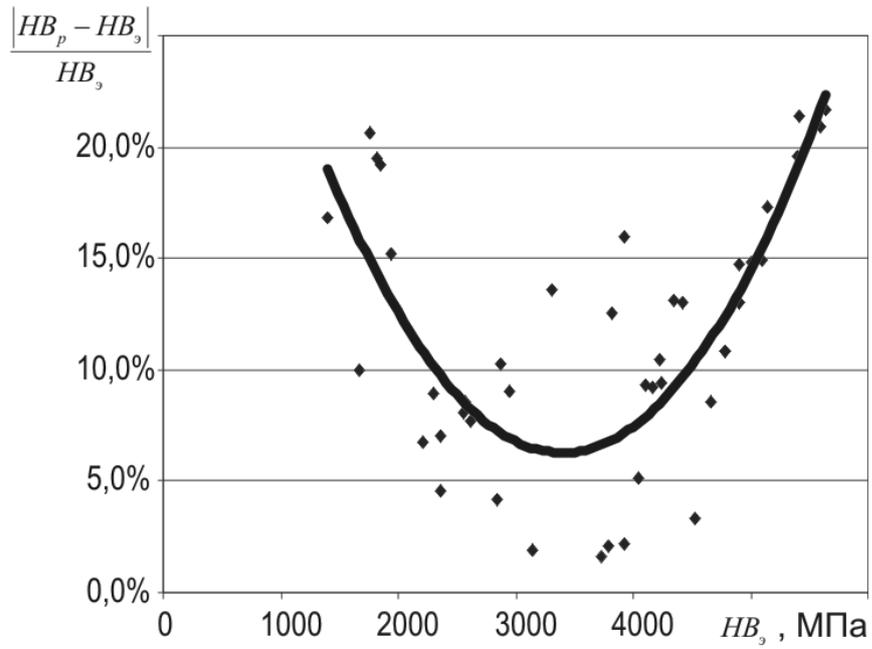


Рис. 6.10. Влияние твердости материала на погрешность прогнозирования его твердости

Таблица 6.3 - Погрешность прогнозирования твердости для разных сталей

Марка стали	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	ψ_K , %	A, МПа	B, МПа	n	HB ₃₀ , МПа	HB _М , МПа	Погрешность
09Г2	930	780	40	745	845	0,512	3306	2857	13,6%
12Х18Н10Т	650	315	80	141	984	0,279	1668	1834	10,0%
12ХН3А	1370	1270	60	1241	981	0,571	3924	3840	2,1%
13Х11Н2В2МФ	1520	1330	55	1278	1236	0,511	4238	3840	9,4%
14ХГС	1270	1000	40	925	1237	0,452	3826	3346	12,5%
15ХСНД	1450	1220	56	1151	1245	0,467	4169	3784	9,2%
20	350	175	55	47	537	0,23	1403	1167	16,8%
20	470	245	48	185	675	0,391	1756	1393	20,7%
20Х12ВНМФ	950	830	60	794	757	0,492	2845	2965	4,2%
20Х13	780	650	64	605	661	0,432	2354	2462	4,6%
20Х13	1020	920	60	891	769	0,53	2874	3169	10,2%
20Х13	1600	1300	50	1212	1467	0,453	4346	3777	13,1%
25	530	275	38	113	779	0,252	1933	1638	15,2%
30	680	490	64	403	711	0,338	1854	2210	19,2%
30ХГСА	1040	940	62	910	773	0,525	2943	3208	9,0%
30ХГСА	1420	1320	56	1293	1040	0,592	4042	3836	5,1%
30ХГСА	1700	1570	44	1542	1358	0,628	4777	4258	10,9%
30ХГСА	1700	1570	44	1542	1358	0,628	4777	4259	10,9%
33ХС	1750	1610	48	1578	1370	0,605	5003	4259	14,9%
35	760	600	60	542	707	0,403	2217	2366	6,7%
35Г2	1040	950	55	926	790	0,567	3149	3209	1,9%
35Х	880	760	50	729	744	0,512	2570	2789	8,5%
35ХМ	1570	1390	44	1350	1320	0,563	4415	3840	13,0%
38Х2МЮА	1810	1660	43	1629	1467	0,62	5396	4338	19,6%
38ХА	1310	1220	38	1203	1081	0,67	3728	3666	1,7%
38ХГН	1780	1580	36	1542	1556	0,598	4895	4259	13,0%
38ХГН	1780	1580	28	1552	1679	0,66	4895	4259	13,0%
38ХН3МА	1710	1520	48	1475	1403	0,554	4660	4259	8,6%
38ХС	1960	1670	40	1604	1752	0,529	5592	4420	21,0%
40	930	750	45	700	871	0,46	2619	2822	7,7%
40Х	1760	1560	35	1523	1550	0,601	5415	4259	21,3%
40Х2Н2МА	1400	1230	49	1188	1162	0,536	4218	3778	10,4%
40ХН	1370	1220	41	1188	1161	0,582	3796	3718	2,1%
40ХН2МА	1750	1600	50	1564	1366	0,588	5150	4259	17,3%
40ХС	1960	1670	40	1604	1752	0,529	5641	4420	21,6%
45	680	470	52	381	754	0,344	1815	2168	19,5%
45	840	590	50	490	916	0,36	2296	2502	9,0%
45Г	1310	1230	42	1213	1041	0,668	4101	3718	9,3%
45Х	1710	1490	27	1460	1666	0,65	4905	4183	14,7%
50	830	600	50	513	877	0,372	2354	2519	7,0%
50Г	880	740	50	702	771	0,484	2551	2756	8,1%
50Х	1810	1670	30	1649	1622	0,704	5101	4338	15,0%
60С2А	2160	1960	36	1923	1851	0,633	4532	4685	3,4%
ШХ15	1270	1030	34	1024	1497	0,892	3924	3299	15,9%

6.5.2 Методика идентификации определяющего уравнения литейных сталей из опытов по сжатию

Деформация при резании металла в граничном слое стружки достигает настолько больших величин, что такие деформации могли бы быть получены в случае практически недостижимого относительного сужения при растяжении поперечном сечении образца при образовании шейки (см. разд 3.1.2) близки к единице. Действительный предел прочности при растяжении представляет собой истинное напряжение при наибольшей нагрузке, выдерживаемой образцом. Однако при испытании на растяжение нержавеющей литейной стали аустенитного класса 12X18H12M3ТЛ, в отличие от стали 12X18H10Т, разрушение образца происходит без образования шейки при относительно небольших значениях пластической деформации (рис. 6.1). Это происходит из-за того, что при затверждении отливок формируются крупные зерна аустенита, внутри которых при последующем охлаждении образуются направленные пластины избыточного феррита, то есть возникает видманштеттова структура [83]. Литая сталь с видманштеттовой структурой имеет низкие пластичность при растяжении и ударную вязкость. Именно поэтому только из эксперимента на растяжение невозможно получить достаточное количество информации о поведении материала в условиях резания, т.е. для получения констант определяющего уравнения при стандартных испытаниях на растяжение требуются дополнительные эксперименты непосредственно при резании, в частности, по определению сил и температуры резания, усадки стружки и др.

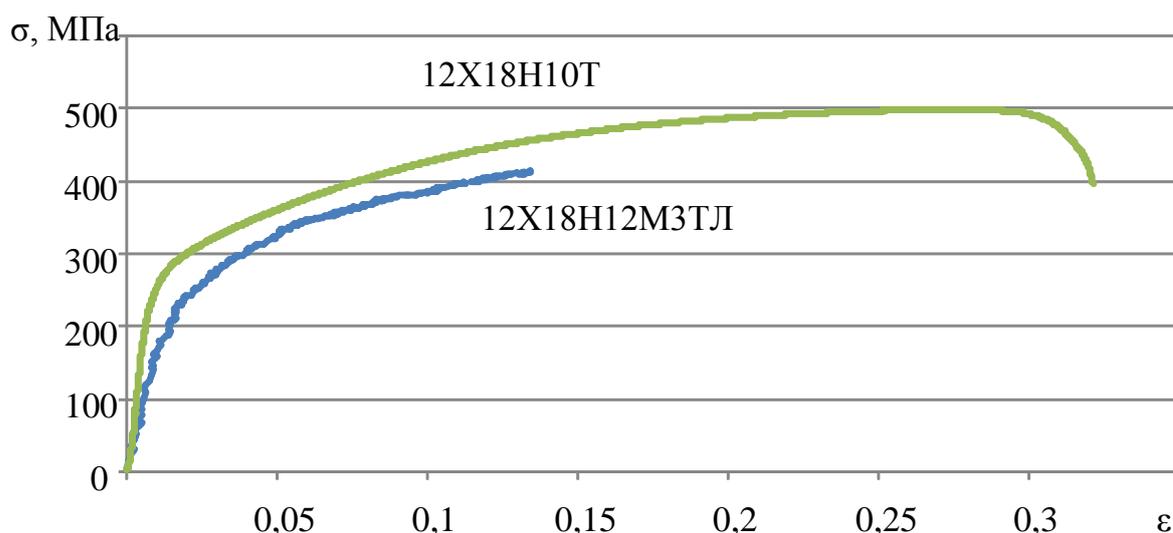


Рисунок 6.1 – Диаграммы растяжения

Многочисленные экспериментальные данные, полученные И.А. Тиме [84], К.А. Зворыкиным [85], Я.Г. Усачевым [86], Т.Н. Лоладзе, Н.Н. Зоревым [87], А.М. Розенбергом [88] и другими, показывают, что процесс резания – это процесс сжатия и простого сдвига металла, превращаемого в стружку. При сжатии методом ступенчатого деформирования возможно получение больших значений деформаций без разрушения материала. Впервые этот метод был применен Дж. Тейлором и Р. Мак-Куиным, которые произвели сжатие образцов из меди с уменьшением высоты в 50 раз. А.М. Розенберг и А.Н. Еремин получили предельное упрочнение меди в 104 раза. Со сталями такие же опыты были проведены П.У. Бриджменом [89], а также А.М. Розенбергом и А.Н. Ереминым [88].

Одним из экспериментов для получения свойств материала, необходимых для его математической модели может быть стандартное испытание материала на сжатие по методике, соответствующей ГОСТ 25.503 [90], который регламентирует алгоритм статических испытаний на сжатие при температуре 20_{-10}^{+15} °С для определения характеристик механических свойств черных и цветных металлов и сплавов. Этот стандарт устанавливает методику испытания образцов на сжатие для построения кривой упрочнения,

определения математической зависимости между напряжением течения σ_s и степенью деформации ε_l и оценки параметров степенного уравнения:

$$\sigma_s = \sigma_{s1} \varepsilon_l^n, \quad (6.30)$$

где σ_{s1} - напряжение течения при $\varepsilon_l^n = 1$;

n - показатель деформационного упрочнения.

При сжатии в испытуемом образце возникает сложное напряженно-деформированное состояние в результате того, что коэффициент трения между торцами образца и опорами не равен нулю. Если предположить, что коэффициент трения на поверхностях контакта образца с опорами равен нулю, то в таком случае, цилиндрический образец при сжатии так и оставался бы цилиндрическим. В действительности же при осадке цилиндрического образца он становится бочкообразным, что объясняется наличием трения на торцах образца. Такая форма образца при сжатии приводит к неравномерному распределению напряжений при сжатии вдоль его оси. Так как по данной методике невозможно напрямую получить зависимость истинных напряжений от истинных деформаций испытуемого материала, то для получения этой зависимости по диаграмме сжатия *разработана и принята* следующая методика.

Идея предложенной методики состоит в том, что результаты натурального эксперимента сопоставляются с результатами моделирования испытаний методом конечных элементов в аналогичных условиях с различными коэффициентами трения и по форме образца судят о коэффициенте трения, который имел место на торцах образца. Для описания процессов, происходящих при сжатии образца, проводится моделирование процесса сжатия стандартного цилиндрического образца типа III соответствующего ГОСТу 25.503-97 методом конечных элементов. Этот тип образца применяется для определения физического предела текучести, условного предела текучести и построения кривой упрочнения до значений

логарифмических деформаций. Задача решалась в 2D-осесимметричной постановке (рис. 6.2) в программном пакете LS-DYNA. Математическая формулировка модели аналогична той, что представлена в п. 3.

Для моделирования сжатия образца создавались геометрические образы цилиндрических опор и цилиндрического образца. Одна из опор жестко закреплена, а другая перемещается с постоянной скоростью в направлении закрепленной опоры. Образец и опоры разбивались на 4 узловых элемента. На поверхностях контакта задавался средний коэффициент трения. Граничные условия реализованы условием осевой симметрии, путем ограничения перемещений и вращений на оси $X = 0$.

Опоры рассматривались как абсолютно жесткие тела. Для решения контактной задачи должны быть дополнительно заданы их модуль упругости E , коэффициент Пуассона μ и плотность ρ . Поскольку применялись твердосплавные опоры, то указанные свойства приняты равными: $E = 560 \text{ МПа}$, $\mu = 0.3$, $\rho = 14600 \text{ кг/м}^3$. Модель материала образца задавалась в форме Джонса-Кука с теми коэффициентами, которые необходимо было определить.

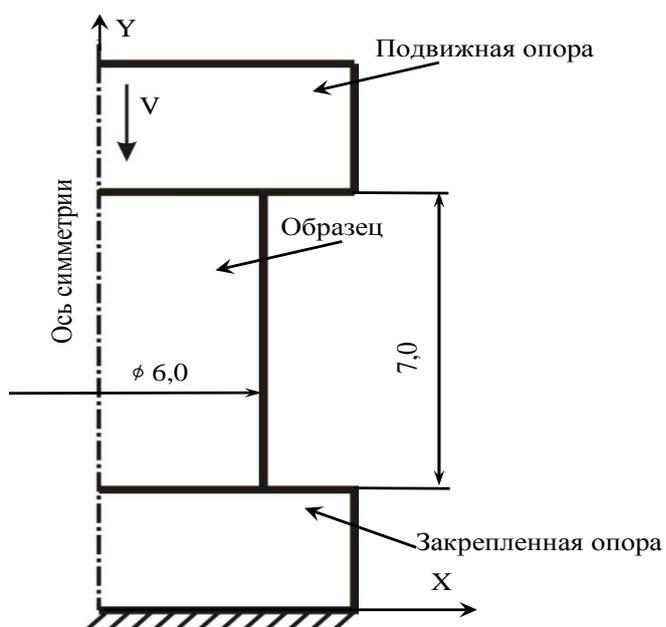


Рисунок 6.2 – Расчетная схема испытаний на сжатие

Задача формулировалась следующим образом: из виртуального эксперимента по сжатию образца по методике, соответствующей ГОСТ 25.503-97, необходимо получить зависимость истинных напряжений σ от истинных деформаций ε для условий, близких к условиям, в которых находится материал при резании. Поскольку деформации зависят от высоты образца после сжатия, то при исследовании определялись зависимости:

$$\varepsilon = f d_{\phi} , \quad (6.31)$$

$$\sigma = f d_{\phi} , \quad (6.32)$$

где d_{ϕ} - максимальный (фактический) диаметр образца вдоль его оси после сжатия (см. рис. 3.5, б).

В свою очередь фактический диаметр образца зависит от номинального диаметра образца d_n , в качестве которого принят диаметр образца после сжатия при среднем коэффициенте трения на торцах образца $\mu_{cp} = 0$.

Номинальный диаметр образца определяем из условия постоянства объема из уравнения:

$$d_n = d_0 \sqrt{\frac{h_0}{h_i}} , \quad (6.33)$$

где h_0 - исходная высота образца;

h_i - высота образца в данный момент времени;

d_0 - исходный диаметр образца.

Для получения зависимости фактического диаметра от номинального выполнено моделирование процесса сжатия стандартных образцов с различными средними коэффициентами трения на торцах образца, для чего при проведении виртуальных испытаний измеряется максимальный диаметр образца d_{ϕ} через определенные промежутки времени.

Из виртуального эксперимента по сжатию было установлено, что средний коэффициент трения на торцах сжимаемого образца оказывает

влияние на максимальный диаметр бочки, который в свою очередь зависит от степени пластической деформации образца (рис. 6.3).

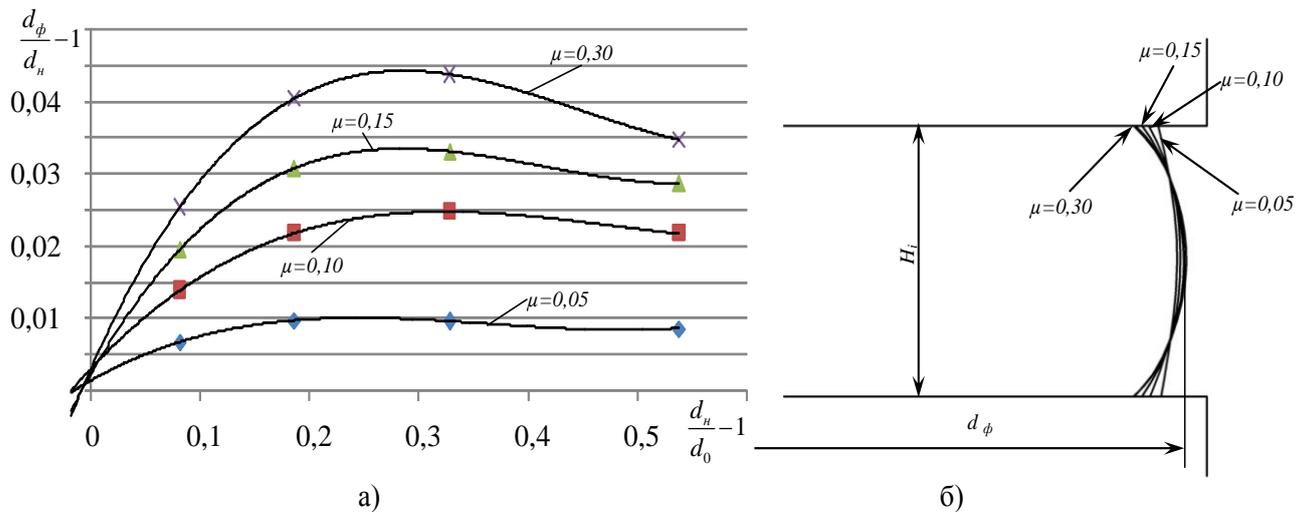


Рисунок 6.3 – Влияние номинального диаметра d_n сжимаемого образца на его фактический диаметра d_ϕ при различных коэффициентах трения μ (а) и влияние коэффициента трения на форму боковой поверхности сжатого образца (б)

По определенным, по принятой методике данным, методом наименьших квадратов получена зависимость:

$$\frac{\Delta R_i}{h_i} = 0,0683 \varepsilon_p^{0,83} 1 - e^{-26,7 \mu^{1,53}}, \quad (6.34)$$

где $\Delta R_i = \left(\frac{d_\phi - d_{ном}}{2} \right)$;

$\varepsilon_p = -\ln \frac{h_i}{h_0}$ - степень пластической деформации образца в данный момент времени.

Из соотношения (6.34) можно получить значение среднего коэффициента трения на торцах образца:

$$\mu = \left(\frac{\ln \left(1 - \frac{\Delta R}{h} \frac{\varepsilon_p^{-0,83}}{0,0683} \right)}{-26,7} \right)^{\frac{1}{1,53}}. \quad (6.35)$$

В нормальном сечении образца в месте, где был измерен d_ϕ (рис. **Ошибка! Источник ссылки не найден.**), определяется величина и распределение нормальных напряжений: максимальное значение нормального напряжения σ и величина нормального напряжения σ_n как:

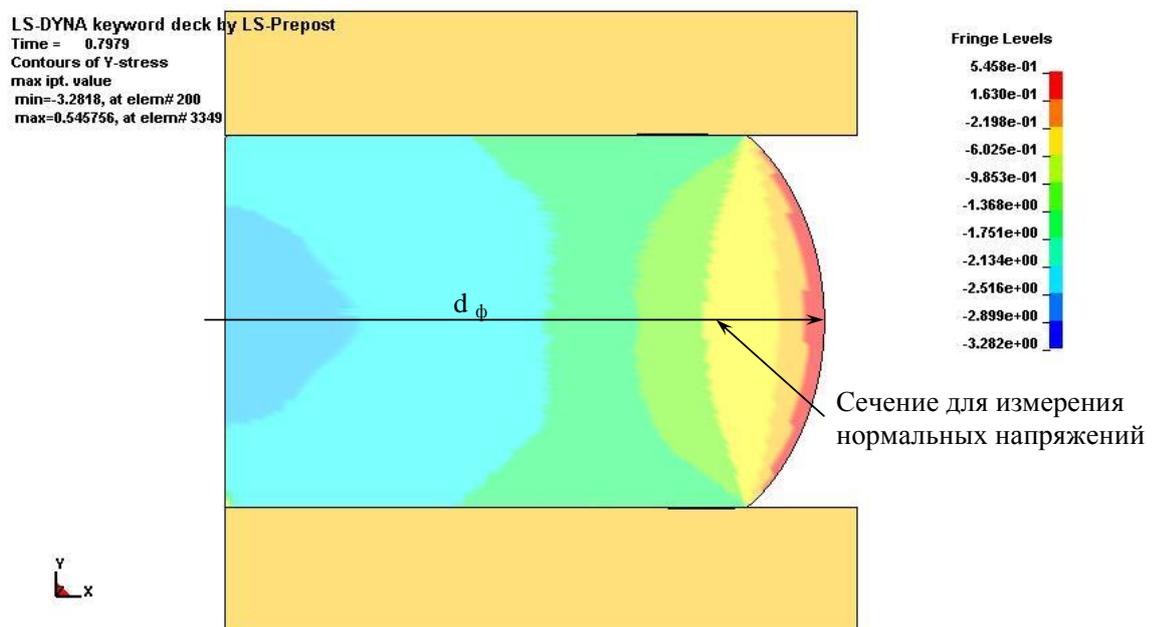


Рисунок 6.4 – Схема измерения напряжений в сжимаемом образце

$$\sigma_n = \frac{P}{F}, \quad (6.36)$$

где P - сжимаемая нагрузка;

$F = \frac{\pi d_0^2}{4}$ - площадь поперечного сечения образца.

Пусть истинные напряжения в образце зависят от условных напряжений через некоторый коэффициент K_σ :

$$\sigma_i = K_\sigma \sigma_{усл}. \quad (6.37)$$

Тогда, в силу того, что напряжения зависят только от деформаций, а трение на торцах образца оказывает влияние на неравномерность распределения напряжений и деформаций по всему объему сжимаемого образца, принято предположение, что K_σ зависит только от степени деформации и среднего коэффициента трения на торцах образца. Имея данные из виртуального эксперимента об условных напряжениях, истинных напряжениях, степени деформации и среднем коэффициенте трения, с достаточной точностью можно K_σ аппроксимировать выражением:

$$K_\sigma = f(\mu, \varepsilon) = 1 + a_1\mu + a_2\mu\varepsilon_p + a_3\mu^2 + a_4\mu\varepsilon_p^2. \quad (6.38)$$

Определение коэффициентов уравнения (6.38) выполнено методом наименьших квадратов путем минимизации функционала:

$$\Phi = \sum_{i=1}^N (\sigma_{ni} K_\sigma(a_1, a_2, a_3, a_4) - \sigma_{ni})^2 \rightarrow \min. \quad (6.39)$$

Решив уравнение (6.39), получим зависимость для K_σ :

$$K_\sigma = 1 + 0,2166\mu + 1,344\mu\varepsilon_p - 0,5512\mu^2 - 1,8164\mu\varepsilon_p^2. \quad (6.40)$$

Погрешность определения истинных напряжений с полученным значением коэффициента K_σ не превышает 7%.

Аналогично определяем величину и распределение пластических деформаций.

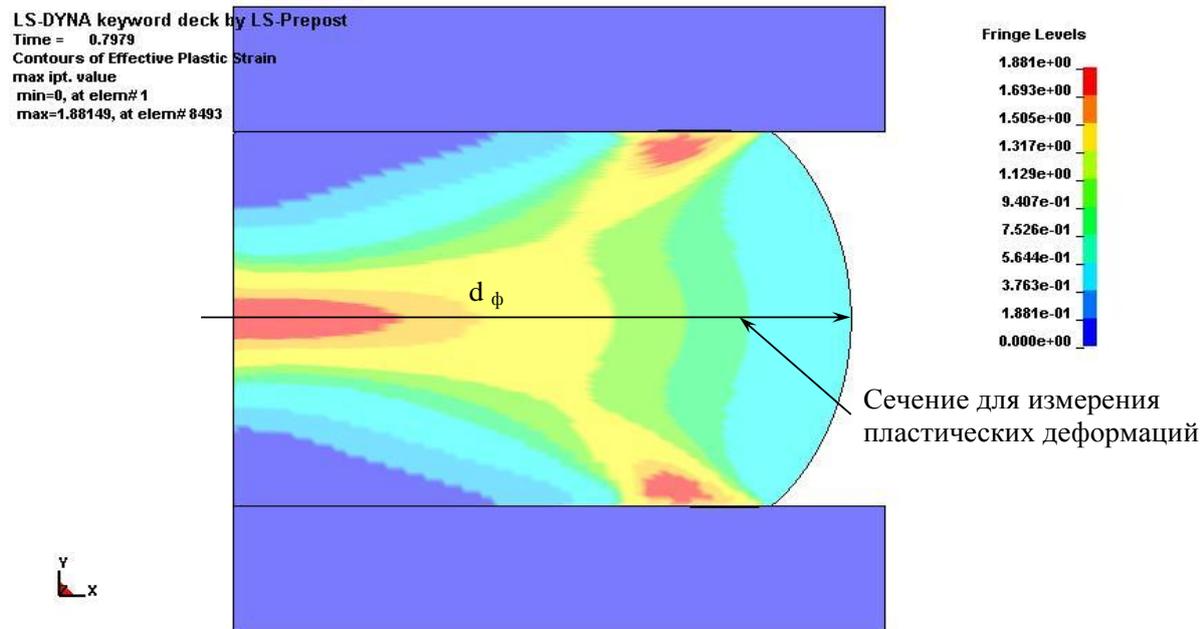


Рисунок 6.5 – Схема измерения деформаций в сжимаемом образце

Допускаем предположение о зависимости истинных напряжений ε_i от условных $\varepsilon_{усл}$ через некоторый коэффициент K_ε :

$$\varepsilon_i = K_\varepsilon \varepsilon_{усл}. \quad (6.41)$$

Коэффициент K_ε также определяем методом наименьших квадратов путем минимизации функционала:

$$\Phi = \sum_{i=1}^N \sigma_{ni} K_\sigma a_1, a_2, a_3, a_4 - \sigma_{ni}^2 \rightarrow \min. \quad (6.42)$$

Откуда получаем в рассмотренном случае:

$$K_\varepsilon = 1 + 4,353\mu - 1,05\varepsilon_p\mu. \quad (6.43)$$

Погрешность определения истинных деформаций с полученным значением коэффициента K_ε не превышает 12%.

Полученные из виртуального эксперимента данные можно использовать для обработки данных физического эксперимента и получения из эмпирической зависимости истинных напряжений от истинных деформаций. Для этого предлагается следующий алгоритм.

1. Перед началом проведения испытания на сжатие измеряем диаметр образца d_0 и его высоту h_0 .

2. Во время сжатия образца измеряем изменение высоты h_i и изменение силы F_i .

3. После сжатия образца измеряем его высоту h_k и его максимальный диаметр d_ϕ или его максимальную площадь поперечного сечения S_{\max} .

4. Определяем номинальный диаметр образца как:

$$d_n = d_0 \sqrt{\frac{h_0}{h_k}}. \quad (6.44)$$

5. Определяем ΔR :

$$\Delta R = \frac{d_\phi - d_n}{2}. \quad (6.45)$$

6. Определяем номинальную площадь поперечного сечения образца:

$$F_i = \frac{\pi d_{ni}^2}{4}. \quad (6.46)$$

7. Определяем логарифмическую деформацию образца:

$$\varepsilon_p = -\ln \frac{h_k}{h_0}. \quad (6.47)$$

8. Определяем средний коэффициент трения на торцах сжимаемого образца из уравнения (6.43);

9. Определяем напряжение в образце:

$$\sigma_{ni} = \frac{F_i}{S_i}. \quad (6.48)$$

10. Из уравнений (6.48) и (6.40) определяем истинные напряжения в образце.

11. По уравнениям (6.41) и (6.43) определяем истинные деформации в образце, вызванные сжатием.

Далее полученные зависимости « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ » аппроксимируем уравнением:

$$\sigma_s = A + B \varepsilon^p \quad , \quad (6.49)$$

где σ_s – истинное напряжение;

A, B, n , – поправочные коэффициенты;

ε^p – пластическая деформация.

В стандартной методике проведения испытаний для получения кривой пластичности по ГОСТ 25.503-97 при температуре 20°C уменьшение влияния трения на торцах образца осуществляется за счет изготовления специальных образцов с канавкой, которая заполняется смазкой. Использование таких образцов при испытании с повышенными температурами, характерными для процесса резания, не даст возможности использовать смазку, а соответственно снизить трение на торцах сжимаемого образца. Таким образом, получить диаграмму пластичности материала при воздействии повышенных температур, характерных для процесса резания, по методике ГОСТ 25.503 не представляется возможным.

Разработанная методика позволяет получать коэффициенты определяющего уравнения материала непосредственно из испытаний на сжатие, без дополнительных экспериментов непосредственно по резанию. Поскольку предложенная методика учитывает трение на торцах испытуемого образца, то представляется возможным получать механические свойства материала при сжатии с воздействием высоких температур, т.е. свойства материала, которые он имеет при деформировании и разрушении в процессе резания. Необходимо при использовании разработанной методики необходимо иметь ввиду необходимость обеспечения прочности опор при повышенных (принятых) температурах. Для этого их предложено изготавливать из мелкозернистого твердого сплава с предварительной полировкой перед каждым испытанием.

Определение коэффициентов уравнения пластичности выполнялось в соответствии с методикой, описанной в предыдущих разделах.

6.5.3 Идентификация поправки на температуру деформации

6.5.3.1 Методика проведения испытаний

Подготовку образцов и проведение испытаний при повышенных температурах осуществляют в соответствии с ГОСТ 9651-84. Как правило используются образцы типа IV диаметром $6 \pm 0,06$ мм с базовой длиной $l_0 = 30$ мм. Перед началом испытаний выполняют разметку образца обводочными рисками с шагом 5 мм.

Нагрев образцов осуществляют ступенчато, ступенями по 100°C с выдержкой по 1-2 минуты для стабилизации температуры. После достижения температуры испытаний осуществляют выдержку на протяжении 10-15 минут так, чтобы общее время пребывания образца при повышенной температуре равнялось 30 минут.

Испытания проводят при скорости деформации 160 мкм/с. При этом скорость увеличения напряжения в пластической области не превышает 16 МПа. В процессе испытаний регистрируют индикаторную диаграмму « $P - \Delta l$ ».

Перед испытанием измеряют фактический диаметр образца. После испытаний измеряются в соответствии с ГОСТ 1497-84 удлинение образца на базовой длине Δl_p , диаметр образца в месте разрыва d_k , диаметр образца на участках равномерной деформации d_p или радиус кривизны области неравномерной деформации (шейки) в осевом сечении после разрыва R_u .

6.5.3.2 Расчет коэффициента влияния температуры

После проведения испытаний определяют коэффициенты A, B, n определяющего уравнения для каждой температуры испытаний в соответствии с методикой, описанной в предыдущем пункте.

Для определения коэффициента m определяющего уравнения вычисляются поправки на температуру для кривых упрочнения для каждой температуры:

$$K_T \varepsilon^p = \frac{\sigma_S^T \varepsilon^p}{\sigma_S^{20^\circ C} \varepsilon^p}. \quad (6.50)$$

В диапазоне $\varepsilon^p \in 0;4$ находится среднее значение поправки на температуру \bar{K}_T для каждой температуры испытаний. Полученную область точек аппроксимируют выражением

$$K_T T = \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{nl} - T_0} \right)^m \right), \quad (6.51)$$

где T_0 - нормальная температура; T_{nl} - температура плавления исследуемого материала, и находят неизвестный коэффициент m .

6.5.4 Идентификация поправки на скорость деформации

6.5.4.1 Теоретические предпосылки

Известно, что зона первичных деформаций с увеличением скорости резания концентрируется в узкой области. Вводя предположение относительно толщины этой области, значительно меньшей ее протяженности, и относительно формы этой области, близкой к плоскости, для оценки скорости деформации можно использовать схему зоны стружкообразования с единой плоскостью сдвига (рис. 6.11) [91]. В этом случае интенсивность деформации равна

$$\varepsilon = \frac{K_L^2 - 2K_L \sin \gamma + 1}{\sqrt{3}K_L \cos \gamma}, \quad (6.52)$$

а интенсивность скоростей деформации равна [92]

$$\dot{\varepsilon} = \frac{V_r}{\Delta y \sqrt{3}}, \quad (6.53)$$

где Δy - толщина условной плоскости сдвига;

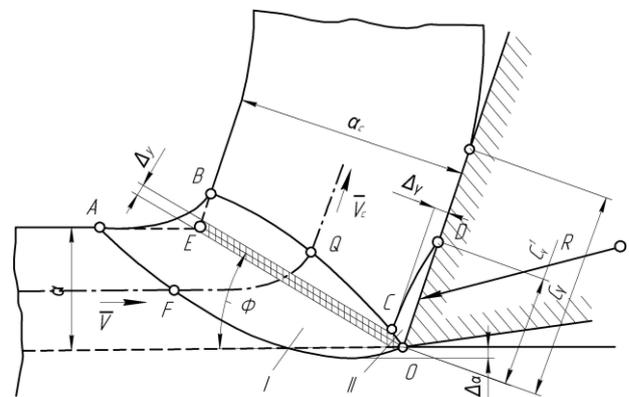


Рис. 6.11. Модель зоны стружкообразования (по М. М. Зоревым [92])

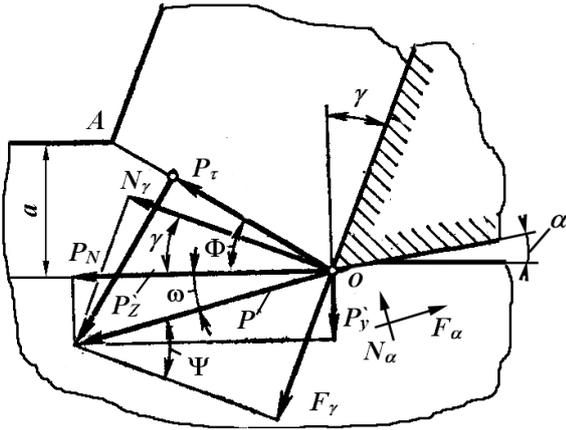


Рис. 6.12. Упрощенная схема процесса стружкообразования

$$V_{\tau} = V \frac{\cos \gamma}{\cos \Phi - \gamma} - \text{ скорость, с которой}$$

осуществляется сдвиг в условной

$$\text{плоскости сдвига; } \Phi = \arctan \left(\frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma} \right)$$

- угол сдвига; K_L - коэффициент

укорочения стружки. Параметры Δu и

K_L являются характеристиками процесса

деформации и должны быть измеряемы по

результатам испытаний на резание.

В случае невозможности измерения параметра Δu его величина может быть оценена из уравнения

$$a / 10 \sin \Phi \leq \Delta u \leq a / 2 \sin \Phi, \quad (6.54)$$

где левая часть предложена Р. Л. В. Oxley [91], а правая – Г.Л. Куфаревым [93].

Касательные напряжения, приводящие к сдвигу в условной плоскости сдвига, могут быть вычислены по формуле (рис. 6.12) [87]:

$$\tau_{OA} = \frac{P_{\tau}}{l_{OA} b} = \frac{P_{\tau} \sin \Phi}{ab}, \quad (6.55)$$

где $P_{\tau} = P_{zy} \cos \Phi - P_{yy} \sin \Phi$ - сила в плоскости сдвига; P_{zy} , P_{yy} - проекции

силы резания на передней поверхности на оси координат. Определить P_{zy} ,

P_{yy} возможно вычитанием от измеряемых проекций силы резания проекций

силы резания на задней поверхности $P_{z\alpha}$, $P_{y\alpha}$, полученных методом

экстраполяции значений силы на нулевую толщину [87].

Тогда эквивалентное напряжение течения в условной плоскости сдвига [44]:

$$\sigma_S = \tau_{OA} \sqrt{3}. \quad (6.56)$$

С другой стороны, эквивалентное напряжение течения в плоскости сдвига может быть определено из определяющего уравнения (6.1). Группируя члены уравнения по влиянию разных факторов, получаем

$$\sigma_s = K_\varepsilon \cdot K_\dot{\varepsilon} \cdot K_T. \quad (6.57)$$

Коэффициент влияния величины деформации можно вычислить по формуле

$$K_\varepsilon = A + B\varepsilon^n, \quad (6.58)$$

где ε определяется по формуле (6.52); A, B, n – известные из испытаний при нормальных условиях.

Коэффициент влияния температуры можно вычислить для тех случаев испытаний, когда справедливо предположение об адиабатичности деформаций в условной плоскости сдвига [93]. Тогда прирост абсолютной температуры в плоскости сдвига равен

$$\Delta T = \chi \left(1 - \beta \frac{\sigma_s \varepsilon}{C_m \rho} \right), \quad (6.59)$$

где C_m – массовая теплоемкость; ρ – плотность; σ_s – эквивалентное напряжение по формуле (6.56); β – коэффициент ($0 < \beta \leq 1$), учитывающий, что не вся работа деформации превратится в тепло; χ – коэффициент ($0 < \chi \leq 1$), учитывающий, что не вся работа деформации осуществляется в условной плоскости сдвига. Для случая адиабатической деформации $\chi = 1$. Обобщая работы разных исследователей, Р. L.V Oxley показал, что

$$\beta = \begin{cases} 0,5 - 0,35 \lg R_T \tan \Phi & \text{при } 0,04 \leq R_T \tan \Phi \leq 10,0 \\ 0,3 - 0,15 \lg R_T \tan \Phi & \text{при } R_T \tan \Phi > 10,0 \end{cases}, \quad (6.60)$$

где $R_T = \frac{C_m \rho}{\lambda} Va$ - безразмерный комплекс. Приближенные значения комплекса R_T и коэффициента β для случая обработки разных материалов при традиционных режимах резания представлены в таблице 6.4.

Таблица 6.4 - Значения комплекса R_T и коэффициента β для случая токарной обработки разных материалов при традиционных режимах резания

Материал	V , м/с	a , мм	C_m , Дж/(кг°C) при 300°C	λ , Вт/(м°C)	ρ , кг/м ³	R_T	β
Сталь 45	1	0,1	536	44	7735	9,4	0,16-0,24
	3	0,1				28,3	0,08-0,12
Сталь 12X18H10T	1	0,1	538	19	7900	22,4	0,10-0,13
	3	0,1				67,1	0,03-0,06
BT22	1	0,1	586	11,7	4600	23,0	0,10-0,13
	3	0,1				69,1	0,02-0,06
BT1-0	1	0,1	540	18,9	4505	12,9	0,11-0,20
	3	0,1				38,6	0,06-0,10

Гомологическая температура равна

$$T^* = \frac{\Delta T}{T_{nl} - T_0} \quad (6.61)$$

Тогда коэффициент влияния температуры —

$$K_T = 1 - T^{*m} \quad (6.62)$$

где m известно из испытаний на растягивание при повышенных температурах.

Учитывая, что коэффициент влияния скорости деформации равен

$$K_{\dot{\varepsilon}} = \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right), \quad (6.63)$$

неизвестный коэффициент C можно найти из выражения

$$C = \left(1 - \frac{\sigma_s}{K_\varepsilon K_T} \right) / \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right), \quad (6.64)$$

где σ_s находится из выражения (6.56).

6.5.4.2 План эксперимента по ортогональному резанию

Учитывая большую неопределенность показателей процесса резания, для уменьшения погрешности измерения коэффициент C предложено определять коэффициент C из нескольких опытов по ортогональному резанию, с режимом резания в широком диапазоне скоростей резания. Поэтому, предполагая нелинейную зависимость скорости деформации от скорости резания, необходимо использовать минимум 3 разных скорости резания в исследуемом диапазоне.

Поскольку необходимо определять силы резания на задней поверхности путем экстраполяции сил на нулевую толщину, предполагая нелинейную зависимость силы резания от толщины среза, количество разных подач должно быть не менее 3 для каждой выбранной скорости резания.

Таким образом, минимальное количество опытов равно $3 \times 3 = 9$: для трех равномерно распределенных значений в исследуемом диапазоне скоростей резания и трех равномерно распределенных в исследуемом диапазоне подач. Минимальное и достаточное количество повторений опытов равно 3.

6.5.4.3 Проведение эксперимента и расчет поправки на скорость деформации

В соответствии с разработанным планом эксперимента проводят опыты по резанию в соответствии с методикой, описанной в предыдущем пункте. В ходе опытов измеряют проекции силы резания P_z и P_y , коэффициент укорочения K_L (утолщение K_a) и толщину зоны сдвига Δu как расстояние между элементами стружки. В случае невозможности измерения Δu оценивают ее величину по формуле (6.54).

Для каждого i -го повторения опыта вычисляют σ_s по формуле (6.59), K_ε - (6.58), K_T - (6.62), $\dot{\varepsilon}$ - (6.53). По формуле (6.64) вычисляют коэффициент C_i . Коэффициент C , отображающий среднее влияние скорости деформации, вычисляют как среднее арифметическое по всем рассчитанным значениям C_i для каждого повторения всех проведенных опытов.

6.6 Идентификация уравнения пластичности

6.6.1 Идентификация уравнения пластичности при нормальной температуре и квазистатических испытаниях

При нормальных условиях может быть определено влияние показателя напряженного состояния на величину пластической деформации при разрушении в форме

$$\varepsilon_u^p = D_1 + D_2 e^{-D_3 \sigma^*}, \quad (6.65)$$

где D_1, D_2, D_3 - неизвестные коэффициенты. Поэтому для идентификации параметров уравнения пластичности необходимы опыты по деформации образцов при разных показателях напряженного состояния. Для определения указанных трех констант необходимо по крайней мере три точки экспериментальной кривой $\varepsilon_u^p = \varepsilon_u^p \sigma^*$, расстояние между которыми наибольшее.

Рассмотрим получение необходимых данных из опытов на растягивание и сжатие. Опыты по растягиванию цилиндрических образцов обеспечивают величину показателя напряженного состояния по данным М.М. Давыденкова и Н. И. Спиридоновой, на уровне [80]

$$\sigma^* = \frac{p}{\sigma_s} = -\frac{1}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{3}{4} \cdot \frac{d}{R} \right), \quad (6.66)$$

где R - радиус кривизны образца в осевом сечении; d - диаметр образца в месте измерения кривизны; p - гидростатическое давление ($p > 0$ при сжатии).

Величина эффективной пластической деформации, имеющей место при заданной конфигурации цилиндрического образца, с точностью эксперимента определяется по формуле (6.15).

Тогда из опытов на растягивание имеем точку 1:

$$(\sigma_1^* = \sigma^* d_k, R_{ul}; \varepsilon_{ul}^p d_k).$$

Опыты на сжатие в соответствии с ГОСТ 25.503-97 позволяют получить еще одну точку. Действительно, при сжатии цилиндрических образцов

диаметром d_0 показатель напряженного состояния определяется, как экспериментально установил Г. А. Смирнов-Аляев, кривой 2 на рисунке 6.13, а степень деформации сдвига – кривой 1 или зависимостью

$$\varepsilon_u^p \approx \frac{2,472}{\sqrt{3}} \ln \frac{d_{\sigma}}{d_0} = \frac{1,236}{\sqrt{3}} \ln \frac{h_0}{h}. \quad (6.67)$$

Аппроксимация кривой 2 (рис. 6.13) может быть задана выражением

$$\sigma^* = \sqrt{3} -0,4324x^3 + 2,326x^2 - 3,6128x + 1,1452, \quad (6.68)$$

где $x = \frac{d_{\sigma}}{d_0}$.

Таким образом, проводя сжатие образцов до появления видимой невооруженным глазом трещины и измеряя диаметр образца по бочке и/или

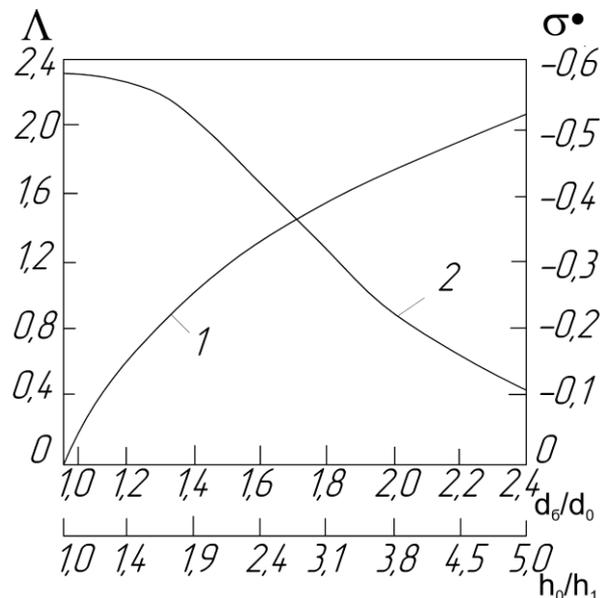


Рис. 6.13. Степень деформации сдвига $\Lambda = \sqrt{3}\varepsilon_u^p(1)$ и средний показатель напряженного состояния на боковой поверхности цилиндров (2), осажденные между смазанными плоскими бойками (по данным Г. А. Смирнова-Аляева [80])

его высоту, получаем еще одну точку – точку 2: $\sigma_2^* = \sigma^* d_{\delta} / d_0$; $\varepsilon_{u2}^p d_{\delta} / d_0$).

Для получения третьей точки предлагается выполнить испытание на сжатие специальных образцов. Так, известно применение полых образцов

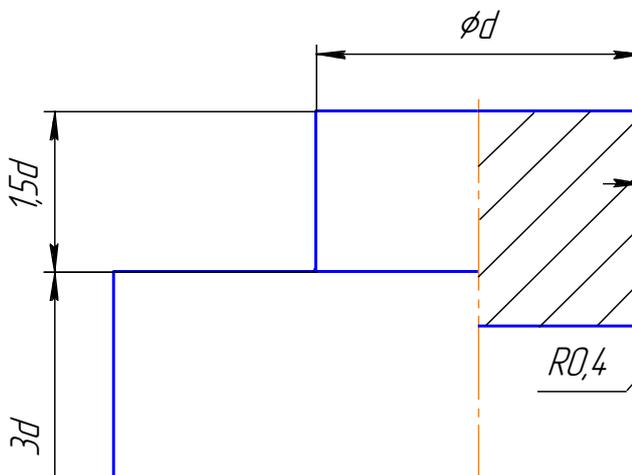


Рис. 6.15. Образец для исследования на сжатие. Тип I.

показатель напряженного состояния в месте среза $\sigma^* \rightarrow 0$. Для выбора размеров образца, обеспечивающих наименьшую неравномерность показателя напряженного состояния в процессе деформации проведено исследование влияния диаметра d , толщины стенки h и зазора δ на среднюю величину показателя напряженного состояния и его среднее квадратичное отклонение от среднего в процессе сжатия образца. Диапазон изменения факторов был принят в соответствии с таблицей 6.6. Для построения модели влияния указанных факторов был проведен полнофакторный эксперимент 2^3 второго порядка. План эксперимента и его результаты представлены в таблице 6.5. Эксперимент проводился методом имитационного моделирования в программе LS-DYNA. Решалась осесимметричная задача сжатия образца (рис. 6.15) между двумя абсолютно жесткими плитами. В области предвиденного разрушения размер конечного элемента брался равным 5 мкм. Коэффициент трения на торцах

(рис. 6.15) [94], что предопределяющих показатель напряженного состояния в месте среза $\sigma^* \rightarrow 0$. Для выбора размеров образца, обеспечивающих наименьшую неравномерность показателя напряженного состояния в процессе деформации проведено исследование влияния диаметра d , толщины стенки h и зазора δ на среднюю величину показателя

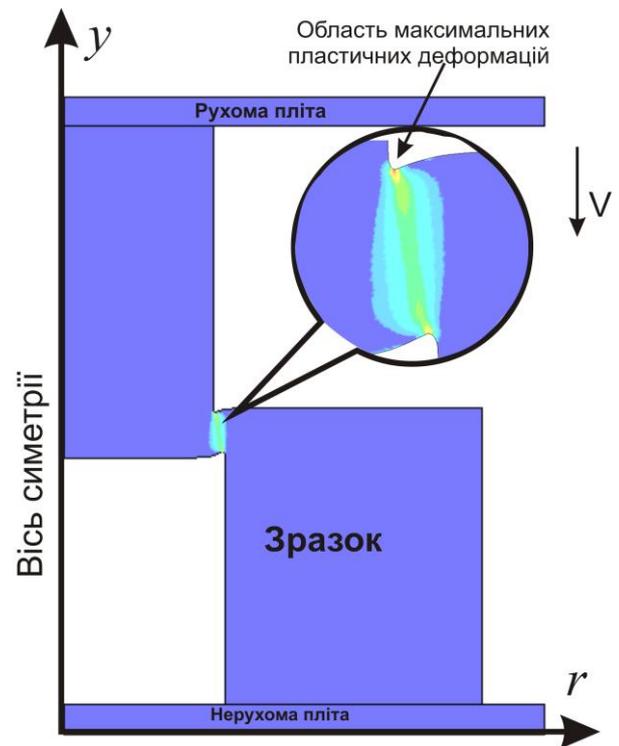


Рис. 6.14. Область наибольших пластических деформаций

образца брался равным 0,3. Для определенности материал образца в испытаниях был выбран сталью 45. Модель материала - по S. P. Jaspers [95]. Деформация образца моделировалась в диапазоне эффективной пластической деформации от 0 до 2,5.

Таблица 6.5 - План и результаты модельного эксперимента по сжатию образцов типа I

Номер испытания	Уровень d	Уровень h	Уровень δ	$\bar{\sigma}$
1	1	1	1	0,3525
2	1	1	-1	0,4453
3	1	-1	1	0,1782
4	1	-1	-1	0,2737
5	-1	1	1	0,6527
6	-1	1	-1	0,6279
7	-1	-1	1	0,2629
8	-1	-1	-1	0,7455
9	1,215	0	0	0,2895
10	-1,215	0	0	0,6844
11	0	1,215	0	0,6184
12	0	-1,215	0	0,1903
13	0	0	1,215	0,2995
14	0	0	-1,215	0,5628
15	0	0	0	0,2876

Таблица 6.6 - Уровни изменения факторов в модельном эксперименте по сжатию образца типа I

Уровень фактора	d , мм	h , мм	δ , мм
0	10,0	2,0	0,1
+1	14,11	2,823	0,1823
-1	3,88	1,167	0,0167
+1.215	15	3	0,2
-1.215	5	1	0

Показатель напряженного состояния определялся как среднее в области из элементов с величиной накопленной пластической деформации, не менее 80% максимальной величины (рис. 6.14). Среднее значение показателя напряженного состояния в процессе деформации определялось по формуле

$$\bar{\sigma}^{\bullet} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \sigma_i^{\bullet},$$

(6.69)

где $N = \tau / \Delta\tau$ - количество точек дискретизации по времени в момент времени, $\Delta\tau$ - шаг дискретизации.

Путем обработки данных модельного эксперимента получена модель

$$\bar{\sigma}^{\bullet} d, h, \delta = 0,374 - 0,140d + 0,104h - 0,0882\delta + 0,0092dh + 0,0638h\delta + 0,0338d\delta + 0,0576d^2 + 0,00166h^2 + 0,0198\delta^2. \quad (6.70)$$

Графическое изображение полученной модели представлено на рисунке 6.16. Анализ продемонстрировал, что разрушение произойдет в области верхней галтели R0,4. При размерах образца $h = 2$ мм, $d = 10 \dots 15$ мм, $\delta = 0,1 \dots 0,35$ мм имеет место экстремум в значениях среднего показателя

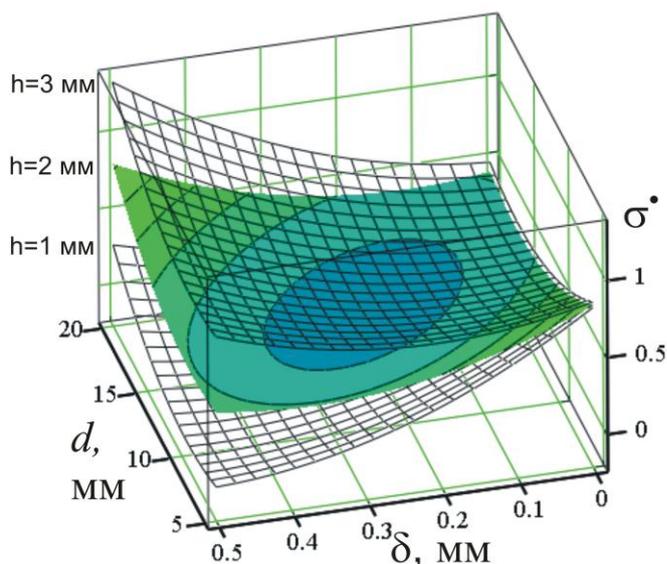


Рис. 6.16. Влияние параметров образца типа I на среднее значение показателя напряженного состояния

напряженного состояния и отмечается малая его зависимость от размеров образца (синяя область на рисунке 6.16). Учитывая необходимость минимальных размеров образца и технологичность его конструкции, параметры образца могут быть приняты:

$$h = 2 \pm 0,1 \text{ мм, мм,}$$

$$\delta = 0.2 \pm 0,1 \text{ мм.}$$

Для образца указанных размеров величина пластической деформации и показатель напряженного состояния могут быть определены из диаграммы 6.17 или выражений их аппроксимирующих :

$$\varepsilon_u^p \approx -0,0547\Delta h^4 + 0,714\Delta h^3 - 3,377\Delta h^2 + 7,067\Delta h - 0,779,$$

$$\sigma^* = 0,00539\Delta h^5 - 0,0755\Delta h^4 + 0,3834\Delta h^3 - 0,814\Delta h^2 + 0,503\Delta h + 0,5674,$$

где $\Delta h = h_0 - h_1$ величина оседания образца.

Идентификация момента разрушения может быть осуществлена по диаграмме силы сжатия. Действительно, в момент возникновения разрушения в галтели и образовании трещины меняется скорость возрастания силы сжатия (рис. 6.18). Это изменение скорости может быть зафиксировано путем сравнения фактической диаграммы сжатия с ее восстановленным путем экстраполяции из малых значений сжатия вариантом.

Таким образом, имеем точку 3: $(\sigma_3^* = \sigma^* \Delta h ; \varepsilon_{u3}^p \Delta h)$.

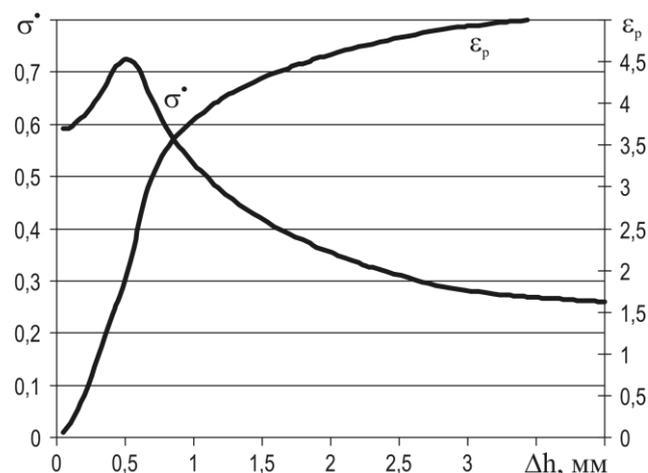


Рис. 6.17. Зависимость эффективных пластических деформаций ε_p и показателя напряженного состояния σ^* от величины оседания образца Δh

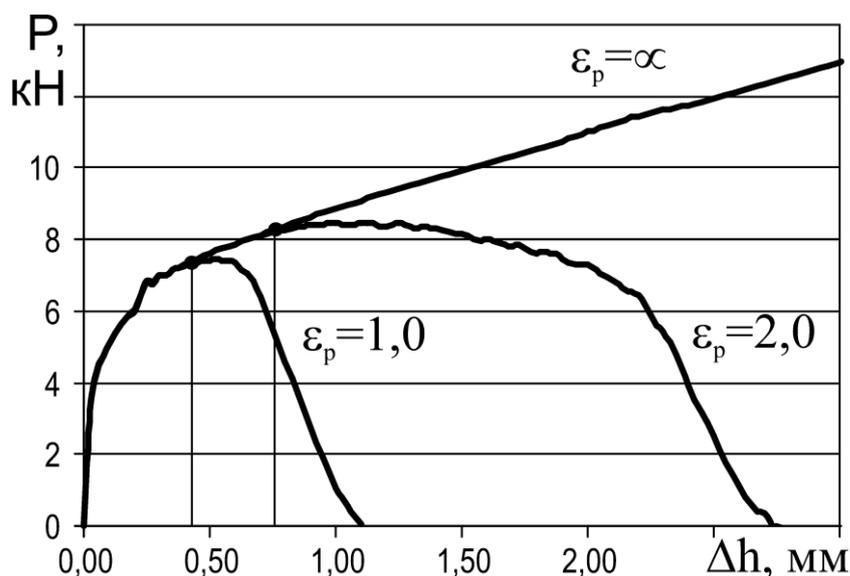


Рис. 6.18. Диаграмма изменения силы сжатия образца типа I из стали 45 при разных величинах предельных пластических деформаций до разрушения

Наличие 3 точек кривой пластичности позволяет выполнить идентификацию неизвестных коэффициентов путем минимизации функционала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N D_1 + D_2 e^{-D_3 \sigma_i^*} - \varepsilon_{ui}^p \quad \rightarrow 0 \text{ при } N \geq 3. \quad (6.71)$$

6.6.2 Расчет коэффициента влияния температуры

Влияние температуры на пластичность исследуемого материала может быть учтено путем сравнения предельных пластических деформаций до разрушения при растягивании образцов по методике, описанной в предыдущем пункте. Этот подход основывается на том предположении, что влияние температуры не связано с влиянием показателя напряженного состояния и скорости деформаций. Поэтому из опытов по растягиванию при повышенных температурах по формулам (6.66) и (6.15) определяют $\sigma_{T_i}^*$ и $\varepsilon_{uT_i}^p$ для трех температур в исследуемом диапазоне. Поскольку при растягивании с повышением температуры показатель напряженного состояния будет меняться, то вычисляют коэффициент D_5 путем минимизации такого функционала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N \varepsilon_{ui}^p / \left(D_1 + D_2 e^{-D_3 \dot{\sigma}_i} - 1 + D_5 T_i^* \right)^2 \rightarrow 0 \text{ при } N \geq 3, \quad (6.72)$$

где T^* - гомологическая температура.

6.6.3 Расчет коэффициента влияния скорости деформации

Влияние скорости деформации на пластичность исследуемого материала можно оценить из опытов по резанию, методика проведения которых описана в предыдущем пункте. Для каждой точки плана определяют величину пластической деформации ε_{ui}^p по формуле (6.52) и температуру деформации по формуле (6.59). Среднее гидростатическое давление в условной плоскости сдвига может быть оценено по формуле [91]:

$$p = \frac{P_A + P_B}{2} = \frac{P_N}{l_{AB} b} = \frac{P_{z\gamma} \sin \Phi + P_{y\gamma} \cos \Phi}{l_{AB} b}. \quad (6.73)$$

При этом показатель напряженного состояния может быть определен по формуле

$$\sigma^* = \frac{p}{\sigma_s}, \quad (6.74)$$

где σ_s - напряжения текучести в условной плоскости сдвига, определенные по формуле (6.56). Далее рассчитывают для каждой точки плана поправку на скорость деформации по формуле

$$K_{\dot{\varepsilon}} = \frac{\varepsilon_{ui}^p}{D_1 + D_2 e^{-D_3 \dot{\sigma}_i} - 1 + D_5 T_i^*}. \quad (6.75)$$

Учитывая ранее полученные по формуле (6.53) данные о скорости деформации значение коэффициента D_4 находят путем минимизации функционала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N K_{\dot{\varepsilon}} - 1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_i^2 \rightarrow \min. \quad (6.76)$$

6.7 Оценка погрешности идентификации определяющего уравнения путем модельного измерения твердости

Моделирование процесса резания методом конечных элементов требует задания ряда исходных данных [13, 78]. Модель обрабатываемого материала является важной исходной информацией об обрабатываемом материале. Ее, как правило, подают в виде аналитической зависимости или таблично, связывая функционально мгновенную границу текучести с величиной пластической деформации, скорость деформации с температурой [96]. В общем случае экспериментальное определение модели обрабатываемого материала является довольно сложным техническим заданием [97]. В современных условиях эта задача решается в разных лабораториях по всему миру. Данные публикуются в статьях, диссертациях и монографиях [96, 39, 98]. При этом часто теряется такая важная, с точки зрения сравнения результатов, информация о состоянии исследованного материала, как твердость, граница прочности, граница текучести, относительное удлинение и др. Например, в литературе опубликовано 9 разных моделей материалов [96], причем для многих из них нет достоверной информации о состоянии образцов при испытаниях. В связи с этим является актуальной разработка методики численной оценки показателей механических свойств обрабатываемого материала по его определяющему уравнению.

В современном машиностроении наиболее часто используются показатели твердости (например, твердость по Бринеллю) и прочности (граница прочности, граница текучести и относительное удлинение при растягивании). Не смотря на простоту их экспериментального определения, эти показатели позволяют довольно точно сравнивать состояния разных материалов между собой [79]. Поэтому целью этого раздела является разработка методик оценки числа твердости по Бринеллю, эквивалентного по значению числа, получающегося на практике в соответствии с ГОСТ 9012-

59; границ текучести и прочности, относительного удлинения и сужения, эквивалентных данным, получающихся по ГОСТ 1497-83. Не смотря на то, что оба стандарта предполагают статические испытания, идентификация механических свойств материала, модель которого известна, даже в статике позволяет судить о его состоянии и сравнивать материалы между собой. Сравнению моделей между собой мешает и большое разнообразие форм моделей, часто в явном виде не сопоставимых между собой [96].

Основная идея данной работы состоит в выполнении численного моделирования процессов измерения показателей механических свойств обрабатываемого материала с дальнейшим снятием показаний с получаемых образцов в соответствии с требованиями указанных стандартов. Для реализации этой идеи использован пакет LS-DYNA, который позволяет решать високонелинейные динамические задачи [99], и который может быть использован для моделирования процесса резания.

6.7.1 Конечно-элементная модель процесса вжатия

По ГОСТ 9012-59 предусматривается проведение испытаний при достаточно небольших скоростях деформации (около $0,1 \text{ с}^{-1}$) и комнатной температуре. Поэтому влияние скорости деформации и температуры не должны приниматься во внимание в исследуемой модели материала. Однако существуют модели, например модель Джонсона-Кука, которая предназначена для решения динамических задач и определена при значительных скоростях деформации. Поэтому для оценки эквивалентной статической твердости этих моделей необходимо использовать экстраполяцию на нулевую скорость.

Измерение твердости по Бринеллю осуществляется путем вжатия сферы высокой твердости в поверхность исследуемого материала с измерением диаметра отражения после снятия нагрузки или глубины отражения при полной нагрузке.

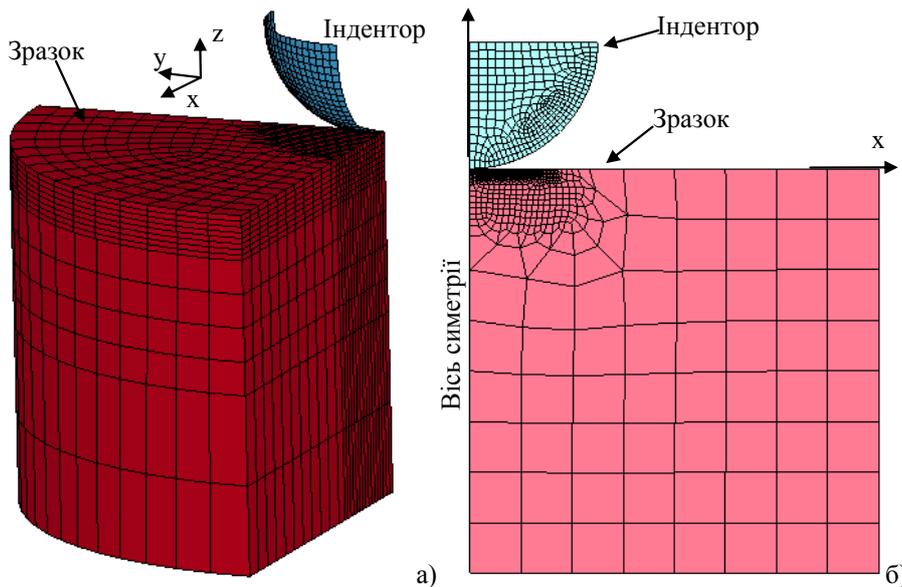


Рис. 6.19. Геометрические модели системы при моделировании измерения твердости по Бринеллю:

- а) моделирование в 3D-пространстве;
- б) моделирование в 2D-пространстве

этой системы (рис. 6.19, а), поскольку задача является симметричной относительно координатных плоскостей, проходящих через ось заготовки. Можно еще больше сократить время расчетов при решении задачи в 2D-осесимметричной постановке (рис. 6.19,б). Выбор размерности геометрического пространства определяется тем, для каких условий будет использоваться модель, поскольку схема интегрирования КЭ может влиять на результаты расчетов. 3D-моделирование может быть единственным способом решения задачи в случае моделирования измерения твердости по Роквеллу или микротвердости, где индентор имеет форму пирамиды.

На практике для случая измерения твердости по Бринеллю решение, как правило, должно выполняться в 2D-осесимметричной постановке в связи с малой ресурсоемкостью этого подхода. Далее рассмотрены 2D- и 3D-решения.

ГОСТ 9012-59 требует, чтобы минимальное расстояние от края заготовки до отпечатка составляло не менее чем 2,5 диаметра отпечатка, а толщина заготовки была не менее, чем 4 диаметра отпечатка. Известно, что

Создадим виртуальную цилиндрическую заготовку и индентор-сферу, которая вдавливается в торцевую поверхность заготовки на ее оси (рис. 6.19). С целью сокращения количества КЭ и, таким образом, уменьшения времени расчетов будем рассматривать при 3D-моделировании $\frac{1}{4}$ части

конструкционные стали имеют твердость, как правило, не менее 180 НВ. Для измерения твердости в этом случае рекомендуется диаметр шарика 2,5 мм. В соответствии с приложением 3 ГОСТ 9012-59 диаметр отпечатка в этом составляет около 1 мм. Поэтому размеры виртуальной заготовки должны составлять: диаметр $2,5 \times 1 + 1 = 3,5$ мм, высота $4 \times 1 = 4$ мм.

В 3D-постановке наилучшие результаты дают 8 узловые КЭ в виде прямоугольных параллелепипедов. Размер конечного элемента определяет точность воспроизведения контактной границы отпечатка и должен выбираться исходя из необходимой точности измерений диаметра отпечатка. Абсолютная погрешность измерения диаметра отпечатка составляет $\Delta d = 2 \times 0,5 \times L_e = L_e$ (рис. 6.21). Это отвечает абсолютной погрешности измерения твердости на основании формулы (6.79):

$$\Delta HB = \left| \frac{dHB}{dd} \Delta d \right| = \frac{2P}{\pi D} \frac{d}{D - \sqrt{D^2 - d^2} \sqrt{D^2 - d^2}} \Delta d. \quad (6.77)$$

Например, при $P = 1840$ Н, $D = 2,5$, $d = 1$ получаем

$$\Delta HB = 4685 \Delta d = 4685 L_e, \quad (6.78)$$

то есть размер КЭ приводит к погрешности определения твердости равной 470 МПа.

При измерении твердости через величину внедрения h погрешность значительно меньше и определяется величиной среза индентора и заготовки, которая, как правило, не превышает $0,05 \times L_e$ [99].

В связи с вышеупомянутым размер конечного элемента в области формирующейся лунки рекомендуется выбирать таким, который равен $0,05 \times d$, причем их форма в 8-10 верхних слоях должна приближаться к кубу.

На основании закона близкодействия контактного напряжения для уменьшения количества элементов плотность сетки на удалении 1-1,5 диаметра

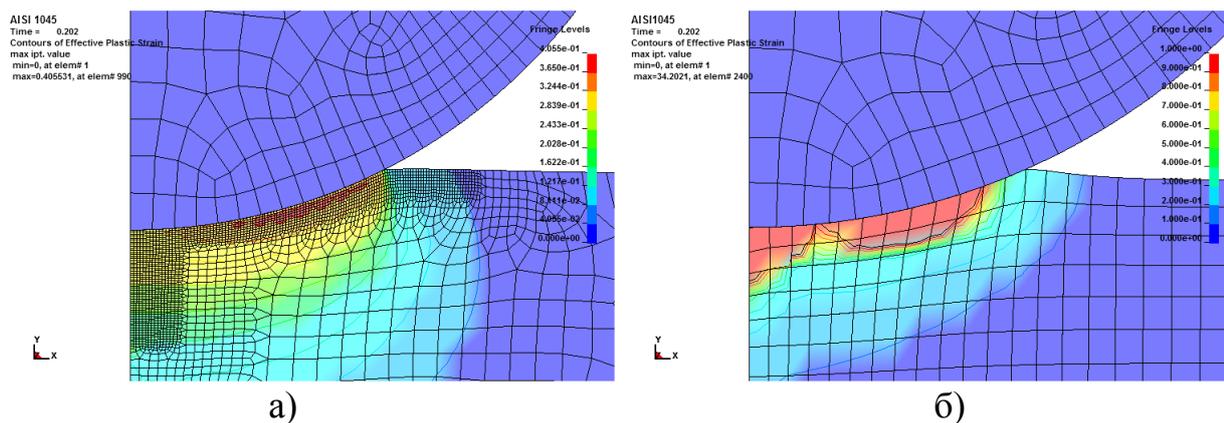


Рис. 6.20. Распределение пластических деформаций в заготовках с разной КЭ-сеткой при прочих равных условиях

лунки от контактной площадки может быть существенным образом уменьшена без потери точности расчетов.

При 2D-моделировании лучшие результаты дают сетки, содержащие только 4 узловых конечных элементов. В этом случае плотность сетки должна выбираться, исходя из точности прогнозирования контактного напряжения, и в области контакта должна быть приблизительно в 10 раз больше плотности сетки при 3D-моделировании. Для шарика с диаметром 2.5 мм размер КЭ на поверхности контакта должен составлять около 5 мкм. Мелкая сетка должна распространяться в глубину на (приблизительно) 0,5 диаметра отпечатка.

Модель материала индентора – абсолютно жесткий материал. Не смотря на это, для решения контактной задачи должны быть заданы его модуль упругости E , коэффициент

Пуассона μ и плотность ρ . Поскольку ГОСТ 9012-59 предусматривает индентор из стали, то указанные свойства равны: $E = 204$ МПа, $\mu = 0.3$, $\rho = 7850$ кг/м³.

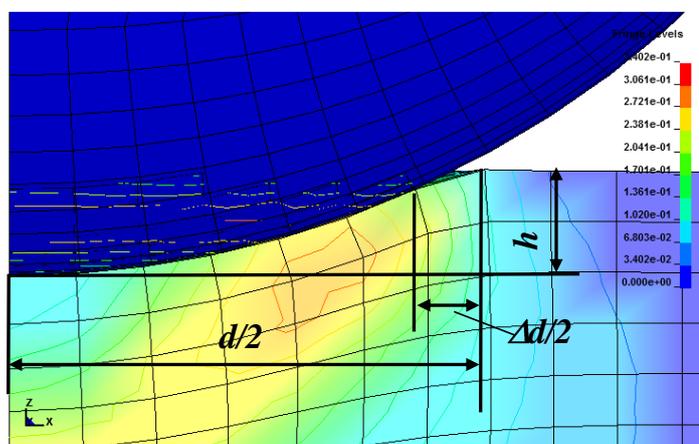


Рис. 6.21. Крупная сетка – источник неопределенности в величине лунки

Модель обрабатываемого материала задается его упругими свойствами E, μ, ρ и

соотношением между границей текучести σ_s и величиной пластических деформаций ε_p . Это соотношение может быть представлено в разных формах: табличная, Джонсона – Кука, линейной функцией и др. [99].

Предельные условия для случая 3D-моделирования реализуют условия симметрии $\frac{1}{4}$ системы по плоскостям симметрии, ограничивая перемещение по нормальям к плоскостям симметрии и обращение вокруг других двух осей.

При 2D-моделировании предельные условия реализуют условия осевой симметрии, ограничением перемещений и обращений на оси $X = 0$, кроме перемещений вдоль оси Y .

Качество и жесткость контактного взаимодействия определяет погрешность прогнозирования напряжения и пластических деформаций в контактном слое заготовки. Лучшие результаты дает тип контакта AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE как в 2D-, так и в 3D-пространстве. Вместе с тем, в каждом конкретном случае должен быть выбран коэффициент контактной жесткости, определяющий допустимое внедрение тел одного в другое. Для сталей этот коэффициент должен быть близким к 0,1 для 2D-случая и к 1 - для 3D-случая. При его значительно больших значениях возникает существенная погрешность напряжения, при значительно меньших - внедрение индентора в заготовку становится чрезвычайно большим (более 1 мкм), что нарушает физическую реальность виртуальных испытаний.

Проведенные пробные вычисления продемонстрировали, что величина коэффициента трения практически не влияет на размеры получаемой лунки вследствие очень малого относительного скольжения исследуемого материала и индентора. Изменения коэффициента трения в пределах от 0 до 1 приводят к изменению глубины лунки на 2%. Поэтому величину коэффициента трения в расчетах можно взять равной 0,1.

Начальное положение индентора относительно заготовки должно быть максимально близким к поверхности внедрения. Если индентор представлен поверхностью в 3D-постановке, то расстояние между телами должно быть

равным половине толщины этой поверхности. Если индентор является твердым телом или реализуется 2D-модель, то это расстояние может равняться 0.

Нагрузка в виде объемной силы прибавляется индентору. Диаграмма

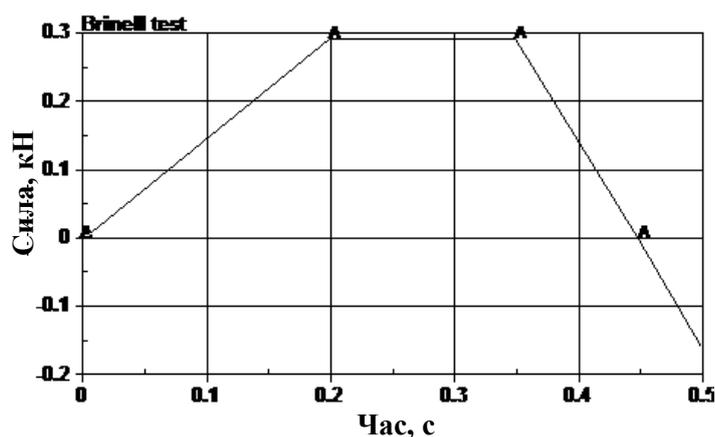


Рис. 6.22. Диаграмма изменения силы втискивания индентора

изменения силы должна отвечать ГОСТ 9012-59: нагрузка должна плавно увеличиваться, быть постоянной и плавно спадать (рис. 6.22).

Вместе с тем если принято решение об измерении твердости по величине внедрения индентора, то расчет может проводиться до момента окончания возрастания силы. В зависимости от скорости нагрузки и метода интегрирования в этом случае необходимо выдержать время: от 0 до 100% времени ее увеличения. При реализации 3D-модели в $\frac{1}{4}$ индентора прикладывается $\frac{1}{4}$ расчетной силы. При реализации 2D-модели в осесимметричной постановке задается величина силы, равная $1/2\pi$. Для того чтобы обеспечить упругое восстановление заготовки, после разгрузки конечное значение силы должно быть негативным.

Необходимо обратить внимание, что в случае решения задачи методом явного интегрирования, время в расчете имеет физический смысл реального времени. Однако при выполнении решения неявным методом это время имеет смысл безразмерных долей интервалов и не имеет размерности.

Если удастся получить решение неявным методом, то необходимо использовать именно этот метод, поскольку он обеспечивает получение результата в несколько раз быстрее (см. пример). Вместе с тем модели материала, предназначенные для моделирования высокоскоростных процессов, например модель Джонсона-Кука, не могут корректно применяться в случае неявного решателя. В связи с этим явный метод

интегрирования является более универсальным, но значительно более ресурсоемким методом.

Величина твердости может быть вычислена по такой формуле:

$$HB = P / F, \quad (6.79)$$

где F - площадь поверхности отражения.

Если известен диаметр отражения, площадь F равна

$$F = \frac{\pi D}{2} D^2 - \sqrt{D^2 - d^2} . \quad (6.80)$$

Если известна глубина внедрения h без снятия нагрузки, то

$$F = \pi Dh. \quad (6.81)$$

Для выполнения измерений необходимо измерить глубину внедрения h или диаметр отражения d и с помощью формулы (6.79) выполнить расчет твердости. Обязательно необходимо оценить величину максимальных пластических деформаций, которые достигаются при испытании, что является основанием для подтверждения модели исследуемого материала.

Для примера реализации методики измерения твердости модельного материала была рассмотрена модель стали 45, полученная методом растягивания согласно методике [100]. Образец имел твердость 170 HB. Модуль упругости $E = 200$ МПа, $\mu = 0,28$, $\rho = 7850$ кг/ м³. Соотношение между границей текучести σ_s и величиной пластической деформации ε_p представлено в таблице 6.7.

Таблица 6.7 - Соотношение между границей текучести и величиной пластической деформации для стали 45 твердостью 170 HB

ε_p	0,002	0,004	0,01	0.015	0,05	0,1	0,15	0,42	5
σ_s , МПа	365	375	380	395	595	700	755	925	1450

Анимация вжатия индентора при решении 2D-задачи представлена на рисунке 6.25. Диаграмма изменения глубины лунки в этой постановке представлена на рисунке 6.23. Пример расчета внедрения индентора в 3D-постановке приведен на рис. 6.24. Необходимо обратить внимание, что

упругое восстановление составляет 0.095 мм. В таблице 6.8 приведены сравнения результатов расчетов, выполненных методами явного и неявного интегрирования в 2D- и 3D-постановке.

Анализ таблицы 6.8 показывает, что наименьшее время расчетов при прочих равных условиях обеспечивает неявный решатель. Это различие тем существеннее, чем меньше размер конечного элемента, поскольку время решения неявным решателем не зависит от размера КЭ, а зависит только от их количества. Следует отметить, что чем более мелкая КЭ-сетка, тем ближе совпадают один к одному результаты расчетов явным и неявным методами. 2D-модель, которая решается неявным решателем, обеспечивает наименьшее время решения.

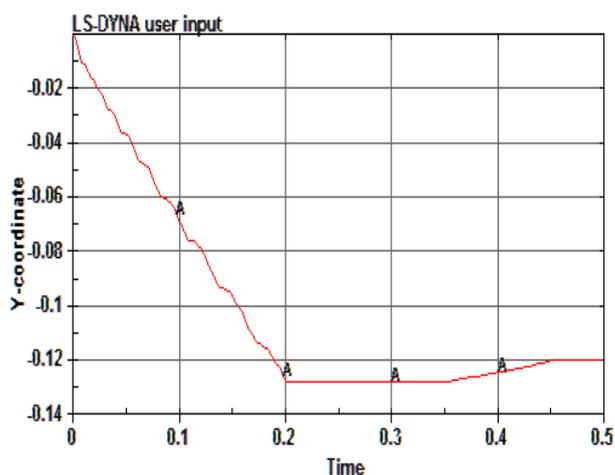


Рис. 6.23. Диаграмма изменения глубины лунки по времени вжатия индентора

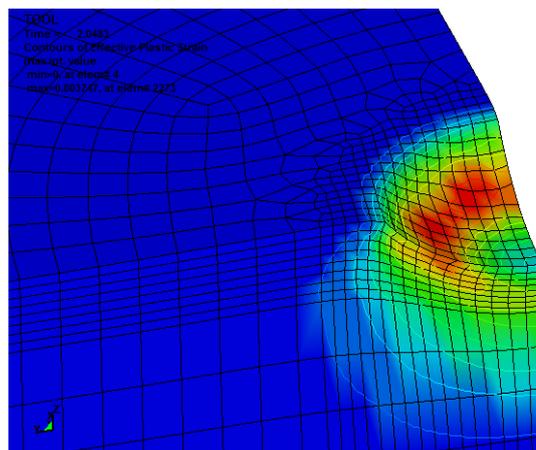


Рис. 6.24. Распределение эффективных пластических деформаций на поверхности лунки

Таблица 6.8 - Результаты расчетов для 2D- и 3D-моделей материала стали 45 твердостью 180 НВ по ГОСТ 9012 шариком диаметром 2,5 мм при нагрузке 1840Н

Размерность	Количество элементов в заготовке	Метод интегрирования	Время расчета, мин	Твердость по глубине внедрения		Твердость по диаметру отпечатка		
				h , мкм	НВ	d_{\min} , мм	d_{\max} , мм	НВ
2D	2749 $L_e = 6$ мкм	Явный	31,6	125	187	1,12	1,14	170-177
		Неявный	0,5	130	180	1,13	1,15	167-174
	2400 $L_e = 33$ мкм	Явный	3,6	129	182	1,1	1,19	155-183
		Неявный	0,12	119	197	1,08	1,16	164-191
3D	5544	Явный	66,5	124	189	1,03	1,2	155-216
		Неявный	23,0	142	165	1,02	1,2	154-216

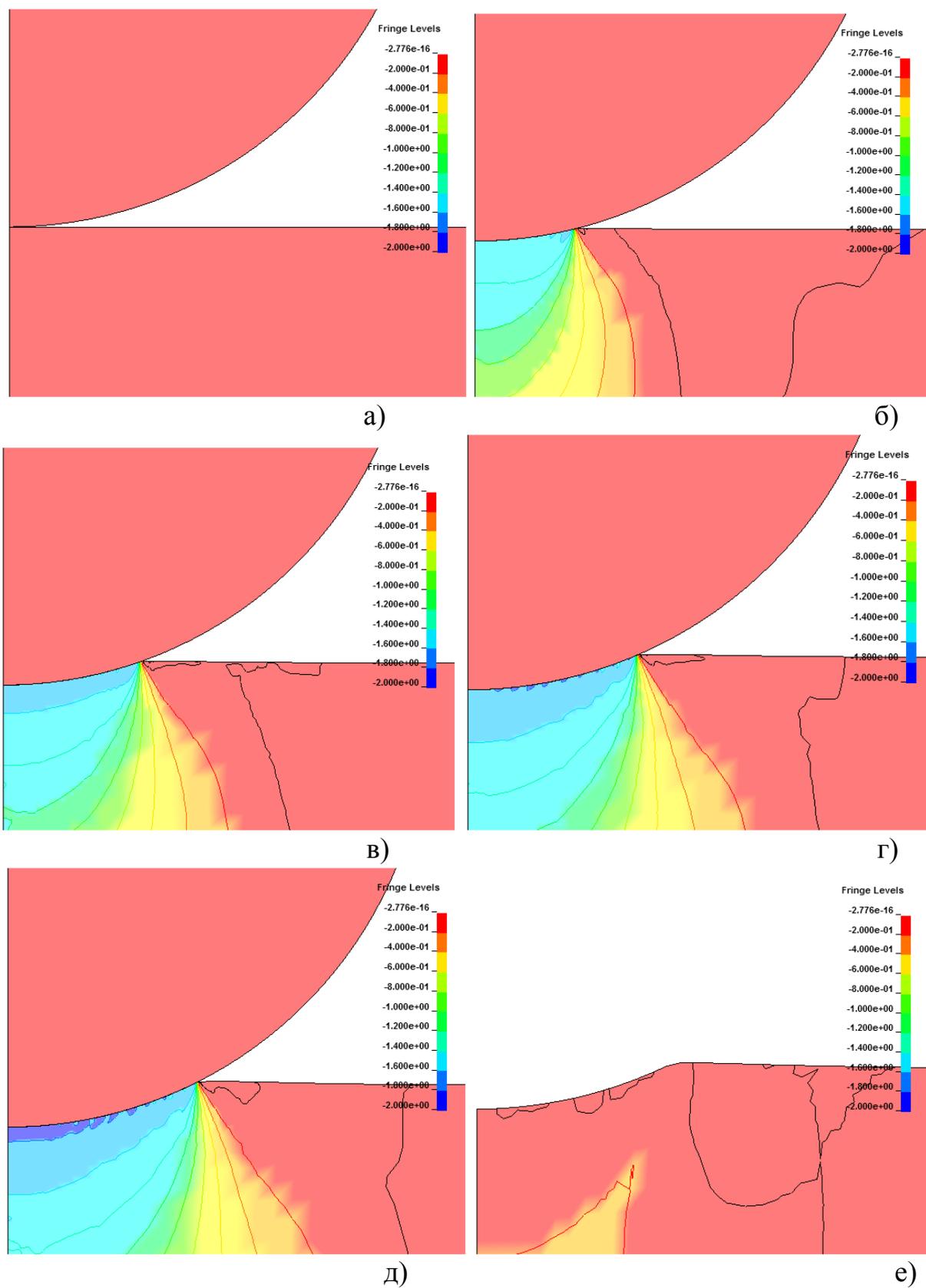


Рис. 6.25. Анимация вжатия индентора в 2D-постановке

6.7.2 Исследование влияния параметров определяющего уравнения на погрешность прогнозирования механических свойств

Хорошо известно, что механические характеристики материала связаны функциональной связью с его твердостью [101]. В частности, по данным О. М. Розенберга была установлена связь между октаэдрическим напряжением и твердостью по Виккерсу [102]:

$$\tau = 0,185HV. \quad (6.82)$$

Для малоупрочняющихся сталей соотношение между твердостью по Бринеллю и напряжениями при сжатии по данным Г. Д. Деля [101], также имеет линейный вид:

$$\sigma_i = 0,32HB. \quad (6.83)$$

Г. Д. Дель показал, что существует существенное влияние изменчивости на отношение твердости к интенсивности напряжения:

$$\frac{HV}{\sigma_i} = 1,64 \left(\frac{d\sigma_i}{d\varepsilon} \right)^{0,155}. \quad (6.84)$$

Известны и другие исследования, например [93, 103], в которых сделаны аналогичные выводы.

Таким образом, можно ожидать, что виртуальная твердость по Бринеллю, связана с механическими характеристиками материала и, таким образом, с параметрами его определяющего уравнения, может быть мерой погрешности определяющего уравнения при ее сравнении с реальной твердостью. Вместе с тем, величина пластической деформации в лунке, как правило, не превышает 0,4. Поэтому погрешность определяющего уравнения можно оценить лишь при малых и средних пластических деформациях.

С целью установления связи между параметрами A, B, n и твердостью HV по Бринеллю был проведен виртуальный эксперимент согласно плану, представленного в таблице 6.9. Граница прочности σ_B рассчитывалась из уравнений (6.24) и (6.25).

Таблица 6.9 - План и результаты эксперимента

Номер опыта	A , МПа	B , МПа	n	h , мкм	F , мм ²	НВ, МПа	НВф, МПа	ΔHB	σ_y , МПа
1	920	920	0,688	63,6	0,500	3684	3665	18	1122
2	920	920	0,112	48,5	0,381	4830	4738	92	1569
3	920	180	0,688	70,0	0,550	3347	3532	-185	922
4	920	180	0,112	63,7	0,500	3678	3538	140	1030
5	180	920	0,688	193,0	1,516	1214	1311	-97	605
6	180	920	0,112	81,9	0,643	2861	2633	228	875
7	180	180	0,688	298,0	2,340	786	835	-49	219
8	180	180	0,112	210,0	1,649	1116	1091	25	306
9	1000	550	0,400	59,2	0,465	3957	3998	-41	1173
10	100	550	0,400	233,0	1,830	1005	1081	-75	406
11	550	1000	0,400	81,0	0,636	2892	3078	-186	1026
12	550	100	0,400	110,0	0,864	2130	2060	70	567
13	550	550	0,750	101,0	0,793	2320	2050	270	651
14	550	550	0,050	94,8	0,745	2471	2857	-386	1005
15	550	550	0,400	91,7	0,720	2555	2378	177	772

Определенное по этим данным уравнение связи параметров определяющего уравнения и твердости имеет вид

$$HB = a_0 + a_1A + a_2B + a_3n + a_4AB + a_5Bn + a_6An + a_7A^2 + a_8B^2 + a_9n^2, \quad (6.85)$$

где коэффициенты a_i представлены в таблице 6.10.

Таблица 6.10 - Коэффициенты полинома и оценка их значимости

	Коэффициенты полинома (6.85)									
	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9
Значения коэффициента	450,0	2,473	1,436	-593,8	-0,00062	-2,500	0,5840	0,0008	0,0009	617,7
t_i	54,637	23,571	8,225	6,522	1,433	4,474	1,045	1,355	1,604	0,633
$t_{\text{Стьюдента}} (0,1;15)$	1,76									
Оценка значимости по критерию Стьюдента [t]=t(0,1,14)=1.76	З	З	З	З	Н	З	Н	Н	Н	Н

Примечание. «З» - значимый, «Н» - незначимый

Отсюда видно, что совместное влияние коэффициентов A и B , а также A и n незначительно. При этом влияние этих коэффициентов A , B и n на НВ линейное. Значащее также взаимовлияние B и n , что подтверждается

еще и тем, что твердость связана с условной границей прочности, которая может быть вычислена по формуле (6.25).

Степень влияния ошибок идентификации коэффициентов A, B, n оценивалась путем расчета относительной погрешности расчета HB при погрешности каждого из коэффициентов в 1%:

$$\Delta A = 0.01A, \Delta B = 0.01B, \Delta n = 0,01n, \quad (6.86)$$

$$\Delta HB = \frac{\partial HB}{\partial A} \Delta A + \frac{\partial HB}{\partial B} \Delta B + \frac{\partial HB}{\partial n} \Delta n, \quad (6.87)$$

Результаты анализа представлены на рисунке 6.27. Эти данные показывают, что наиболее существенно влияет на погрешность прогноза твердости погрешность коэффициента A , и более чем в три раза меньше влияние оказывают погрешности определения коэффициентов B и n . Вместе с тем расчеты показывают, что влияние A на погрешность уменьшается с уменьшением его величины. В этом случае возрастает роль коэффициента B . Необходимо также отметить, что суммарная относительная погрешность прогноза твердости оказалась в 1,25 раза меньше, чем заданная погрешность коэффициентов A, B, n , что свидетельствует о возможности получения достаточно точных прогнозов твердости при довольно значительных погрешностях коэффициентов определяющего уравнения.

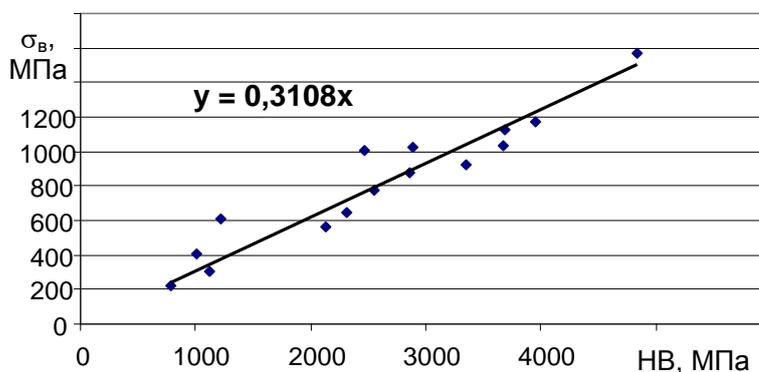


Рис. 6.26. Связь между границей прочности и твердостью материала по Бринеллю, установленная в модельном эксперименте

Сопоставление границы прочности и твердости, рассчитанных в широком диапазоне определяющих уравнений, показало, что эти величины имеют линейную связь с коэффициентом 0,311, близким по значению к коэффициенту, который приводит в своей работе Г. Д. Дель, (см. (6.83)). Это еще раз косвенно подтверждает правильность разработанной модели и метода измерения виртуальной твердости (рис. 6.26).

Степень влияния погрешностей идентификации коэффициентов A, B, n на границу прочности оценивалась аналогично такому же исследованию влияния этих коэффициентов на твердость НВ (рис. 6.28). Анализ показал, что общая тенденция влияния коэффициентов A, B, n аналогична влиянию этих коэффициентов на твердость НВ, однако выявлено существенное увеличение степени влияния коэффициента B при сохранении степени влияния других коэффициентов на предыдущем уровне.

Степень влияния погрешностей идентификации коэффициентов A, B, n на действительную границу прочности S_k оценивалась аналогично такому же исследованию влияния этих коэффициентов на твердость НВ (рис. 6.29). Выявлено более существенное увеличение степени влияния коэффициента B , существенное уменьшение степени влияния коэффициента n и небольшое уменьшение влияния коэффициента A .

Таким образом, проведенные исследования показали, что неопределенность механических характеристик материала, заданного определяющим уравнением, в наибольшей степени определяется неопределенностью коэффициентов A и B определяющего уравнения, причем чем больше величина пластической деформации, тем влияние неопределенности B больше. Влияние коэффициента n наименьшее и уменьшается с увеличением пластической деформации. Числовой анализ показал, что неопределенность механических характеристик не менее чем в 1,75 раза меньше неопределенности коэффициентов, то есть, например, неопределенность (погрешность) действительной границы прочности в 1% может быть обусловлена неопределенностью B лишь на 1,75%.

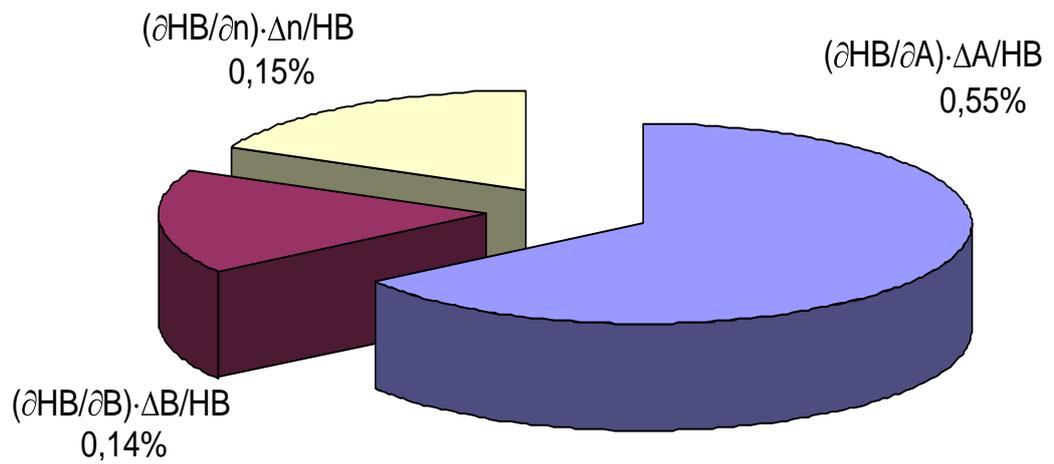


Рис. 6.27 - Внос погрешности каждого из коэффициентов A, B, n в общую относительную погрешность прогнозирования твердости HB

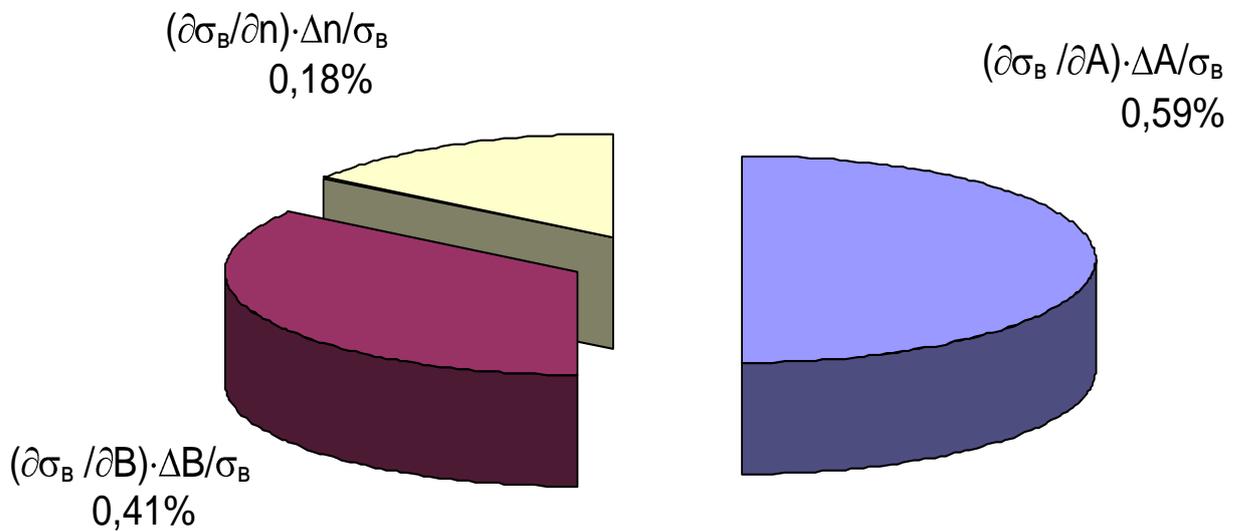


Рис. 6.28 - Внос погрешности каждого из коэффициентов A, B, n в общую относительную погрешность прогнозирования границы прочности B, n в общую относительную погрешность прогнозирования границы прочности σ_B

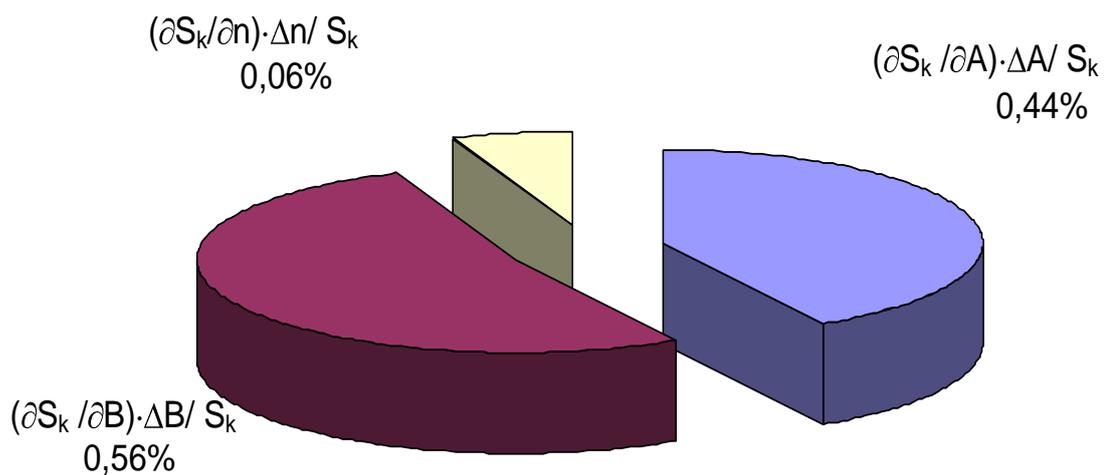


Рис. 6.29 - Внос погрешности каждого из коэффициентов A, B, n в общую относительную погрешность прогнозирования действительной границы прочности S_k при $\varepsilon_p = 2,0$

6.8 Определяющие уравнения и уравнения пластичности некоторых материалов

Проиллюстрируем разработанную методику на примере идентификации определяющих уравнений для таких материалов: сталь 45, сталь 12Х18Н10Т, титановый сплав ВТ22, сплавы ВТ1-0. Короткая характеристика образцов приведена в таблице 6.12.

Все указанные материалы были подвергнуты испытаниям на растягивание-сжатие и резание по вышеописанной методике. Результаты испытаний представлены в таблицах 6.11, 6.13, 6.14. Коэффициенты определяющего уравнения определяются по данным таблиц 6.13 и 6.14. Коэффициенты уравнения пластичности определяются по данным таблиц 6.13, 6.14.

Результаты показывают, что наибольшая способность к деформационному упрочнению присуща стали 12Х18Н10Т, а наименьшая – стали 45. Наибольшая степень скоростного упрочнения присуща стали 12Х18Н10Т, а наименьшая – титановым сплавам. Температура существенно всего влияет на свойства стали 45 и титановых сплавов, а меньше всего – стали 12Х18Н10Т.

Сопоставление рассчитанной по определяющему уравнению твердости с вымеренной твердостью показывает, что полученные уравнения удовлетворительно описывают поведение материала в области малых деформаций. Сопоставление рассчитанных границ прочности и действительного напряжения при разрыве с экспериментальными данными показывает достаточное совпадение определяющих уравнений в области средних и больших пластических деформаций.

Таблица 6.11 - Сводная таблица коэффициентов определяющего уравнения и уравнения пластичности

Материал	A	B	n	C	m	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Сталь 45 (HB 140)	410	280	0.47	0.0037	1.1	0	1,3	-0,17	0,063	2,8
Сталь 12X18H10T (HB160)	280	1215	0.43	0.0310	1.0	0	1,15	-0,1	-0,015	-0,5
Сплав ВТ22 (HRC 41)	845	660	0.08	-0.024	1.20	0	0,1	-0,53	0,134	22,9
Сплав ВТ1-0 (HB160)	120	895	0.39	0.0066	0.85	0	2,5	-0,4	0	4.5

Таблица 6.12 - Характеристика образцов из испытываемых материалов

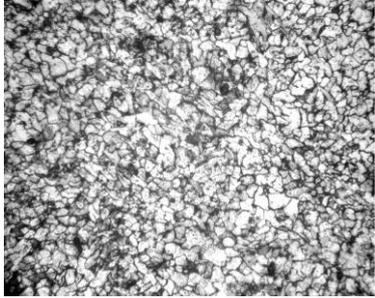
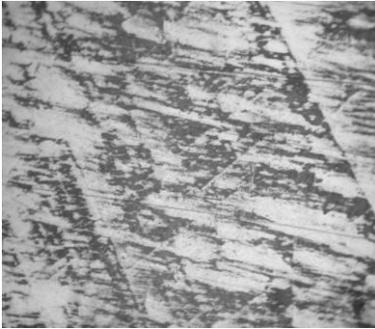
Материал	Твердость	Тип кристаллической решетки	Бал зерна	Фотография микроструктуры
Сталь 45	НВ130	ОЦК	8-9 по ГОСТ5639	
Сталь 12X18H10T	160 НВ	ГЦК	9-10 по ГОСТ5639	
Сплав ВТ22	41HRC	ГПУ, ОЦК	4-5	
Сплав ВТ1-0	160НВ	ГПУ	3-4	

Таблица 6.13 - Результаты испытаний материалов на растягивание

Материал	Температура испытаний	Результаты испытаний (средние значения по 3 испытаниям)						Коэффициенты определяющего уравнения				Расчет по определяющим уравнениям		
		ε_u^p	$\sigma_{0,2u}$, МПа	$\varepsilon_{ув}^p$	σ_{σ} , МПа	ε_{uk}^p	S_k , МПа	A, МПа	B, МПа	n	m	HB, МПа	σ_B , МПа	S_k , МПа
Сталь 45 (HB 131)	20	0,002	430	0,031	463	1,168	696	414	263	0,445	1,10	151	463	696
	400	0,002	428	0,074	470	1,144	704	406	282	0,406		153	470	704
	525	0,002	259	0,075	366	1,451	572	122	421	0,180		119	366	572
	700	0,002	101	0,077	114	3,896	328	98	102	0,598		37	114	328
Сталь 12X18H10T (HB160)	20	0,002	292	0,268	683	0,641	1184	233	1136	0,476	1,00	229	703	1153
	20	0,002	384	0,433	807	0,772	1383	283	1220	0,400		263	807	1383
	20	0,002	421	0,426	867	0,637	1398	313	1300	0,400		283	867	1398
Сплав ВТ22 (HRC41)	20	0,002	1247	0,017	1300	0,156	1418	845	661	0,080	1,19	426	1305	1415
	665	0,002	833	0,021	964	1,513	989	23	977	0,022		295	903	1009
Сплав ВТ1-0 (HB160)	20	0,002	196	0,501	532	1,181	1074	118	893	0,392	0,86	174	532	1074

Примечание. Коэффициент вариации не превышает 7%.

Таблица 6.14 - Результаты испытаний материалов на ортогональное резание

Материал	Режим резания		Результаты эксперимента (средние значения 3 испытаний)				Результаты расчета														
	V , м/мин	S , мм/об	P_Z , Н	P_Y , Н	K_L	Δy , мкм	Φ , °	L_{OA} , мм	V_τ , м/с	P_{ZY} , Н	$P_{Y\gamma}$, Н	ε_p	$\dot{\varepsilon}_p$, с ⁻¹	P_τ , Н	T , °C	τ_{OA} , МПа	τ_S , МПа	K_T	K_ε	C	\bar{C}
Сталь 45 (HB 140)	50	0,1	849	417	3,86	39	0,3	0,389	831	616	266	2,24	12343	527	249	339	474	0,858	0,833	-0,0177	0,0037
	50	0,2	1465	682	3,54	72	0,3	0,715	834	1232	531	2,07	6729	1034	262	361	465	0,850	0,914	-0,0097	
	100	0,1	886	468	3,74	38	0,3	0,377	1664	636	227	2,17	25478	553	278	367	471	0,839	0,928	-0,0071	
	100	0,2	1610	941	2,95	60	0,3	0,602	1684	1360	700	1,76	16151	1050	288	436	448	0,833	1,169	0,0174	
	100	0,3	2307	1279	2,81	86	0,4	0,863	1690	2057	1038	1,68	11304	1568	311	454	444	0,818	1,251	0,0269	
	100	0,4	2538	1393	2,86	117	0,3	1,170	1687	2288	1152	1,71	8329	1756	273	375	446	0,843	1,000	-0,0000	
	150	0,1	775	448	3,24	33	0,3	0,329	2512	485	116	1,91	44115	427	226	325	457	0,872	0,815	-0,0173	
	150	0,2	1520	897	3,08	63	0,3	0,627	2519	1230	565	1,82	23203	985	287	393	452	0,834	1,043	0,0043	
	150	0,3	2092	1085	2,82	87	0,4	0,866	2534	1802	753	1,69	16895	1429	303	413	444	0,824	1,128	0,0131	
	150	0,4	2662	1254	2,66	109	0,4	1,094	2545	2372	922	1,61	13434	1871	303	427	440	0,823	1,181	0,0191	
	150	0,5	3104	1414	2,51	130	0,4	1,297	2559	2814	1082	1,53	11389	2180	284	420	435	0,835	1,155	0,0166	
Сталь 12X18H10T (HB160)	16	0,1	372	239	2,65	28	0,4	0,283	282	372	239	1,75	5744	263	540	929	1052	0,630	1,403	0,0465	0,031
	16	0,15	501	305	1,83	31	0,5	0,313	301	501	305	1,37	5554	294	457	939	964	0,687	1,418	0,0485	
	16	0,2	711	454	2,07	46	0,5	0,459	293	711	454	1,47	3684	443	510	963	989	0,651	1,498	0,0606	
	28	0,1	369	276	2,47	27	0,4	0,267	497	369	276	1,66	10771	239	522	896	1032	0,643	1,351	0,0378	
	28	0,15	568	432	2,49	40	0,4	0,402	498	568	432	1,67	7144	366	549	910	1034	0,624	1,411	0,0463	
	28	0,2	668	437	1,99	45	0,5	0,446	517	668	437	1,44	6684	401	488	899	981	0,666	1,376	0,0427	
	59	0,1	326	249	2,74	29	0,3	0,292	1055	326	249	1,79	20860	221	501	756	1061	0,657	1,085	0,0085	
	59	0,15	431	291	1,49	27	0,6	0,269	1191	431	291	1,25	25578	195	388	726	932	0,734	1,061	0,0060	
	59	0,2	531	352	1,90	43	0,5	0,429	1115	531	352	1,40	15010	306	431	714	971	0,705	1,043	0,0045	

Продолжение таблицы 6.15

Материал	Режим резания		Результаты эксперимента (средние значения 3 испытаний)				Результаты расчета														
	V , м/мин	S , мм/об	P_Z , Н	P_Y , Н	K_L	Δy , мкм	Φ , °	L_{OA} , мм	V_τ , м/с	P_{ZY} , Н	$P_{Y\gamma}$, Н	ε_p	$\dot{\varepsilon}_p$, с ⁻¹	P_τ , Н	T , °C	τ_{OA} , МПа	τ_S , МПа	K_T	K_ε	C	\bar{C}
Сплав BT22 (HRC41)	5,64	0,1	218	196	1,20	16	0,7	0,156	122	123	0	1,17	4523	95	338	607	875	0,844	0,823	-0,0211	-0,023
	12,51	0,1	214	215	1,30	16	0,7	0,164	263	207	74	1,19	9260	119	438	727	875	0,787	1,056	0,0062	
	27,595	0,1	236	263	1,30	16	0,7	0,164	580	138	0	1,19	20426	109	429	668	875	0,792	0,963	-0,0038	
	5,64	0,2	377	322	1,10	30	0,7	0,297	127	282	100	1,16	2467	142	280	476	874	0,875	0,622	-0,0483	
	12,51	0,2	398	355	1,10	30	0,7	0,297	282	391	214	1,16	5472	145	306	489	874	0,861	0,650	-0,0407	
	5,64	0,3	483	218	1,10	45	0,7	0,446	127	388	0	1,16	1645	287	392	644	874	0,814	0,906	-0,0127	
	12,51	0,3	618	396	1,20	47	0,7	0,469	271	611	255	1,17	3344	306	433	654	875	0,790	0,946	-0,0067	
	27,595	0,3	613	599	0,97	42	0,8	0,417	662	515	318	1,16	9156	129	230	310	874	0,901	0,393	-0,0665	
Сплав BT1-0 (HB160)	10	0,1	231	108	1,15	16	0,7	0,164	236	140	26	1,34	8286	95	450	644	646	0,669	1,491	0,0544	0,007
	10	0,2	362	208	1,15	33	0,7	0,328	236	271	126	1,34	4143	138	347	468	646	0,736	0,984	-0,0019	
	20	0,05	143	124	1,1	8	0,7	0,080	481	71	40	1,33	34650	30	295	423	645	0,770	0,852	-0,0141	
	20	0,1	202	134	1,1	16	0,7	0,160	481	130	50	1,33	17325	70	361	488	645	0,726	1,042	0,0043	
	20	0,2	344	214	1,1	32	0,7	0,320	481	272	130	1,33	8663	131	357	455	645	0,729	0,969	-0,0034	

6.9 Выводы

1. Необходимый для прогнозирующего моделирования напряженно-деформированного и теплового состояния в объеме лезвия заготовки, стружки и лезвия комплекс термомеханических свойств материалов состоит из определяющего уравнения (6.1), уравнения состояния и уравнения пластичности (6.2) обрабатываемого материала, уравнений зависимости от температуры плотности, теплоемкости и теплопроводности обрабатываемого и инструментального материалов. Таким образом, в общем случае моделирования процесса резания на уровне детализации «Лезвие», кроме упругих свойств обрабатываемого и инструментального материалов E и μ , необходимо определение еще 11 констант физико-термомеханических свойств ($A, B, n, C, m, D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, \sigma_{\max}$) и трех уравнений-полиномов ($\rho=\rho(T), C_m=Cm(T), \lambda=\lambda(T)$), которые определяют нелинейные физико-термомеханические свойства этих материалов.

2. Разработаны методологические основы экспериментального определения (идентификации) числовых показателей физико-термомеханических свойств моделей обрабатываемых материалов - 11 указанных в п. 1 констант.

3. Для исследований механических свойств материалов при температурах до 900°C разработана экспериментальная установка путем модернизации и оснащения стандартной машины УМЭ-10М современными измерительными приборами (тензометрическим динамометром с температурной компенсацией и отдельной способностью 24bit, независимым контроллером температуры, оптическим датчиком линейных перемещений траверсы с дискретностью 10 мкм, ПЭВМ для автоматизированной обработки результатов) и дополнительными захватами для образцов специальной формы.

4. Для определения констант A, B, n, C, m и D_1, D_2, D_3, D_4, D_5 определяющего уравнения и уравнения пластичности в работе разработаны

специальные методики и алгоритмы экспериментальных испытаний на растяжение и сжатие и обработки результатов. Поправку на скорость деформации предложено определять из опытов по ортогональному резанию исследуемых материалов. Проведены испытания и определены указанные константы для пяти материалов сталь 45 (HB 140), сталь 12X18H10T (HB160), сплав BT22 (HRC41) и сплав BT1-0 (HB160).

5. Поскольку на практике часто являются известными лишь стандартные механические характеристики материала $\sigma_{0.2}$, σ_b , δ , ψ_K , обусловленные ГОСТ 1497-84, дополнительно предложена для металлов методика определения констант определяющего уравнения по этим показателям, обеспечивающая оценку констант с погрешностью, не превышающей 21% в диапазоне твердости от 2000 до 5000 МПа. В результате проведенных расчетов получены оценки определяющих уравнений для 38 сталей

7 ИССЛЕДОВАНИЕ АДГЕЗИОННЫХ СВОЙСТВ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

7.1 Идентификация модели адгезионной составляющей сил трения при больших пластических деформациях

7.1.1 Постановка задачи

Комплекс трибологических свойств материалов, находящихся в процессе резания в контактном взаимодействии, складывается из уравнений, связывающих температуру и нормальные напряжения на контактной поверхности с касательными напряжениями (см. п. 1.2.3 и раздел 2). Соотношения между касательными напряжениями τ_i и показателями термомеханического состояния приняты в виде

$$\tau_i = \tau_a + \tau_d, \tau_d = \mu_d \cdot \sigma_n, \tau_a = \tau_0 + \beta_0 - k_b \cdot \max(0; T - T_k) \cdot \sigma_{nr}, \quad (7.1)$$

где τ_a – касательные напряжения адгезионного сопротивления скольжению; τ_d – касательные напряжения деформационного сопротивления скольжению; σ_n, σ_{nr} – номинальные и фактические нормальные напряжения. Константы τ_0 (прочность адгезионных связей), β_0 (коэффициент упрочнения адгезионных связей), k_b, T_k являются свойствами пары «обрабатываемый-инструментальный» материал и отображают влияние температуры и нормальных напряжений на адгезионную составляющую сил трения, а константа μ_d – деформационный коэффициент трения – микрорельефа поверхности инструмента, упругих свойств материалов системы и деформированного состояния обрабатываемого материала на деформационную составляющую сил трения.

Таким образом, в общем случае моделирования процесса резания на уровне детализации «Лезвие» должны быть определены 5 констант ($\tau_0, \beta_0, k_b, T_k, \mu_d$), отображающих трибологические свойства контактирующей пары.

Анализ процессов в контакте инструмента с заготовкой (п. 1.2.3.1), а также термомеханики процесса трения (п. 1.2.3.3) позволил установить, что сопротивление относительно скольжению формируется в результате довольно сложных контактных процессов. В связи с изменением контактного давления, температуры и скорости скольжения на поверхности контакта одновременно может происходить взаимодействие в разных режимах: внешнее, внутреннее или предельное трение скольжения. Одновременно существуют участки, где реализуются условия трения покоя (застойная зона).

Режим внутреннего трения полностью определяется величиной границы текучести при локальных температуре, величине и скорости пластической деформации. Режим внешнего трения определяется параметрами как деформационной, так и молекулярной (адгезионной) составляющих. Деформационную составную опору скольжению с достаточной степенью точности можно вычислить по механическим характеристикам обрабатываемого материала, микрогеометрии поверхности инструмента и величине действительного давления в контакте. Надежные методы расчетов молекулярной составляющей силы сопротивления скольжению, исходя из характеристик трущихся тел, еще не созданы. Поэтому коэффициенты τ_0 и β должны быть определены для каждой пары «обрабатываемый-инструментальный» материал экспериментально в диапазоне контактных давлений от 0 до $2-3\sigma_T$ и диапазоне температур от комнатной до температуры теплостойкости инструментального материала и температуры плавления обрабатываемого материала. Скорость скольжения в этом случае не имеет существенного значения (п.1.2.3.3).

Важным условием проведения экспериментальных измерений является ювенильность поверхностей трения и соответствие технологической среды той, которая будет использоваться при резании. В связи с этим необходимо обеспечить постоянное восстановление материалов, находящихся в контакте.

Поскольку структура обрабатываемого материала влияет на адгезионные параметры, эксперименты должны проводиться с образцами,

имеющими одну и ту же твердость и структуру, которые будут использованы при резании.

7.1.2 Критический анализ известных способов измерения характеристик трения

За всю историю развития трибологии разработано большое количество разных устройств для измерения силы сопротивления скольжению и коэффициента трения, в том числе и при резании.

Известные способы измерения параметров трения можно условно разделить на три группы (табл. 7.1):

- 1) Измерение параметров трения из процесса резания.
- 2) Измерение параметров трения из процессов обработки давлением.
- 3) Измерение параметров трения из модельных экспериментов.

Не смотря на то, что в первой группе способов реализуются условия собственно резания, все-таки измеренные в процессе эксперимента параметры трения (средний коэффициент трения f_c или зависимость $\tau_n = \tau_n \sigma_N$) носят лишь частный характер, поскольку разделить сложное влияние разных факторов (силовое и тепловое взаимодействие, наростоформирование и др.) и режимов трения практически не возможно.

Способы второй и третьей группы позволяют реализовать трение в заданных условиях, характеризующихся режимом трения, равномерностью контактного напряжения на плоскости контакта, возможностью создания повышенной температуры испытаний. Вместе с тем, для большинства из них характерна проблема с эквивалентностью условий по чистоте и/или структурой тел в паре трения. Например, если в способе №4 (табл.7.1) возможно обеспечить необходимую твердость и структуру поверхности к эксперименту, то удалить пленки оксидов практически не возможно. С другой стороны, в способах № 6, 7, 8, 9, даже если и подготовить поверхность трения, создав в ней необходимую твердость и структуру, то в процессе трения по одной и той же поверхности произойдет ее упрочнение и результат измерений в сравнении с процессом резания может

существенным образом искажаться и быть просто не правильным. В то же время трение по одной и той же поверхности является преимуществом способа №9 (рис. 7.1), поскольку обеспечивает разрушение окислительных пленок на поверхности контакта. Ю. Н. Внуков показал [106], что процесс трения в способе №9, характеризующийся мягкой схемой нагрузки, происходит с последовательным страгиванием, разрушением пленок оксидов на контактной поверхности, увеличением количества мостиков схватывания и стабилизацией процесса их образования и разрушения, которая наблюдается уже при значительном относительном перемещении и может вообще не наблюдаться из-за развития внутреннего трения.

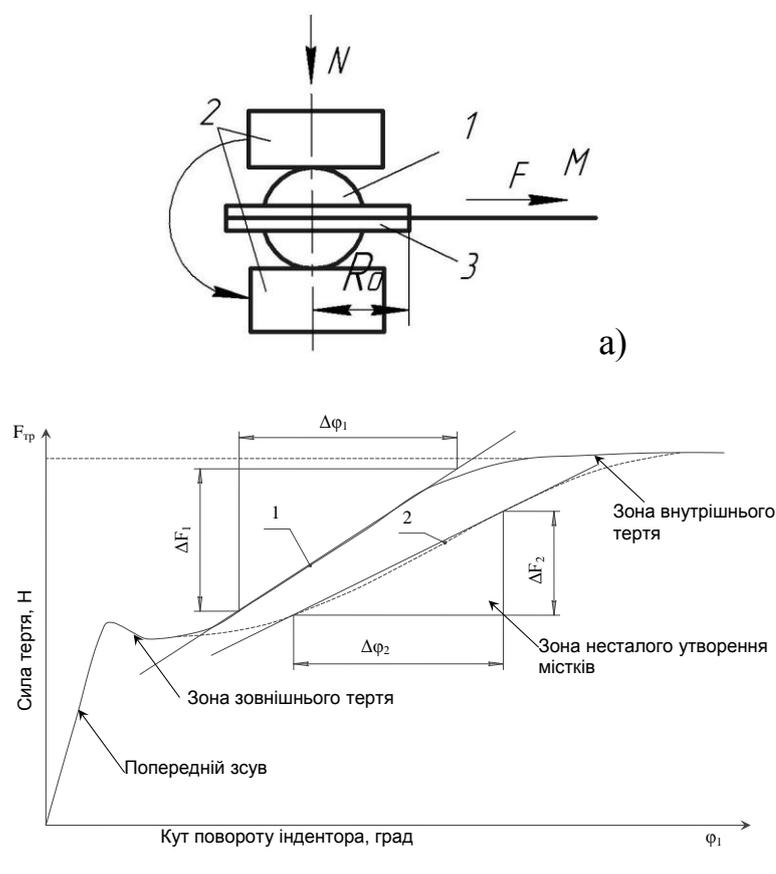


Рис. 7.1. Схема измерения коэффициента трения способом №9 [107] и схема изменения силы трения в испытаниях (по Ю. М. Внукову [106])

Практически во всех исследованиях трения определялся коэффициент внешнего трения, который являлся суммой как адгезионной, так и деформационной составляющих. Наверное, единственной попыткой выделить адгезионную составляющую является объемное исследование

Л. Ш. Шустера [108], проведенное способом №9 в широком диапазоне контактных давлений и температур. Выделение адгезионной составляющей выполнялось путем максимального уменьшения деформационной составляющей за счет тщательного полирования индентора и удаления из него пленок оксидов растворителями. Рассматривая участок внешнего трения на диаграмме (рис. 7.1б) до момента начала неустановившегося образования мостиков схватывания, Л. Ш. Шустер и В. Л. Коротченко установили, что напряжение, обусловленное адгезией, отвечает линейной модели (7.1). Их результаты свидетельствуют о незначительном изменении τ_0 (20-50 МПа) и β_0 (0,02-0,05) вплоть до температуры 700°C. Эти колебания скорее всего связаны с погрешностью измерений. Поэтому в первом приближении константы k_b и T_k влияния температуры могут определяться по приближенной формуле, вытекающей из исследований Л. Ш. Шустера (рис. 1.31):

$$T_k \approx 700^\circ\text{C}, k_b = \beta_0 / 300. \quad (7.2)$$

Позднее Ю. Н. Внуков показал [106], на участке внешнего трения адгезионная активность пары оказывается слабой из-за наличия пленок оксидов, которые еще не успели разрушиться. Наиболее чувствительной к адгезионной активности материалов пары трения является кривая (рис. 7.1б) в зоне роста количества мостиков схватывания, которая может увеличивать свой наклон с увеличением адгезии. Вместе с тем непонятно, какой точке на диаграмме соответствуют условия на контактной поверхности инструмента. Ведь путь, который прошел индентор в эксперименте в десятки раз больше чем длина контакта на передней поверхности.

Таким образом, все известные способы позволяют лишь качественно оценить условия трения и дают лишь приближенную количественную оценку адгезионной части сил трения скольжения на передней поверхности.

Для решения этой проблемы в работе разработан новый способ измерения адгезионной составляющей с получением ее числовой оценки.

7.1.3 Идея способа измерения адгезионной составляющей силы трения скольжения при большом контактном давлении

Основной проблемой известных способов измерения адгезионной составляющей является невозможность стабилизации микрорельефа поверхности контртела (менее крепкого тела) с сохранением режима внешнего трения. Для исследования причин этого явления выполнено моделирование скольжения тучного контртела относительно шероховатого индентора по схеме мягкой нагрузки (нагрузка силой постоянной величины). Методика моделирования описана в разделе 2.

Динамика контактного взаимодействия продемонстрирована на рисунке 7.2. После внедрения индентора с силой P происходит относительное скольжение двух тел. Микронеровности, погруженные в поверхность контртела, приводят к ее деформации и упрочнению. С увеличением относительного сдвига происходит разрушение поверхности контртела за счет удаления деформированных частичек его материала из поверхности и увеличения фактической плоскости контакта. Под действием постоянной по величине нормальной силы процесс внедрения микронеровностей в контртело повторяется, хотя и на меньшую глубину. С каждым циклом фактическая плоскость контакта увеличивается, пластическая деформация поверхности увеличивается. Весь процесс сопровождается разрушением поверхности. В некоторый момент времени достигается равновесие, характеризующееся стабилизацией фактической плоскости контакта, но постоянным разрушением поверхности контртела – внутренним трением. Таким образом, при реализации мягкой схемы нагрузки фактически невозможно обеспечить стабилизацию фактической плоскости контакта при отсутствии разрушения поверхности контртела (внутреннего трения), что существенным образом снижает точность идентификации адгезионной составляющей силы трения скольжения.

Для решения этой проблемы предложено использовать жесткую схему нагрузки поверхности контакта перемещением индентора с одновременным контролем нормальной силы и момента трения в схеме №9. Проведенное моделирование динамики контактного взаимодействия тел продемонстрировало (рис. 7.3), что после внедрения индентора в поверхность контртела на глубину, обеспечивающую заданную нормальную силу, и начала скольжения также как и при мягкой схеме нагрузки в первые моменты времени происходит пластическая деформация поверхностных слоев контртела с дальнейшим их разрушением. Однако при жесткой нагрузке относительное положение индентора и контртела по нормали друг к другу остаются неизменными и определяются начальным внедрением. Поэтому дальнейшего внедрения микронеровностей индентора в уже укрепленную поверхность контртела на глубину, способную вызвать разрушение поверхности, не возникает и наблюдается скольжение с неизменной фактической площадью контакта, нормальной силой и силой трения. Это состояние длится до потери поверхностью контртела способности опираться разрушению через накопление разрушений. Наблюдаемая стабилизация дает возможность определения всех необходимых параметров для идентификации адгезионной составляющей.

Таблица 7.1

Классификация и короткая характеристика методов экспериментального определения параметров трения

Название метода		Измеренные величины (ссылки)	Максимальная скорость, м/с	Максимальное контактное давление, МПа	Возможная величина пути трения	Тем-ра, °С	Характер поверхности трения	Особенности метода
Непосредственно при реализации процесса резания								
1. По измеренным проекциям силы резания и усадки стружки		\bar{f} [69] m, f ([58, 109]) \bar{f} (А.с. 1265554SU)	0,1-10	2000	∞	400-1000	Ювенильная непрерывно обновляющаяся поверхность	Определение параметров модели трения расчетом по аналитической модели процесса с заданной эпюрой напряжения
По измеренным эпюрам контактных напряжений	2. Поляризац ионно-оптический	$\tau_n = \tau_n \sigma_n$ ([110, 111, 112])	1,2	30 (свинец) 320 (латунь)	∞	<100	Ювенильная непрерывно обновляющаяся поверхность	Определение эпюр напряжения на поверхности оптически прозрачного лезвия при резании мягких металлов в поляризованном свете
	3. Разрезного резца	$\tau_n = \tau_n \sigma_n$ ([110, 113, 92, 114])	4,2	1200		400-900		Определение эпюр напряжения на контактных поверхностях при резании ТС и БР разрезными резцами
Непосредственно при обработке давлением (примеры)								
4. Деформирующего протягивания трубы		f (А.с.1245955SU)	0,05	3000	∞	<160	Беспрерывно обновляющаяся поверхность с окислительными пленками	Определение параметров модели трения расчетом по аналитической модели процесса с заданной эпюрой напряжения
5. Оседание образцов		f [115, 116]	-	1600	малая	<1000	Контакт одних и тех же участков поверхности	Определение эпюр напряжения на поверхности оптически прозрачного лезвия при резании мягких металлов в поляризованном свете
Из модельных экспериментов								

Название метода	Измеренные величины (ссылки)	Максимальная скорость, м/с	Максимальное контактное давление, МПа	Возможная величина пути трения	Тем-ра, °С	Характер поверхности трения	Особенности метода
6. Индентор (сферический или плоский) по диску	f ([117, 118], А.с. 1201736SU)	5,0	250	средняя	-	Перемещение поверхностей по одним и тем же участкам	Средний коэффициент трения определяется по нормальной силе прижатия индентора и моменту обращения диска
7. Индентор (сферический, плоский или по форме лезвия) по плоскости	f ([119,120,121, 122], Пат. 6167745US, Пат. 7188516US, А.с. 1355912SU, А.с. 1469328SU)	0,015 – 1 зависимо от конструкции трибометра	5-1600 в зависимости от конструкции трибометра	средняя	20-600	Перемещение поверхностей по одним и тем же участкам	Средний коэффициент трения определяется по нормальной силе прижатия индентора и моменту обращения плоского контртела
8. Индентор (сферический или плоский) между плоскостями	f [123]	0,1	10000	средняя	20-1000	Перемещение индентора вдоль новой поверхности	Коэффициент трения определяется отношением нормальной силы сжатия плоскостей к силе, тянущей индентор
9. Сферический (конический) индентор, оборачивающийся между плоскостями	f_M, τ_0, β ([108, 106], Пат. 13014 UA, А.с. 1797009 SU)	0,0013	2000	средняя	20-1000	Перемещение поверхностей по одним и тем же участкам	Параметры трения оцениваются по величине момента обращения индентора, зажато между двумя плоскостями
10. Удар по плоскости (plate impact test)	f [124]	20-100,0	200,0-3000,0	малая	<1400 за счет саморазогрева	Перемещение индентора вдоль новой поверхности	Измерение среднего коэффициента трения на поверхности контакта между плоским индентром и плоскостью при сообщении индентору большого начального импульса силы под углом 30-35°
11. Закручивание стержня Кольского (torsion Kolsky pressure bar test)	f [125]	10	30-80	малая	<200 за счет саморазогрева	Перемещение поверхностей по одним и тем же участкам	Измерение среднего коэффициента трения на поверхности контакта между плоским индентром и плоскостью при задании индентору импульса момента
12. Маятниковый	f (А.с. 560170SU)	приблизительно 1	-	малая	-	Перемещение	Коэффициент трения

Продолжение таблицы 7.1.

Название метода	Измеренные величины (ссылки)	Максимальная скорость, м/с	Максимальное контактное давление, МПа	Возможная величина пути трения	Тем-ра, °С	Характер поверхности трения	Особенности метода
						индентора вдоль новой поверхности	оценивается по величинам нормальной и касательной сил, возникающих при перемещении индентора, закрепленного на маятнике, относительно контртела.

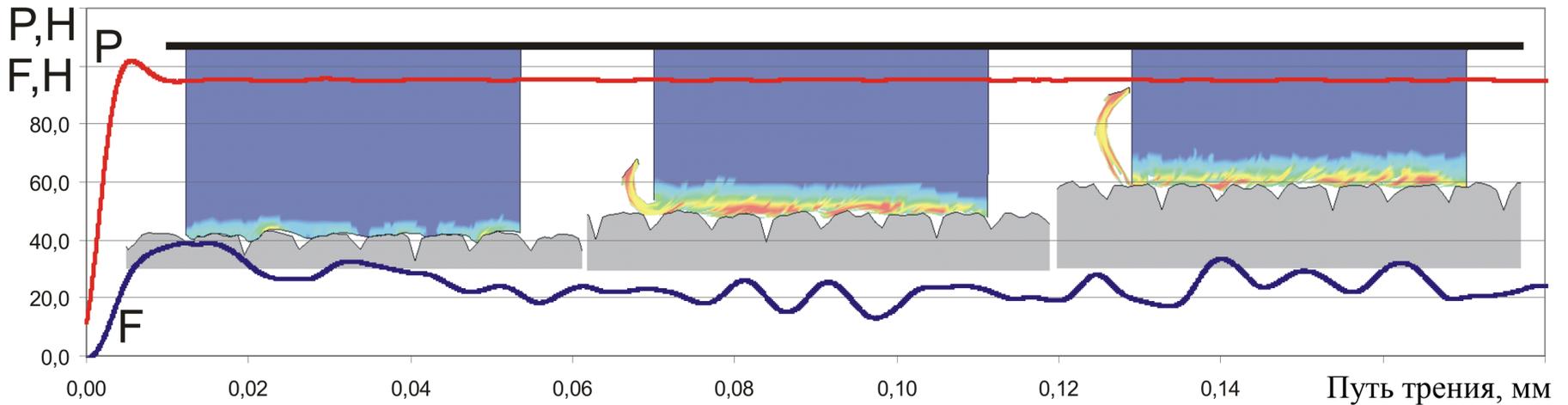


Рис. 7.2. Изменение поверхности контакта в процессе относительного скольжения индентора по контртелу при мягкой схеме нагрузки (распределение пластических деформаций: синий цвет – 0; красный цвет – 2,0)

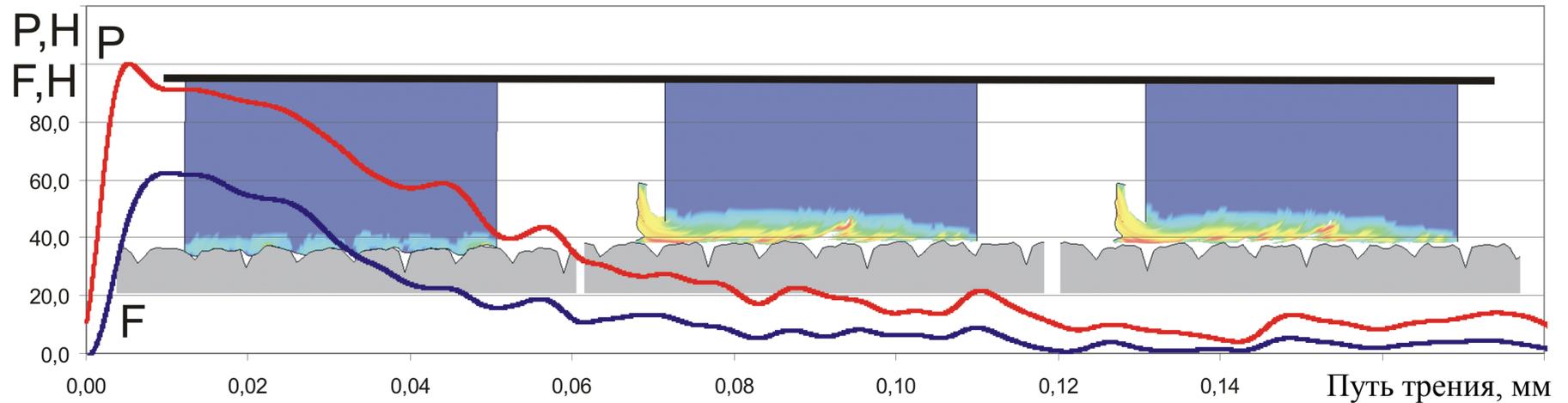


Рис. 7.3. Изменение поверхности контакта в процессе относительного скольжения индентора по контртелу при жесткой схеме нагрузки (распределение пластических деформаций: синий цвет – 0; красный цвет – 2,0)

7.1.4 Общий алгоритм идентификации адгезионной составляющей силы трения скольжения

В соответствии с п. 3.1 подлежат определению константы $\tau_0, \beta_0, k_b, T_k$. Для этого предложен следующий алгоритм (рис. 7.4): а) при нормальной температуре проводятся испытания на адгезиометре, реализующем трение сферического индентора из инструментального материала относительно образца из обрабатываемого материала при разном давлении в условиях жесткой нагрузки; б) определяют среднее касательное напряжение сопротивления скольжения; в) по известным параметрам микрорельефа индентора R_p, t_m рассчитывают μ_d для условий испытаний (см. раздел 4.1); г) определяют τ_0, β_0 путем вычитания деформационной составляющей касательного напряжения и экстраполяции полученных зависимостей на нулевое давление и их аппроксимации уравнением (7.1) при условии $T < T_k$; д) проводят испытание на адгезиометре при температурах $T = 600^\circ\text{C}, 700^\circ\text{C}$ и 800°C при одном давлении и рассчитывают константы k_b, T_k , аппроксимируя полученную зависимость уравнением (7.1).

Опираясь на опыт Л. Ш. Шустера в работе не выполнялись испытания при повышенных температурах для случаев, когда температура контактного взаимодействия ожидалась меньше 700°C . В первом приближении константы k_b и T_k могут быть определены по формуле (7.2).

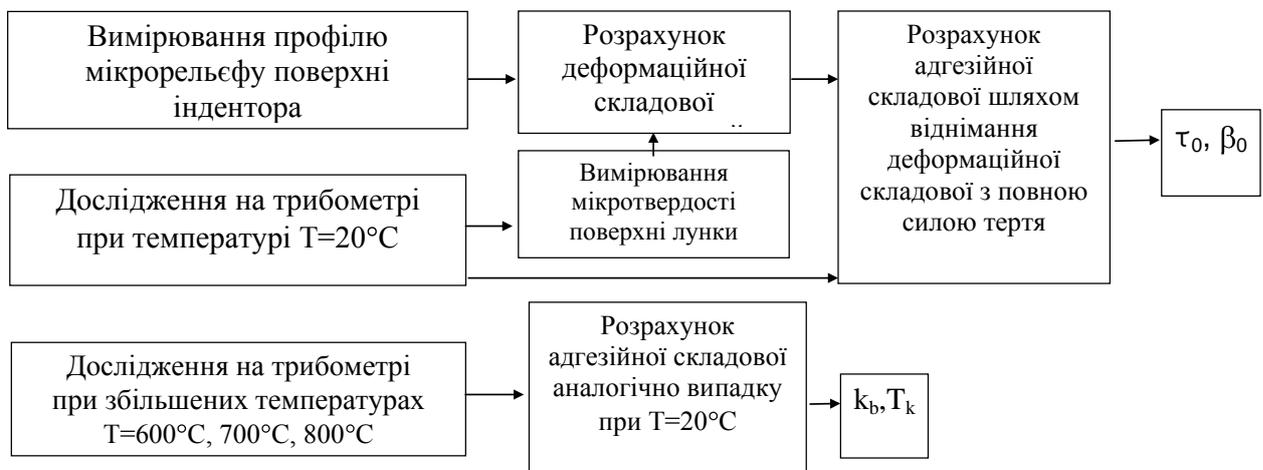


Рис. 7.4. Общий алгоритм измерения адгезионной составляющей коэффициента трения

7.1.5 Приборы, оборудование и методики измерений

7.1.5.1 Трибометр и методика измерения момента трения

Прототип устройства, обеспечивающего измерение момента трения методом сферического оборачиваемого индентора относительно плоского контртела с жесткой схемой нагрузки, реализован на базе вертикально-фрезерного станка 6Р12 (рис. 7.6). Выбор базовой системы для реализации устройства обусловлен необходимостью обеспечения высокой жесткости погрузочного механизма в направлении оси действия нормальной силы с возможностью одновременного добавления обращения вокруг этой же оси. Жесткость использованного станка составляла $j_z = 55$ мкм/кН.

Устройство работает следующим образом. На столе станка соосно с осью шпинделя устанавливают измерительное устройство (динамометр), позволяющий одновременно измерять нормальную к его базовой плоскости силу и крутящий момент. На базовую поверхность динамометра устанавливают контртело в виде пластины толщиной не менее 5 мм с параллельными боковыми поверхностями. В цанговом патроне закрепляют оправку с коническим центровым отверстием, выполненным с целью минимизировать биение совместно с оправкой непосредственно на фрезерном станке. Индентор в виде полированной сферы диаметром 6-9 мм с отклонением от округлости не более 5 мкм, заранее обезжиренной спиртом и обработанной активированным углем, размещают между поверхностью контртела, обработанного аналогичным способом, и конической оправкой (рис. 7.6). Базирование индентора осуществляют по конической поверхности центрального отверстия. Гильзу шпинделя зажимают в бабке шпинделя. Нагрузки осуществляют перемещением консоли станка вверх вдоль оси z . Силу нагрузки контролируют динамометром. Измерение момента трения проводят при шпинделе, оборачиваемом с частотой 31,5 об/мин. Малая частота обращения исключает разогревание контактной поверхности. Момент, оборачивающий индентор, передается через контактную поверхность «оправка-сфера», радиус которой в несколько раз больше радиуса образовавшейся лунки.

На рисунке 7.8 представлена диаграмма изменения нормальной силы и момента трения в процессе измерений. Видно, что в первые моменты времени момент трения интенсивно возрастает, а нормальная сила несколько спадает из-за интенсивной деформации контактной поверхности и изменения ее микрорельефа.

Далее интенсивность этих процессов замедляется и в определенный момент наступает стабилизация величины фактической плоскости контакта – момент трения и нормальная сила остается постоянной в пределах точности измерений. В этот момент измерения прекращают, быстро разгружая систему. Полученный отпечаток (рис. 7.5а) и поверхность индентора без существенных налипаний (рис. 7.5б) свидетельствуют о том, что при испытании между индентором и укрепленной поверхностью контртела имеет место внешнее трение.

Диапазон контактного давления выбирался в соответствии с рекомендациями [108]:

$$0,02 \leq h/r_1 \leq 0,2,$$

где h - глубина лунки, r_1 - радиус индентора. Пробные эксперименты показали, что наилучшая чувствительность измерений при радиусе индентора около 4 мм.

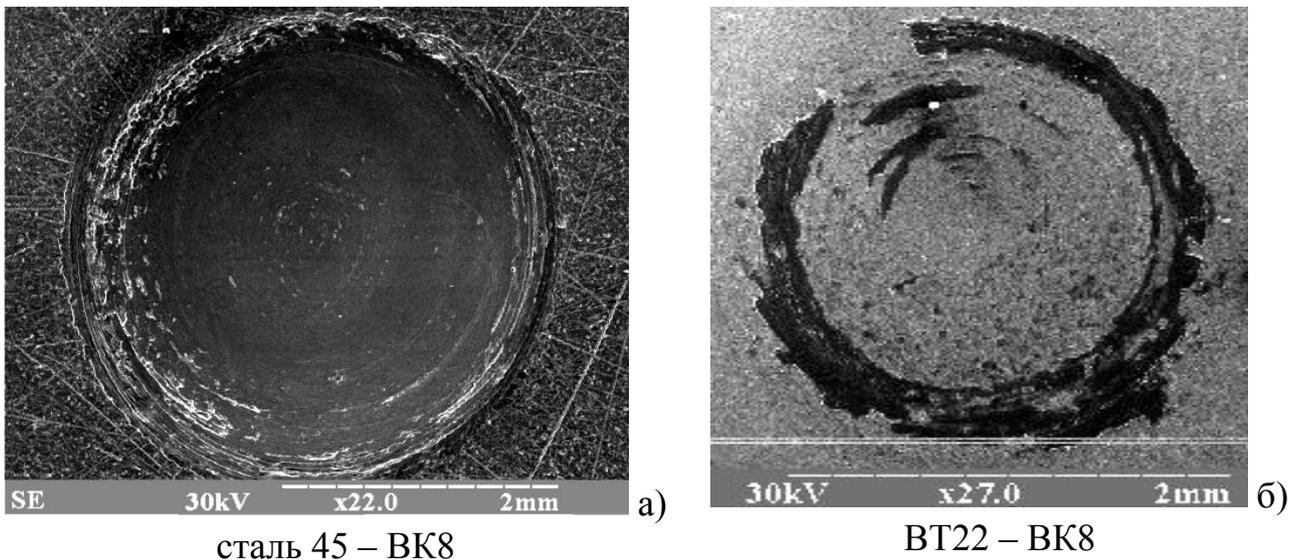


Рис. 7.5. Фотографии отпечатка (а) и поверхности индентора (б) после опыта по измерению момента трения

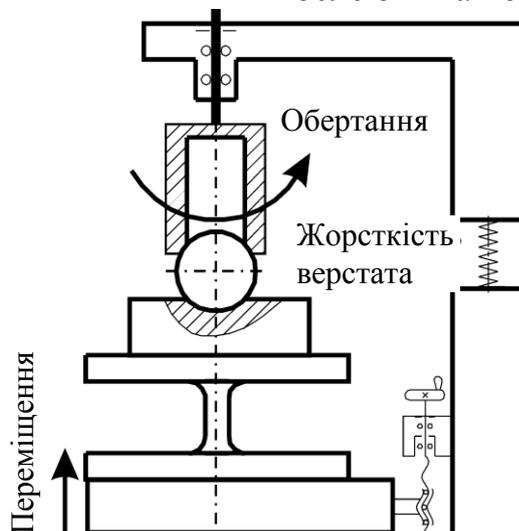


Рис. 7.6. Схема нагрузки

Рис. 7.7. Динамометр

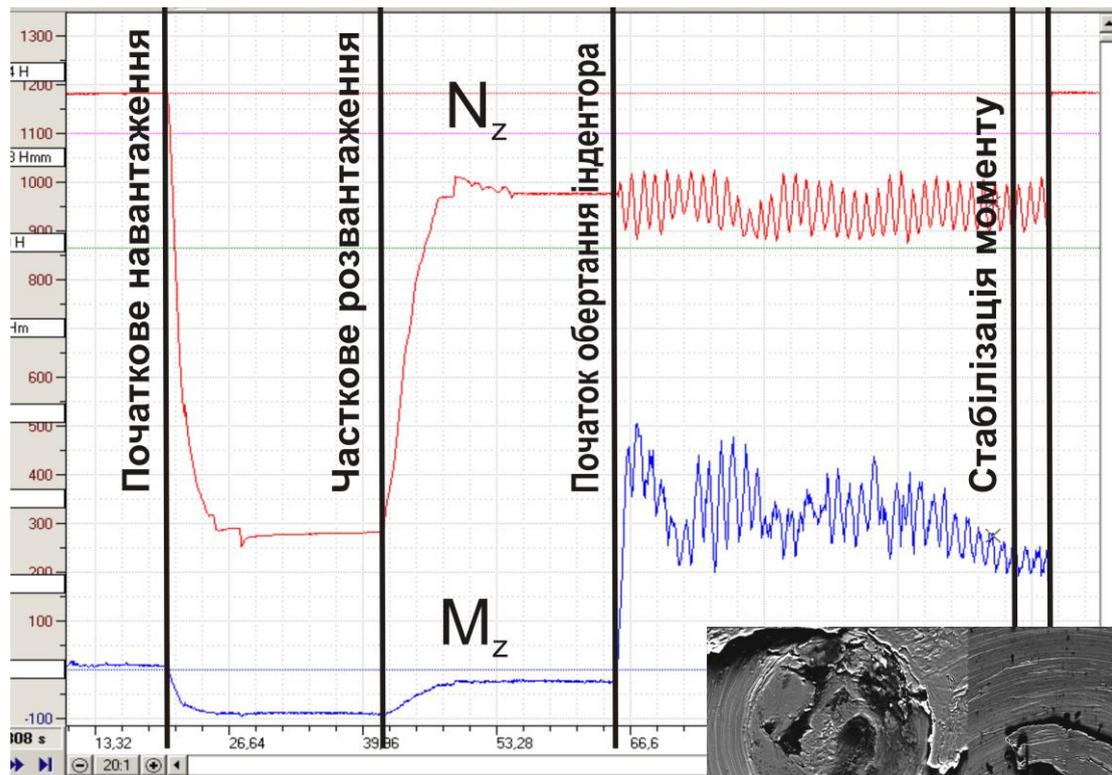


Рис. 7.8. Диаграмма изменения нормальной силы и момента трения в процессе измерений

Если скольжение на плоскости контакта отсутствует, то из этого предположения значит, что плоскость контакта может поворачиваться как жесткое целое относительно удаленных точек обоих тел.

Тогда среднее значение касательного напряжения на поверхности отпечатка в соответствии с данными К. Джонсона [126] может быть задано широко используемым выражением [108, 106, 23]:

$$\tau_n = \frac{3}{4\pi} \frac{M_z}{r_{\text{відб}}^3} = 0,239 \frac{M_z}{r_{\text{відб}}^3}, \quad (7.3)$$

где M_z - момент сопротивления обращению, измеренный динамометром; $r_{\text{відб}}$ - радиус отпечатка. Однако более точным приближением является предположение о наличии скольжения на поверхности контакта, что имеет место на практике в данных испытаниях. Для этого случая К. Джонсон [126, с. 266] дает выражение

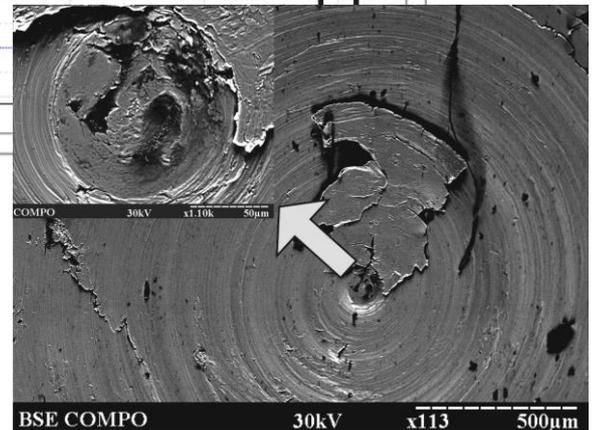


Рис. 7.9. Фотография отпечатка с областью отсутствия скольжения.

Индентор – ШХ15.

Контртело – сталь 20

$$M_z = \frac{3}{16} \pi \mu N_z r_{\text{вдб}}, \quad (7.4)$$

где μ - средний коэффициент трения на контактной поверхности.

Средние нормальные напряжения на поверхности отпечатка рассчитывали по формуле

$$\sigma_n = \frac{N_z}{\pi r_{\text{вдб}}^2}, \quad (7.5)$$

где N_z - осевая сила.

Отсюда среднее касательное напряжение на поверхности контакта равно

$$\tau_n = \frac{16}{3\pi^2} \frac{M_z}{r_{\text{вдб}}^3} = 0,540 \frac{M_z}{r_{\text{вдб}}^3}, \quad (7.6)$$

то есть более чем в два раза в сравнении со значениями, рассчитанными по формуле (7.3). Распределение напряжения в безразмерной форме представлено на рисунке 7.10. Видно, что возникновению момента сопротивления обращению содействует касательное напряжение главным образом от 0,3 до 1 $r_{\text{вдб}}$. Поэтому наблюдаемая на практике (рис. 7.9) область отсутствия скольжения практически не влияет на результат расчета среднего касательного напряжения.

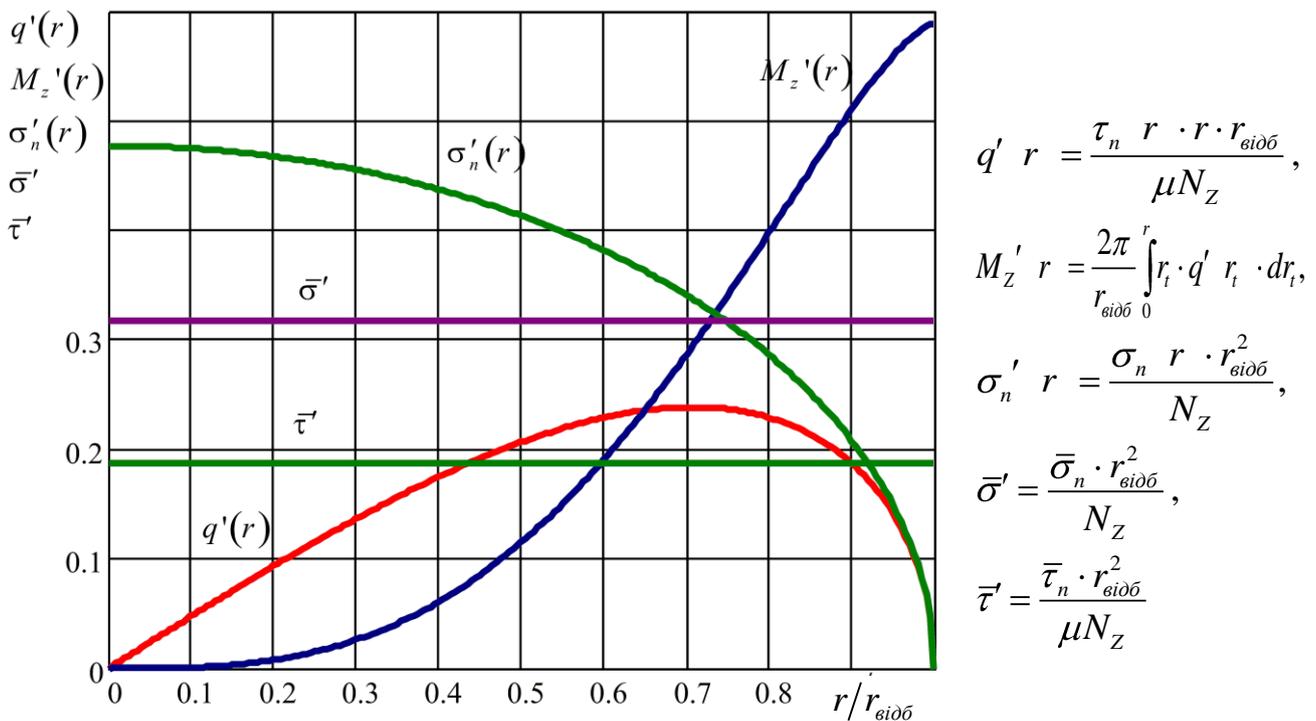


Рис. 7.10. Распределение безразмерного напряжения на контактной поверхности отпечатка при обращении сферического индентора (по К. Джонсону [126])

Для того чтобы оценить погрешность измерений, остановимся сжато на динамометре. Динамометр представляет собой тело обращения с измерительным цилиндром и двумя опорными поверхностями. Диаметр измерительного цилиндра выбирался так чтобы обеспечить чувствительность к осевой силе и крутящему моменту не менее 0,1% максимального диапазона измерений ($N_{z \max} = 10 \text{ Нмм}$). На измерительном цилиндре наклеены тензорезисторы типа КФ5Р5-5-10. Тензорезисторы образуют два полных моста. Опорное напряжение и усиление рассогласования тензомостов осуществляется с помощью тензоусилителя LTR212 крейта LTR-U-1 компании L-CARD. Испытание динамометра показали, что доверительный интервал при измерении осевой силы не менее 230 Н, что отвечает относительной погрешности по максимальному диапазону 2,3%; доверительный интервал при измерении крутящего момента составляет 42 Нмм, что отвечает относительной погрешности по максимальному диапазону 0,7%; сдвиг нуля (систематическая погрешность, вызванная отклонением оси тензорезисторов от оси измерительного цилиндра) при осевой силе 10кН – 340 Нмм или 5,6% максимального значения диапазона измерений крутящего момента.

7.1.5.2 Методика измерения профиля микрорельефа сферического индентора

Измерение параметров микрорельефа индентора R_p , t_m , необходимых для расчетов деформационной составляющей силы сопротивления скольжению является сложным техническим заданием, поскольку индентор представляет собой сферу достаточно малого радиуса. Применение традиционных профилометров в этом случае невозможно в связи с невозможностью создания достаточной базы для измерительной иглы.

В работе предложен новый метод измерения параметров профиля микрорельефа поверхности методом сканирования поверхности пучком электронов в растровом электронном микроскопе с регистрацией отраженных электронов вытянутыми вдоль оси сканирования двумя сенсорами, размещенными по разные стороны от оптической оси электронного микроскопа (рис. 7.11). Известно, что угол отражения электронов пропорционален углу наклона поверхности отражения и атомному номеру химического элемента в этой поверхности. Определение разности сигналов указанных сенсоров дает возможность исключить влияние атомного номера. Она будет пропорциональна только углу профиля поверхности (первой производной профиля поверхности), которая сканируется. Ориентация сенсоров в направлении оси сканирования обеспечивает выделение производной только в направлении сканирования. Это дает возможность восстановить профиль микрорельефа в каждой строке изображения из соотношения

$$\bar{y}_{i+1} = \left. \frac{d\bar{y}}{dx} \right|_{x_{i+1}} \Delta x + \bar{y}_i, \quad (7.7)$$

где \bar{y}_i - условная высота микровыступов в точке; Δx - размер точки изображения, определяемый заданным масштабом изображения. Абсолютная высота микровыступов может быть определена из выражения

$$y_i = k \cdot \bar{y}_i, \quad (7.8)$$

где k - масштабный коэффициент, определяемый при данных величинах контраста, потоков первой, второй и третьей линз по эталону шероховатости.

Параметры микрорельефа определялись по стандартным формулам, определенным в ГОСТ 2789-73. Для расчетов параметров микрорельефа разработана программа в среде Matlab 6.5.

Полученный по разработанной методике профиль поверхности индентора представлен на рисунке 7.12.

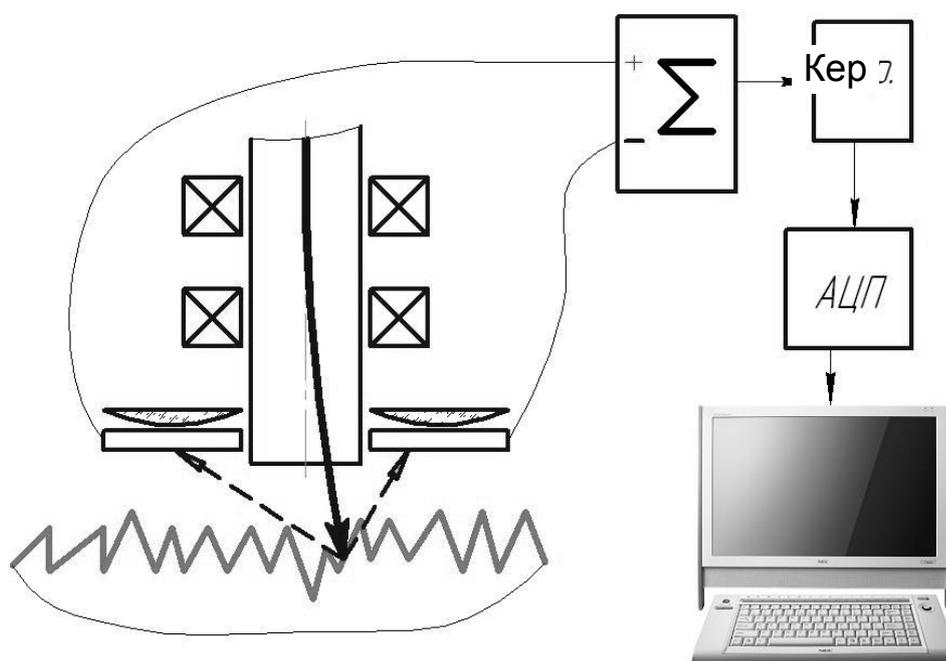


Рис. 7.11. Схема измерения микрорельефа в отраженных электронах

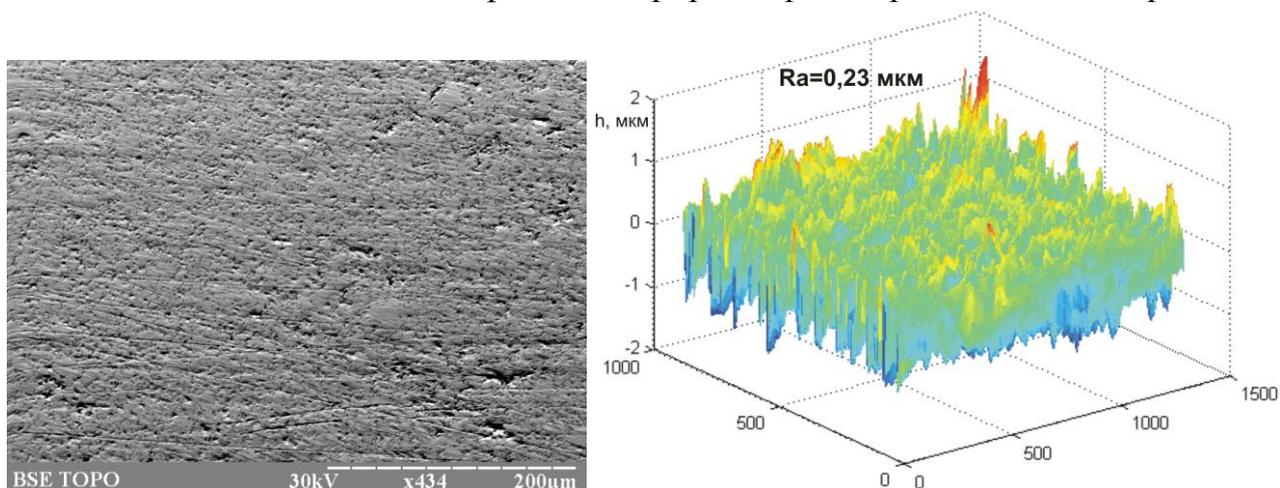


Рис. 7.12. Фотография индентора в отраженных электронах и его профиль

7.1.5.3 Определение величины накопленной пластической деформации в поверхности трения

Знание микротвердости на поверхности скольжения является необходимым для оценки величины накопленной пластической деформации в поверхностном слое в результате трения. Этот параметр является важным исходным данным для расчетов деформационной составляющей силы сопротивления скольжению по методике, описанной в разделе 4.

В связи с тем что лунка является сферической поверхностью, а скольжение происходит главным образом на некотором отдалении от центра лунки, то измерение микротвердости необходимо осуществлять на сферической поверхности. Применение стандартной методики измерения микротвердости по ГОСТ 9450-76 для обретения абсолютного значения микротвердости возможно лишь для лунки диаметром 2 мм при диаметре индентора 8,5 мм из-за искажения отражения более чем на 3% (рис. 7.9).

Накопленная пластическая деформация может быть оценена по микротвердости с помощью соотношения, полученного экспериментально О. М. Розенбергом и Л. А. Хворостухиным [127], и проверенного Г. Д. Делем [101] для материалов ШХ15, ЛС59, Ст. 3, Х18Н9Т, медь М1 (см. раздел 3).

Величина σ_i может быть непосредственно использована для расчета τ_o в формуле (7.12). Величину пластической деформации на поверхности трения можно определить, приравнявая из условия пластичности фон Мизеса $\sigma_i = \sigma_s$ с учетом известного определяющего уравнения по формуле (3.1):

$$A + B\varepsilon_p^n = 0,32HV \Rightarrow \varepsilon_p = \left(\frac{0,32HV - A}{B} \right)^{1/n}, \text{ причем } HV \geq A / 0,32. \quad (7.9)$$

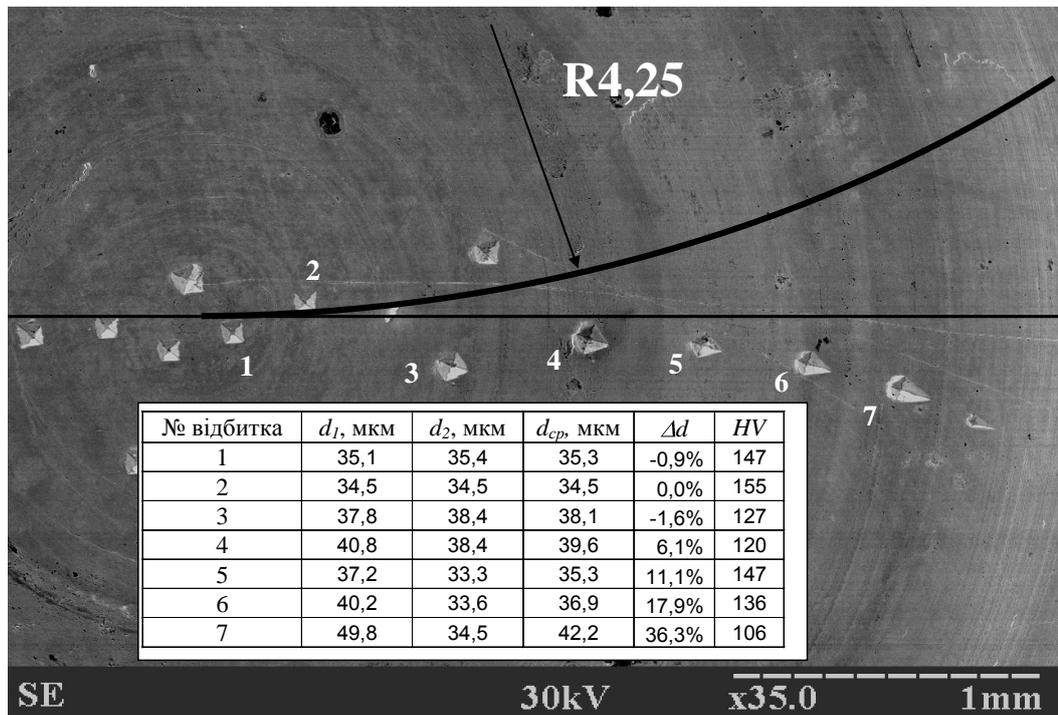


Рис. 7.13. Искажение размеров отпечатков на поверхности трения сферической лунки, образованной после вдавливания индентора-сферы диаметром 8,5 мм в медь. Измерение твердости четырехгранной пирамидой с $\alpha = 136^\circ$.

Диаметр отпечатка – 6,2 мм

Например, пусть микротвердость поверхности трения стали 45 ($HV = 180$, $A = 553$ МПа, $B = 601$ МПа, $n = 0.234$) составляет $HV = 3000$ МПа, тогда величина пластической деформации материала этой поверхности составляет $\varepsilon_p = 0,189$. Если $HV = 3500$ МПа, то $\varepsilon_p = 0,78$. Относительная погрешность

$$\delta_{\varepsilon_p} = \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_p} = \frac{0,32 \Delta HV}{n (0,32 HV - A)} \quad (7.10)$$

тем меньше, чем больше разность $0,32 HV - A$ и показатель упрочнения n .

Необходимо также отметить, что в первом приближении величина накопленной пластической деформации в поверхности контакта может быть принята по уравнению пластичности, исходя из того, что на поверхности контакта микронеровности деформируются и разрушаются при накоплении предельной поврежденности. Тогда

$$\varepsilon_p \approx \varepsilon_u^p \quad \sigma = 0 \quad (7.11)$$

7.1.6 Методика обработки результатов

Таким образом, имея данные о суммарной нормальной и касательной контактных напряжениях на поверхности контакта, параметры микрорельефа поверхности индентора и величину накопленной пластической деформации в поверхностном контактном слое контртела, может быть вычислена деформационная часть силы сопротивления скольжению по методике, описанной в разделе 5. Тогда

$$\tau_a = \tau_n - \tau_\delta. \quad (7.12)$$

По той же модели может быть вычислена фактическая площадь контакта σ_{nr} .

Полученные значения $\tau_{a\delta zi}$ при известных $\sigma_{nr i}$ позволяют построить эмпирическую модель адгезионной составной силы сопротивления скольжению путем аппроксимации данных методом наименьших квадратов с помощью уравнения

$$\tau_{a\delta z} = \tau_0 + \beta_0 \sigma_{nr}. \quad (7.13)$$

Более точным приближением является учет неравномерного распределения контактного напряжения на поверхности сферы. Для этого предположим, что упрочнение поверхности во всех случаях испытаний одинаково, то есть $\sigma_S = const$. Тогда с учетом формул, приведенных на рис. 7.10 и результатов исследований К. Джонсона [126] получаем методом наименьших квадратов:

$$F(\tau_0, \beta_0, \sigma_S) = \sum_{i=1}^N M_z(N_{zi}, r_{ei\delta\delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) - M_{zi}^2 \rightarrow \min, \quad (7.14)$$

$$\text{где } M_z(N_{zi}, r_{ei\delta\delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = 2\pi \int_0^{r_{ei\delta\delta}} r^2 \tau_n(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) dr;$$

$$\tau_n(N_{zi}, r, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = \tau_\delta(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \sigma_S) + \tau_a(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S);$$

$$\tau_\delta(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \sigma_S) = \mu_\delta \left(\frac{\sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \sigma_S)}{\sigma_S} \right) \sigma_n(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta});$$

$$\sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \sigma_S) = \sigma_n(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}) / Kr \cdot \sigma_n(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}) / \sigma_S;$$

$$\sigma_n(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}) = \frac{3N_{zi}}{2\pi r_{ei\delta\delta}^3} \sqrt{r_{ei\delta\delta}^2 - r^2};$$

$$\tau_a(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = \tau_0 + \beta_0 \sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}, \sigma_S) \cdot Kr \cdot \sigma_n(N_{zi}, r, r_{ei\delta\delta}) / \sigma_S;$$

μ_0 – деформационный коэффициент трения, вычисляемый по формуле (4.8);
 Kr - отношение действительной плоскости контакта к номинальной, вычисляется по формуле (4.9); N_{zi}, M_{zi}, r_{vidb} - экспериментальные данные. Методика реализована в среде MathCAD 13 и GUI MatLab 7.0.

Таким образом, предложенная модель позволяет не только учесть неравномерность распределения контактного напряжения на поверхности сферы, но и оценить величину границы текучести поверхностных слоев контртела. Погрешность расчетов будет тем меньше, чем больше экспериментальных данных будет использовано для поиска решения. Если известно значение σ_s в каждом из опытов, то точность метода будет еще больше за счет исключения одной степени свободы.

7.2 Исследование адгезионных свойств некоторых материалов

Разработанная методика испытана для материалов сталь 45, 12Х18Н10Т, ВТ22, ВТ1-0. Использовался индентор из материала ВК8 с параметрами $d = 8,5$ мм, $R_p = 0,4$ мкм, $t_m = 90\%$.

Результаты расчетов по упрощенной методике, полученные методом экстраполяции на нулевое давление, представлены в таблице 7.3. Результаты расчетов по уточненной методике представлены в таблице 7.4. Связь нормального напряжения с суммарным касательным напряжением, деформационной и адгезионной составляющими касательного напряжения, а также с коэффициентом трения представлены на рисунке 7.14.

По представленным данным можно увидеть, что обе методики дают близкие по значениям данные об адгезионной составляющей силы сопротивления скольжению, причем чем больше оказывается адгезия, тем лучше совпадают результаты обеих методик (сравните сталь 45 и ВТ-22).

Из рисунка 7.14 видно, что для разных материалов роль деформационной и адгезионной составляющих разная. При увеличении адгезионной активности до ВК8 исследованные материала по данным испытаний можно расставить в такой последовательности: ВТ1-0, ВТ22, сталь 45, 12Х18Н10Т. Вместе с тем по величине суммарных касательных напряжений исследованные материалы нужно расставить в такой последовательности: ВТ1-0, сталь 45, ВТ22, 12Х18Н10Т. Это связано с тем, что для стали 45 величина деформационной составляющей значительно меньше, чем для стали 12Х18Н10Т. Поэтому основная часть силы сопротивления скольжению формируется за счет адгезии.

Таблица 7.2 - Отдельные результаты измерений силы сопротивления скольжению для разных материалов с индентором ВК8

№	Результаты эксперимента			Среднее расчетное значение по результатам 3 испытаний			
	N_z , Н	M_z , Н	$r_{сидб}$, мм	σ_n , МПа	$\bar{\tau}_d$, МПа	$\bar{\tau}_a$, МПа	$\bar{\mu}$, МПа
Сталь 45 (HB 160, E=190 МПа, Cr = 4,2)							
1	2920	184	1,1	768	163	16	0,23
2	1684	153	0,9	662	102	11	0,17
3	1212	99	0,75	686	114	13	0,19
4	170	4	0,7	110	1	5	0,06
12X18H10T (HB160, E=181 МПа, Cr = 2,9)							
1	3086	204	1,2	682	37	27	0,09
2	1330	154	1,15	320	6	48	0,17
3	577	38	0,9	227	3	25	0,13
4	399	38	0,6	352	8	87	0,27
BT22 (HRC41, E=113 МПа, Cr = 3,4)							
1	3524	329	0,9	1385	306	691	0,72
2	2830	276	0,75	1601	488	939	0,89
3	1266	92	0,7	823	63	575	0,78
4	1029	55	0,55	1083	142	729	0,80
BT1-0 (HB160, E=112 МПа, Cr = 3,4)							
1	2109	515	1,45	319	6	85	0,29
2	1454	337	1,30	274	5	78	0,30
3	701	150	1,05	202	3	67	0,35
4	492	116	1,15	118	1	40	0,35

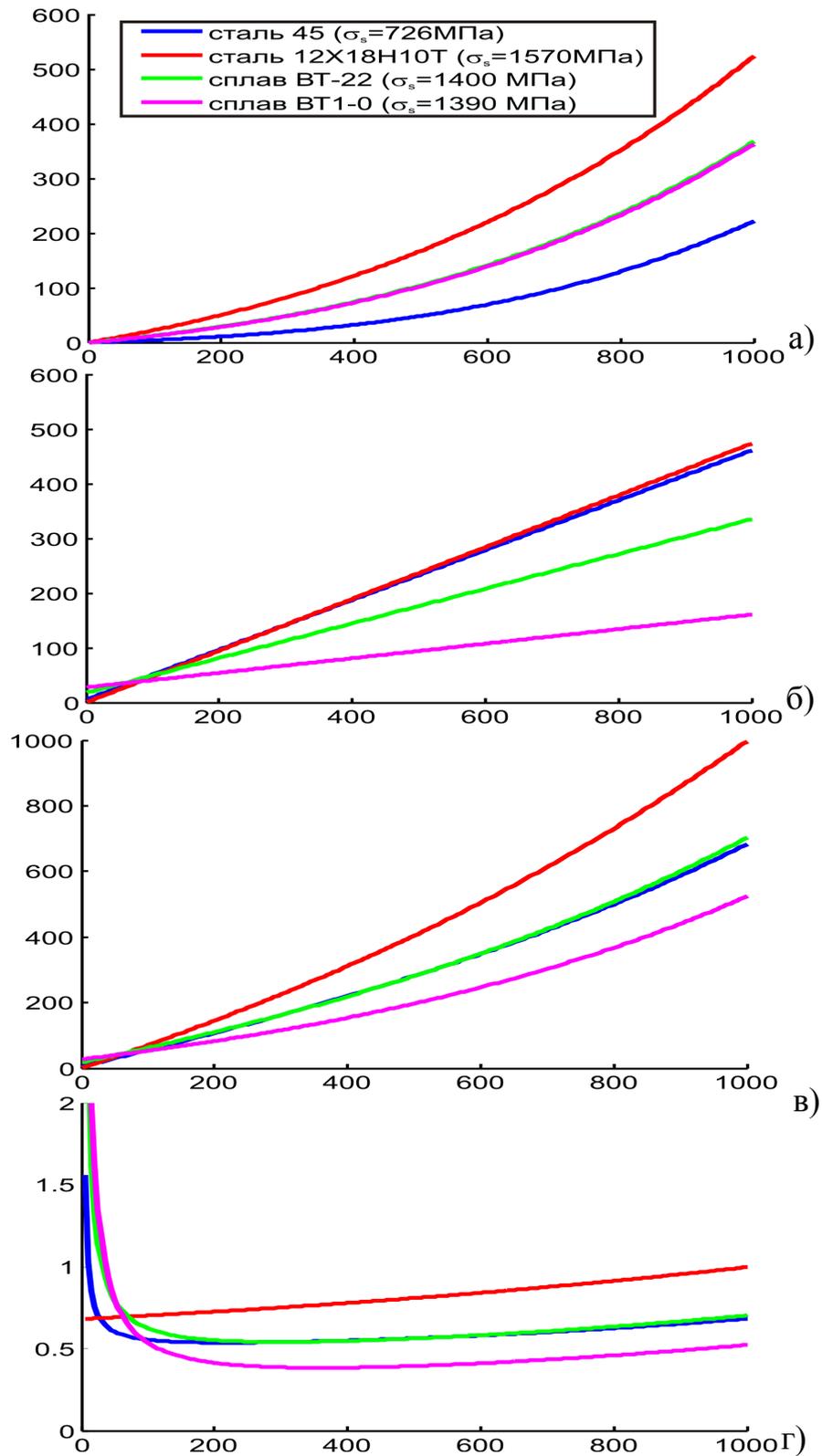


Рис. 7.14. Зависимость суммарного контактного напряжения (МПа) (в), деформационной (МПа) (а) и адгезионной (МПа) (б) ее частей, а также коэффициента трения (г) от нормального напряжения (МПа) для разных материалов при максимально возможных пластических деформациях контактного слоя ($R_p=0.4$ мкм, $t_m=90\%$)

Таблица 7.3 - Параметры модели адгезионной составляющей силы трения скольжения разных материалов с индентором ВК8 (упрощенный расчет)

Коэффициент	Материал			
	Сталь 45	12X18H10T	BT22	BT1-0
τ_0 , МПа	44	0	0	9
β_0	0.44	0,55	0,74	0,28

Таблица 7.4 - Параметры модели адгезионной составляющей силы трения скольжения разных материалов с индентором ВК8 (расчеты с учетом неравномерного распределения напряжения на контактной поверхности сферы)

Коэффициент	Материал			
	Сталь 45	12X18H10T	BT22	BT1-0
$\bar{\sigma}_s$, МПа	800	600	805	620
τ_0 , МПа	5	0	20	30
β_0	0,46	0,47	0,32	0,13

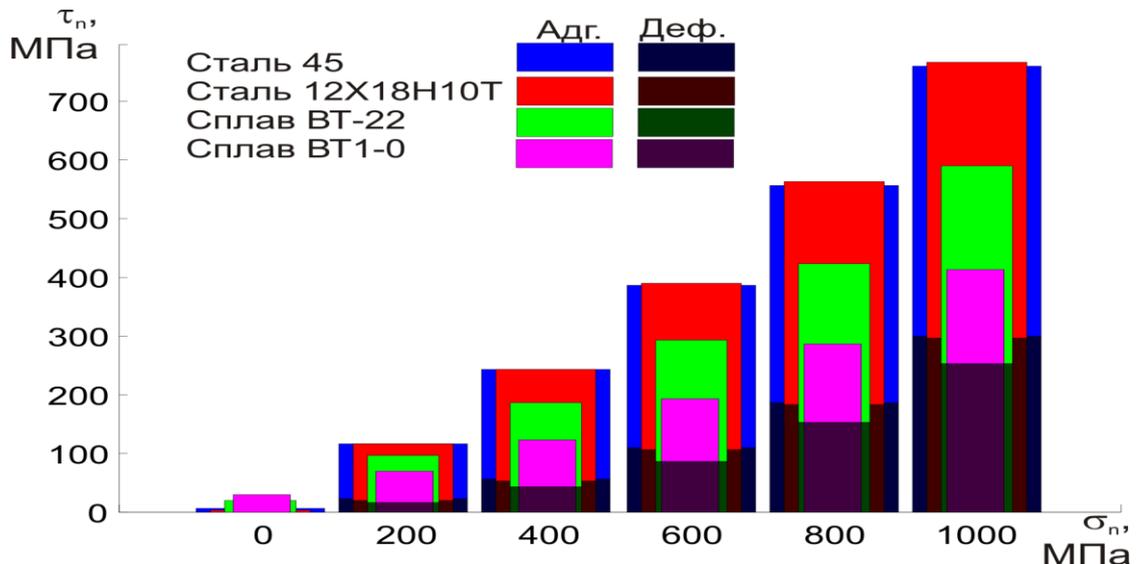


Рис. 7.15 Величина касательного напряжения в точке контактной поверхности, где эквивалентные напряжения $\sigma_s=300$ МПа ($R_p=0,4$ мкм, $t_m=90\%$)

Глубокое сравнение полученных результатов по данным известных исследований провести в настоящее время невозможно вследствие наличия данных только для отдельных материалов. Так, Л. Ш. Шустер для стали 12X18H10T в паре с индентором ВК6-ОМ определил коэффициент $\beta_0 = 0,26$ (см. рис. 14, [108]), а $\tau_0 \approx 100$ МПа (см.15,т [108]). В данном исследовании эти коэффициенты для того же материала определены на уровне $\beta_0 = 0,47$, $\tau_0 \approx 0$ МПа. Таким образом коэффициент β_0 практически в 2 раза больше, а касательные напряжения при нулевом контактном давлении практически отсутствуют. Учитывая рис. 7.15 и

сравнивая табл. 7.3 и 7.4, приходим к выводу, что такое различие обусловлено главным образом схемой нагрузки, учетом деформационной составляющей силы сопротивления скольжению и более корректной расчетной формулой (7.6) вместо (7.5).

7.3 Выводы

1. Комплекс трибологических свойств материалов, находящихся в процессе резания в контактном взаимодействии, состоит из уравнений, связывающих температуру и нормальные напряжения на контактной поверхности с касательными напряжениями. В общем случае моделирования процесса резания на уровне детализации «Лезвие» должны быть определены 5 констант (τ_0 , β_0 , k_b , T_k , μ_d), отображающих трибологические свойства контактирующей пары.

2. Для определения констант τ_0 , β_0 , характеризующих адгезионное взаимодействие инструментального и обрабатываемого материалов, разработаны специальные методики и алгоритм экспериментальных исследований скольжения в условиях высоких давлений с помощью адгезиометра оригинальной конструкции, что позволяет определить силу сопротивления скольжению по жесткой схеме погружения сферического индентора в полупространство при его непрерывном обращении. Проведены испытания и определены константы для условий контактирования с ВК8 четырех материалов: сталей 45 (HB 140), 12X18H10T и 12X18H12M3TЛ (HB160), сплава ВТ22 (HRC41), сплава ВТ1-0 (HB160).

3. Показано, что доля адгезионной составляющей составляет около 75% от общей силы сопротивления скольжению при напряжениях, сопоставимых с пределом текучести. Эта доля увеличивается с уменьшением предела текучести обрабатываемого материала.

8 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ

Режущая кромка представляет собой некоторую поверхность сопряжения передней и задней поверхностей. Как уже указывалось (см. разд. 1.5.2) эта поверхность может быть аппроксимирована цилиндрической поверхностью с некоторым радиусом – радиусом округления режущей кромки ρ . В разделе 1 также отмечалось, что состояние режущей кромки, в частности ρ , существенным образом влияет на процесс стружкообразования, силу резания и другие показатели процесса. Влияние радиуса округления РК на процесс стружкообразования рассмотрено в работах М.Е. Abdelmoneim, R.F. Scrutton [130], К. Рубенштейн [131], А.А. Виноградов [132], Д.К. Маргулис [133], Г.Л. Цвирко [134], Г.Ф. Алейниченко [133], С.Н. Филоненко [135], Е.Н. Маслов [136], Г.И. Грановский [137], В.А. Залогов [2], Д.В. Криворучко [26], С.С. Ковальчука [24], Ф. Кlocke [138] и других авторов. В этих работах показано, что эффективность стружкообразования в значительной мере определяется именно соотношением a/ρ . Существует критическое значение a/ρ , меньше которого стружкообразование перестает быть устойчивым, причем величина критического значения a/ρ тем больше, чем меньше пластичность обрабатываемого материала и больше размер его зерна.

Sathyan Subbiah [139] показала, что при увеличении радиуса округления режущей кромки увеличивается сила резания. Н.А. Kishawy, I.M. Deiab [140] доказали, что при увеличении радиуса округления режущей кромки увеличивается температура резания, пластические деформации в зоне резания, уменьшается угол сдвига, увеличивается сила резания. J. Rech, Y.-C. Yen, M.J. Schaff, H. Hamdi, T. Altan, K.D. Bouzakis [141], V.P. Astakhov, J.P. Davim [142] показали, что радиус округления режущей кромки влияет также и на ресурс инструмента, в некоторых случаях уменьшая его.

Вместе с тем, увеличенный радиус округления РК повышает прочность инструмента [3]. В то же время с увеличением радиуса округления на определенном участке передней поверхности, передний угол уменьшается с увеличением ρ до отрицательных значений, что вызывает рост сил в процессе резания. Инструмент с дополнительным округлением режущих кромок имеет большую площадь контакта со срезаемым слоем и обработанной поверхностью, в связи с чем возрастают силы как на передней, так и на задней поверхностях. Увеличение равнодействующей силы резания на лезвии инструмента, например, концевой фрезы, с увеличением ρ приводит к возрастанию напряжений в ее рабочей части, что, в свою очередь, снижает ее прочность и может приводить к поломке.

Несмотря на уже достаточно большое количество исследований влияния радиуса округления режущей кромки на процесс стружкообразования, чаще всего применительно к точению, роль ρ в процессах с переменной толщиной среза, в частности при фрезеровании остается все таки недостаточно изученной. В настоящем разделе представлены результаты исследования этого вопроса при фрезеровании стали 12X18H12M3ТЛ, выполненные с применением разработанного в разделе 2 подхода.

8.1 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на температуру резания, напряжения на контактных поверхностях и в объеме лезвия

8.1.1 План виртуального эксперимента

С целью исключения несущественных эффектов, исследования проводились на основе 2D-модели процесса резания с переменной толщиной среза твердосплавным лезвием. Модель описана в разделе 2. Механические и трибологические свойства стали 12X18H12M3ТЛ в состоянии, близком к ее состоянию при резании, представлены в разделе 3. Исследования проводились с геометрией режущей части (лезвия), наиболее часто рекомендуемой производителями фрез для фрезерования нержавеющей стали: передним углом

$\gamma=10^\circ$, задним углом $\alpha=10^\circ$ и фаской по задней поверхности $h_3=10$ мкм. В частности, такая геометрия соответствует геометрии режущего лезвия концевой фрезы Guehring №3677 диаметром 16 мм, которую использовали при проведении физического (натурного) эксперимента.

Радиус округления режущей кромки задавался следующими значениями: 5, 10, 20 и 40 мкм. Нижний предел соответствует технологическим возможностям доводки режущей кромки реального твердосплавного инструмента, а верхний предел – величине радиуса округления режущей кромки, при котором возникают чрезвычайно большие силы резания, приводящие к поломке концевой фрезы диаметром 16 мм.

Режим резания был выбран, исходя из рекомендаций производителя для концевой фрезы Guehring №3677 диаметром 16 мм для обработки стали 12X18H12M3ТЛ: скорость резания $V=50$ м/мин, частота вращения $n=1000$ об/мин, подача $S_z=0,04$ мм/зуб, ширина фрезерования $B=16$ мм, количество зубьев фрезы $z=3$. В силу высокой частоты вращения фрезы проникновение СОТС в зону резания крайне затруднительно. Поэтому моделирование выполнялось в предположении об отсутствии какого-либо действия СОТС в процессе резания. С другой стороны, хороший доступ СОТС в процессе цикла «отдых», обеспечивает полное охлаждение инструмента, и поэтому в расчетах начальная температура цикла «резание» принималась всегда равной нормальной температуре.

Для предотвращения взаимодействия инструмента с абразивными включениями, которые имеются в поверхности заготовок, выполненных литьем, применяют встречное фрезерование. Поэтому в работе рассмотрено именно встречное фрезерование, характеризующееся непрерывно увеличивающейся толщиной среза.

Поскольку образование нароста характерно для процессов стационарного резания, а процесс фрезерования – нестационарный (происходит врезание режущего лезвия в обрабатываемый материал с ударом), то для фрезерования не характерно образование нароста. Поэтому моделирование процесса резания осуществлялось без учета образования нароста.

8.1.2 Моделирование процесса стружкообразования

Расчеты показали, что при резании стали 12X18H12M3ТЛ формируется сливная стружка. Накопленные пластические деформации в зоне стружкообразования достигают 2.5, что свидетельствует о чрезвычайно большой степени упрочнения обрабатываемого материала перед режущим клином, в стружке и обработанной поверхности (рис. 8.1). Объем пластически деформированной области возрастает с увеличением толщины среза в цикле резания, в том числе и в обработанной поверхности, хотя и не так значительно, как в зоне первичных и вторичных деформаций.

Следует отметить следующие особенности. С увеличением толщины среза величина максимальных пластических деформаций уменьшается. Например, если в начале цикла ($0.25L$) $\varepsilon_p = 2.5$, то в конце цикла ($0.9 L$) ε_p уже меньше 2.0. Более того, зона максимального упрочнения смещается со стороны задней поверхности в сторону передней поверхности. Это связано со смещением центра давления в сторону передней поверхности, смещением области разрушения и перераспределением контактных напряжений. Таким образом, с увеличением толщины среза разрушение происходит при меньшей степени упрочнения, а дополнительное существенное упрочнение создается в зоне вторичных деформаций в ходе перемещения стружки по передней поверхности. Степень упрочнения поверхности, несмотря на увеличивающийся объем деформаций, также уменьшается к концу цикла резания на 20-30%.

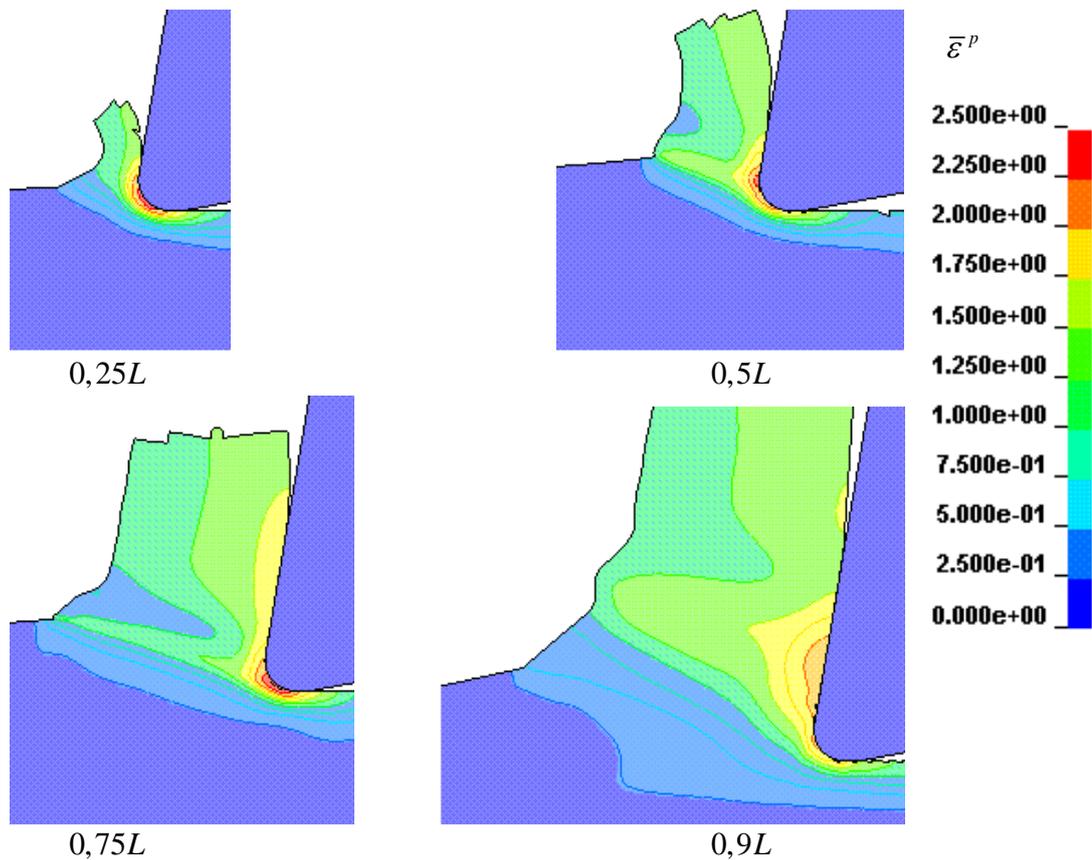


Рисунок 8.1 – Изменение величины пластических деформаций в цикле резания при $\rho=20$ мкм

8.1.3 Контактные напряжения и сила резания

Вычисления показали, что радиус округления режущей кромки оказывает влияние на величину и характер распределения контактных напряжений на поверхности режущего лезвия (рис. 8.2).

Максимальные нормальные контактные напряжения имеют место на поверхности округления режущей кромки на протяжении всего цикла резания зуба фрезы. Величина максимальных нормальных контактных напряжений не зависит от толщины срезаемого слоя, а изменяется лишь характер распределения напряжений на передней поверхности лезвия. Полученное расчетным путем распределение контактных напряжений качественно совпадает с экспериментальными данными по исследованию распределения контактных напряжений на поверхности округленного лезвия [143, 144].

В отличие от нормальных напряжений, максимальные контактные касательные напряжения расположены на поверхности округления режущей кромки вблизи задней и передней поверхностей лезвия в течение всего цикла резания зубом фрезы.

Проведенные исследования также показали, что радиус округления режущей кромки оказывает влияние и на контактные напряжения. Как видно из приведенных на рис. 8.3 данных, при увеличении радиуса округления режущей кромки нормальные контактные напряжения возрастают, в то время как касательные контактные напряжения имеют экстремальный характер, имея для заданных условий максимальное значение при радиусе округления, равном 20 мкм.

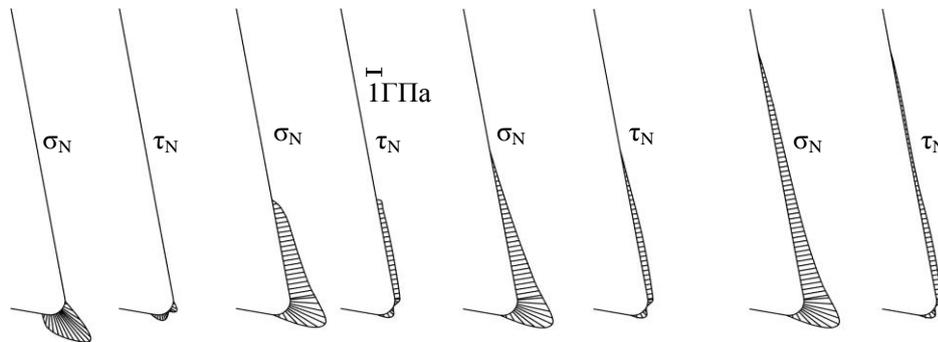


Рисунок 8.2 – Изменение контактных напряжений в течение одного цикла резания

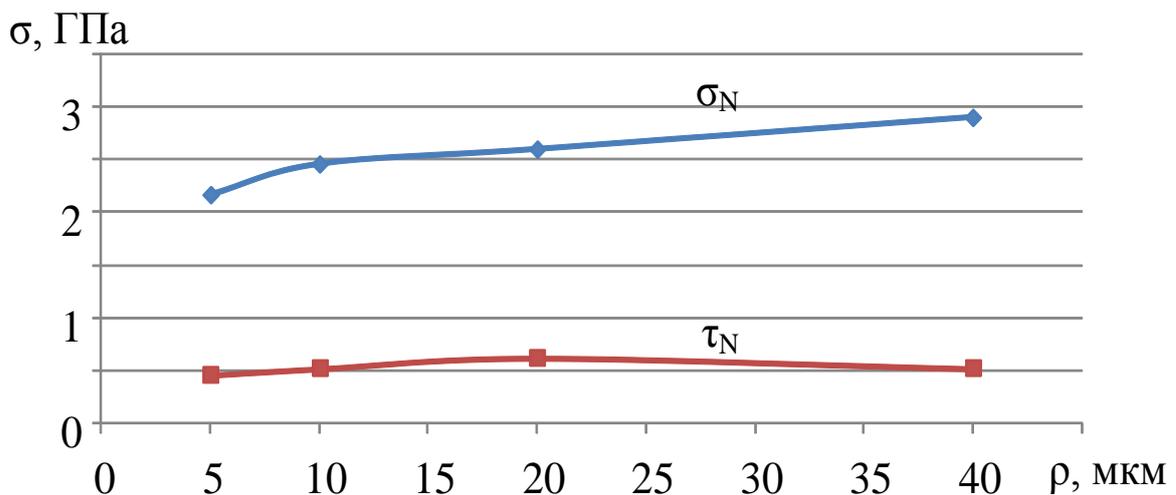


Рисунок 8.3 – Влияние радиуса округления на контактные напряжения на поверхности режущего лезвия

8.1.4 Моделирование температуры резания

Изменение радиуса округления режущей кромки в исследованном диапазоне величин оказывает относительно небольшое влияние (повышение всего на 20-25°C) на температуру резания (рис. 8.4), т.е. при увеличении радиуса округления с 5 до 40 мкм, увеличение температуры не превышает 3%. Такие результаты хорошо согласуются с экспериментальными исследованиями даже для процессов с постоянной толщиной среза А.А. Виноградова [132].

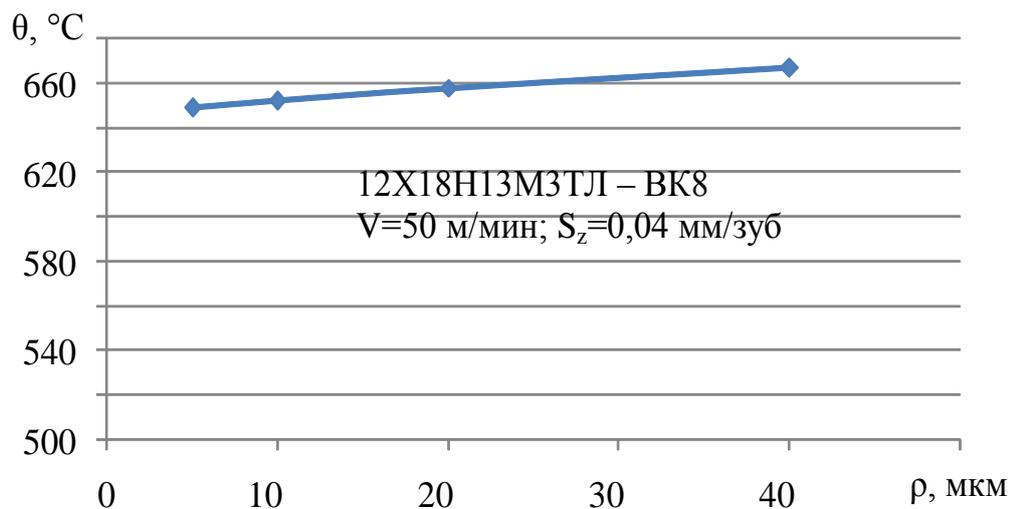


Рисунок 8.4 – Влияние радиуса округления режущей кромки на температуру резания

Анализ полей температур показал, что максимальная температура в режущем лезвии меньше, чем в поверхностном слое стружки, и для $\rho=20$ мкм не превышает 550 °C (рис. 8.5). В самом начале процесса врезания температура за короткий промежуток времени (1,5 мс – 1,75 мс) резко увеличивается от комнатной температуры до значений, близких к 300 °C, а затем плавно возрастает с ростом толщины среза. При достижении максимального значения толщины среза температура резания составляет 550 °C.

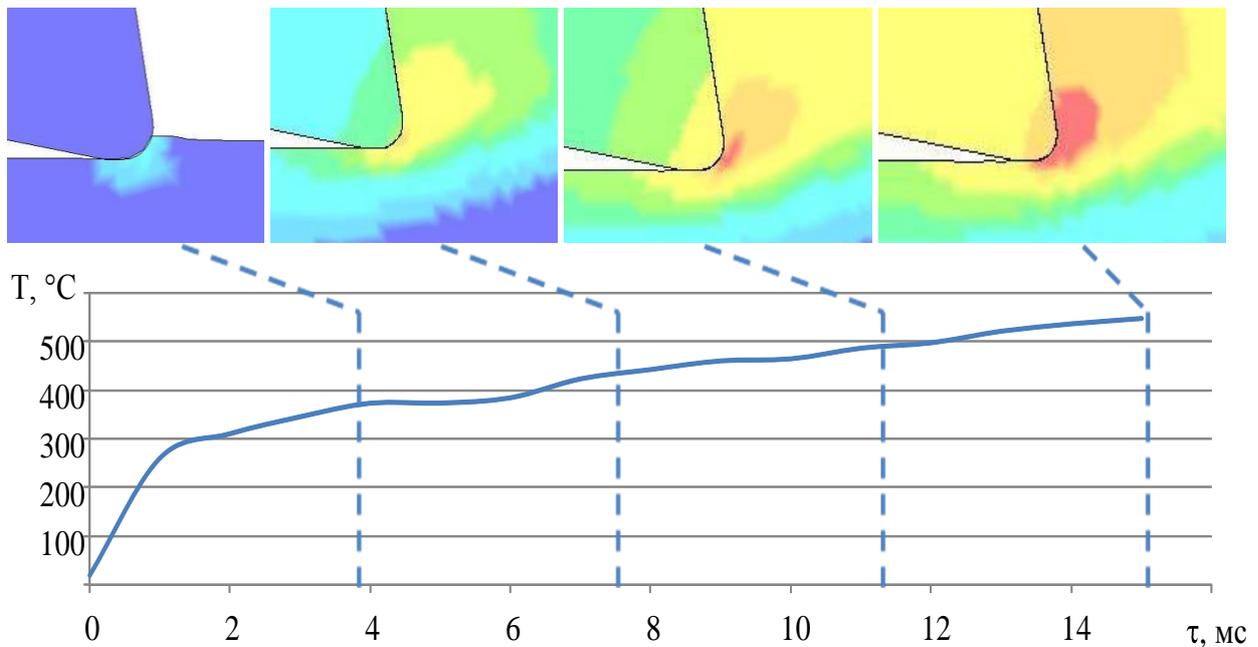


Рисунок 8.5 – Изменение температуры в режущем лезвии за один цикл резания зуба фрезы

8.2 Исследование влияния радиуса округления на интенсивность изнашивания

Формула (2.4) с учетом рисунков 8.3 и 8.4 позволяет оценить максимальную интенсивность изнашивания по задней поверхности (рис. 8.6). С увеличением радиуса округления режущей кромки интенсивность изнашивания возрастает, но особенно интенсивно в диапазоне изменения ρ от 5 до 20 мкм, что обусловлено, на наш взгляд, двояким влиянием контактных напряжений на интенсивность изнашивания: непосредственным (формула (2.4)) и косвенным - через работу резания и температуру резания. Поэтому замедление роста интенсивности изнашивания можно объяснить падением контактных касательных напряжений при больших ρ (см. рис. 4.3).

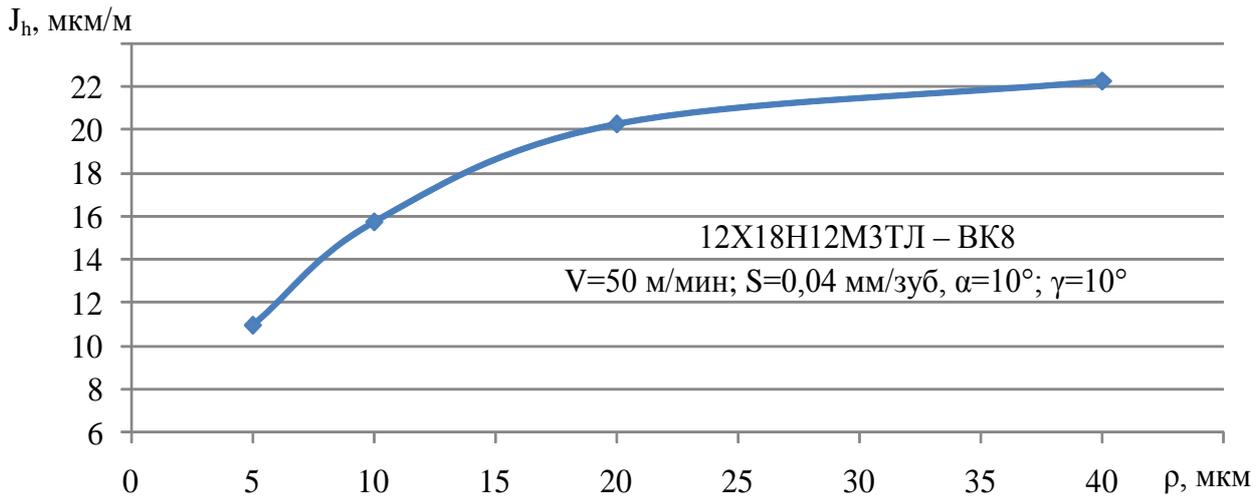


Рисунок 8.6 – Влияние радиуса округления режущей кромки на интенсивность износа

Анализ распределения интенсивности изнашивания на режущей кромке показывает, что при увеличении радиуса округления режущей кромки от 5 мкм до 40 мкм, в общем интенсивность изнашивания режущего лезвия увеличивается.

8.3 Исследование влияния радиуса округления на прочность режущей кромки

8.3.1 Влияние ρ на статическую прочность лезвия фрезы

Статическая прочность лезвия является необходимым условием его работоспособности. Поскольку температура в режущем лезвии не превышает 550°C (см. рис. 4.5), то для оценки статической прочности может быть применен критерий (2.2). Напряжения, рассчитанные по формуле (2.2), будем называть в данном разделе эквивалентными.

Выполненные исследования (рис. 8.8, прил. Б.) показывают, что наибольшие эквивалентные напряжения наблюдаются не на самой передней поверхности лезвия, а на некотором расстоянии от нее на уровне расположения центра радиуса округления режущей кромки. Область максимальных напряжений ориентирована в направлении задней поверхности и выходит на нее на некотором расстоянии от

режущей кромки. В отличие от эквивалентных напряжений, максимальное гидростатическое давление сосредоточено на самой передней поверхности лезвия. Его максимальная величина почти на 30% больше максимальных эквивалентных напряжений. Это свидетельствует о том, что контактный поверхностный слой лезвия подвергается значительному сжатию.

Полученные результаты показывают (рис. 8.7), что общей тенденцией для всех исследуемых значений радиусов округлений режущей кромки является увеличение эквивалентных напряжений в режущем лезвии в течение всего цикла резания с увеличением толщины среза. Это увеличение стабилизируется в последней четверти цикла резания зуба, очевидно, из-за сдвига точки приложения равнодействующей сил резания на поверхности округленной части режущей кромки. На это указывает сдвиг максимума гидростатического давления на передней поверхности лезвия (см. рис. 8.8, прил. Б). Таким образом, максимальные напряжения в зоне, прилегающей к режущей кромке, имеют место приблизительно при максимальной толщине среза.

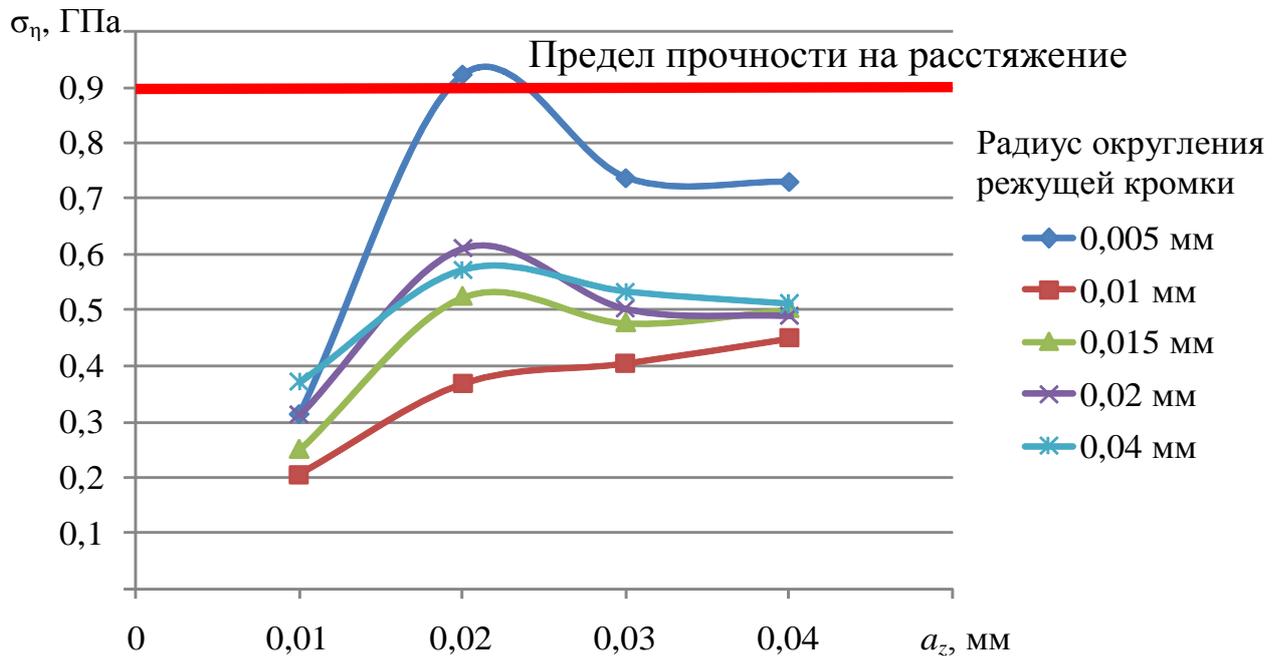


Рисунок 8.7 – Сравнение диаграмм изменения напряжения при разных радиусах округления режущей кромки

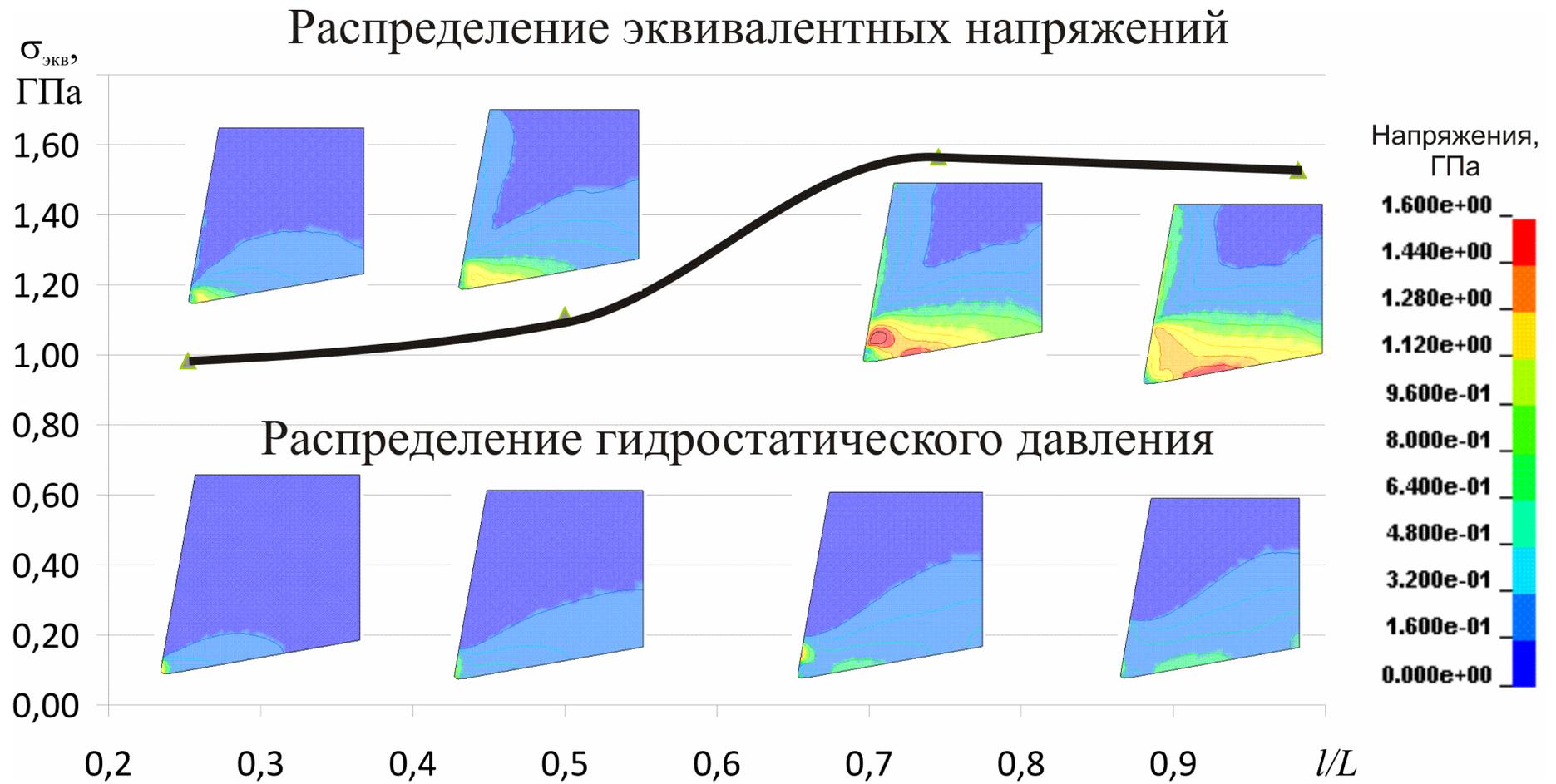


Рисунок 8.8 – Изменение эквивалентных напряжений в цикле резания лезвия с $\rho=5$ мкм

Установлено, что влияние радиуса округления режущей кромки на максимальные эквивалентные напряжения имеет неоднозначный характер (рис. 8.9): наименьшее значение напряжений наблюдается при ρ , близком к 10 мкм. В этой области, очевидно, наблюдается баланс между эквивалентными напряжениями в объеме режущего лезвия и действующими на него нагрузками. При малых значениях ρ нагрузки на лезвие хоть и уменьшаются (о чем свидетельствует некоторое уменьшение гидростатического давления (см. рис. 8.8)), однако напряжения в нем возрастают за счет уменьшения площади сечения лезвия.

При больших значениях ρ существенно возрастает нагрузка на лезвие, о чем свидетельствует возрастание гидростатического давления (см. прил. Б). Это также приводит к увеличению максимальных напряжений, несмотря на увеличение площади сечения режущего лезвия.

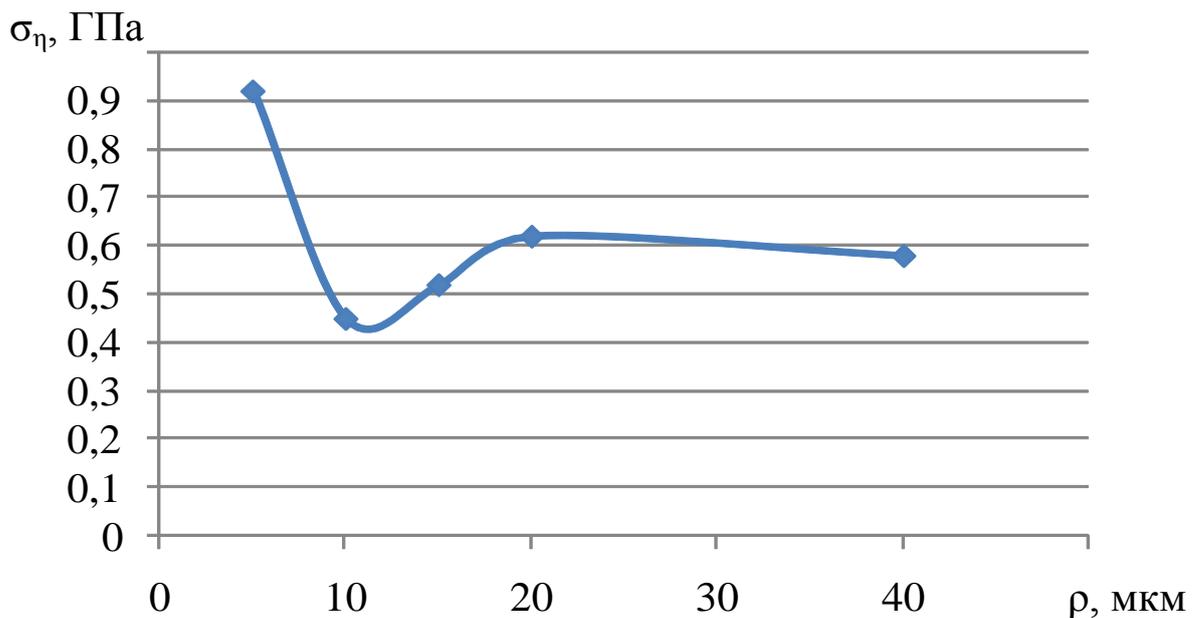


Рисунок 8.9 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальные эквивалентные напряжения

Таким образом, исходя из условия статической прочности для фрез, применяемых при обработке стали 12Х18Н12М3ТЛ, рекомендуется радиус округления режущей кромки ρ близкий к 10 мкм. Однако это условие не гарантирует длительной работы лезвия в условиях фрезерования, поскольку имеет

место циклическое нагружение лезвия. Поэтому должна быть рассмотрена усталостная прочность режущей кромки.

8.3.2 Влияние ρ на усталостную прочность лезвия фрезы

Для оценки усталостной прочности будем считать, что лезвие находится в состоянии изгиба с преобладающим объемом сжимаемых слоев. Расчеты показывают, что в цикле резания амплитуда напряжений превышает предельные величины именно в сжимающихся слоях, что способствует накоплению в них достаточных для разрушения повреждений. Поэтому принято допущение, что наиболее вероятной границей разрушения лезвия является граница наибольших значений минимальных главных напряжений σ_3 . Наиболее вероятную границу минимальных главных напряжений предложено определять изолинией с величиной напряжений, равной 95% от максимальных, допуская при этом 5% неопределенность величины этих напряжений. Такая аппроксимация для лезвий с четырьмя значениями начального радиуса округления режущей кромки показана на рисунке 8.10.

Амплитудные значения напряжений σ_3 экстремально зависят от радиуса округления режущей кромки с минимумом в рассматриваемом случае около 20 мкм (рис. 8.11). Это объясняется благоприятным сочетанием величины силы резания, длины контакта стружки на передней поверхности и формой сечения режущего лезвия, что в совокупности и обеспечивает наименьшие напряжения.

Обработка результатов выполненного моделирования показывает, что формируемая после некоторого разрушения поверхность режущей кромки будет иметь радиус округления $\rho_{\text{кон}}$, значение которого больше величины начального радиуса режущей кромки ρ_0 (рис. 8.12). Для твердого сплава ВК8 отношение $\rho_{\text{кон}}/\rho_0$ в среднем находится в пределах 3-4. Этот эффект наблюдается для лезвий с начальным радиусом округления больше 10 мкм. При меньших начальных радиусах ρ_0 величина $\rho_{\text{кон}}$ практически не зависит от ρ_0 .

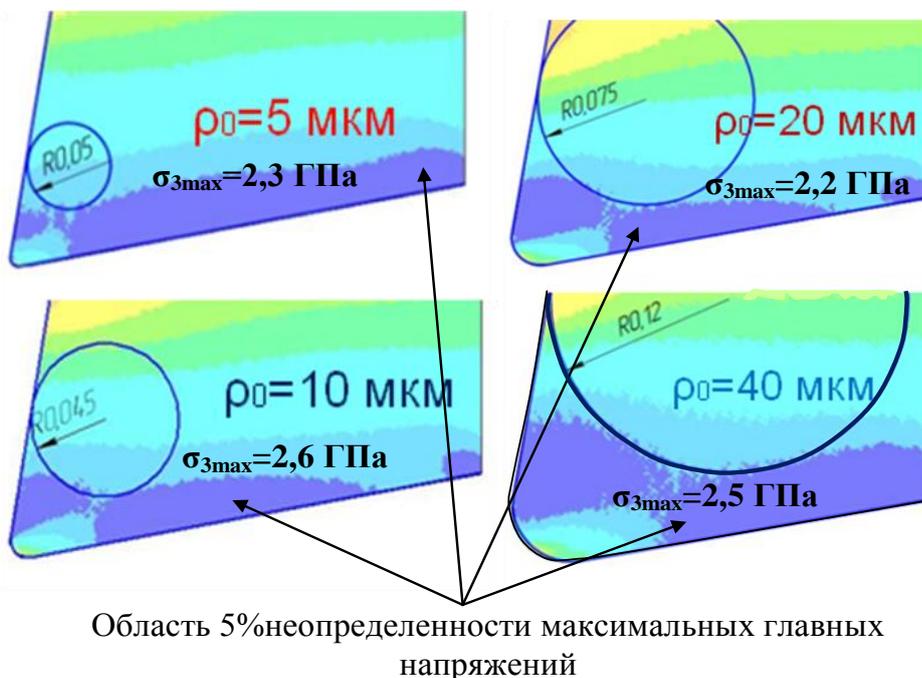


Рисунок 8.10 – Поля максимальных главных напряжений в главной секущей плоскости при максимальной толщине среза для лезвий с четырьмя начальными радиусами ρ_0

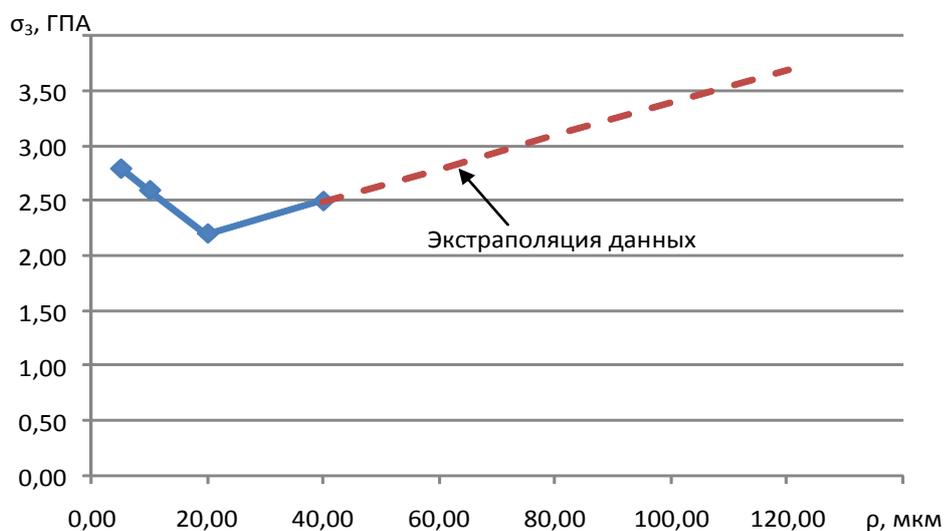


Рисунок 8.11 – Влияние начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 на амплитуду минимальных главных напряжений σ_3 в цикле резания

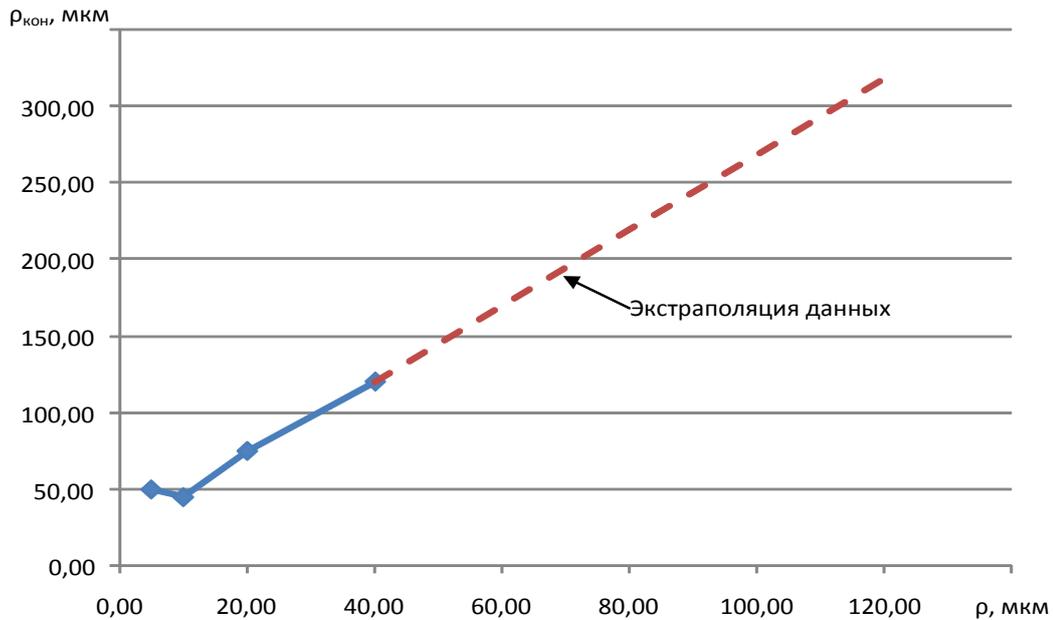


Рисунок 8.12 – Влияние величины начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 на величину конечного значения радиуса округления режущей кромки $\rho_{кон}$ после разрушения режущей кромки в заданных условиях

Интерес представляет количество циклов резания до некоторого частичного разрушения режущей кромки при заданном начальном радиусе ее округления. Эту задачу можно решить, основываясь на теории накопления повреждений и экспериментальной зависимости количества циклов до разрушения от амплитуды сжимающих напряжений в асимметричном цикле нагружения для однокарбидного твердого сплава, представленных на рисунке 3.3. Определенное по этому графику количество циклов до разрушения определенного объема режущей кромки при различных начальных радиусах ее округления представлены в таблице 8.1. Видно, что с увеличением ρ_0 , при прочих равных условиях, количество циклов до разрушения увеличивается, что свидетельствует об увеличении стойкости инструмента.

Таблица 8.1 – Количество циклов до разрушения N и величина конечного радиуса округления $\rho_{\text{кон}}$ в зависимости от начального радиуса округления режущей кромки ρ_0

ρ_0 , мкм	σ_3 , ГПа	N	$\rho_{\text{кон}}$, мкм
5	2.8	800	5
10	2.6	1500	45
20	2.2	8000	75
40	2.5	1100	120

Вместе с тем, более чем трехкратное увеличение радиуса округления после разрушения режущей кромки приводит к существенному увеличению силы резания. В случае фрезерования чрезмерная величина силы резания вызывает относительно большие напряжения в рабочей части и, следовательно, поломку фрезы. Следовательно, наибольший ресурс будет иметь фреза с таким начальным радиусом округления ρ_0 , который обеспечит наибольшее количество циклов резания до достижения предельного значения радиуса округления режущего лезвия $\rho_{\text{пред}}$. Это положение принято в данном исследовании как критерий отказа.

Таким образом, за рабочую гипотезу может быть принято положение о том, что изменение радиуса округления при фрезеровании в условиях высокой износостойкости твердого сплава происходит ступенчато. Когда лезвие с заданным начальным радиусом округления выработало свой ресурс, происходит его частичное разрушение с образованием новой поверхности округленной части режущей кромки с новым радиусом, имеющим несколько большую величину (рис. 8.12). Вновь образованное лезвие продолжает работу и, относительно мало изнашиваясь, сохраняет сформированный радиус округления в течение относительно большого времени работы инструмента. Через определенное количество циклов резания режущая кромка снова начинает разрушаться с увеличением радиуса ее округления. Так продолжается до тех пор, пока не будет достигнуто предельное значение

радиуса округления режущей кромки $\rho_{\text{пред.}}$, приводящее к поломке рабочей части фрезы.

Основываясь на представлении о работе режущих лезвий фрез и принятом критерии отказа, были рассчитаны суммарные количества циклов резания до достижения предельного радиуса округления режущей кромки для лезвий с различным начальным радиусом округления режущей кромки (рис. 8.13). Анализ полученных результатов позволяет сделать вывод о том, что для описанных условий наибольший ресурс (количество циклов резания) обеспечивает начальный радиус округления режущей кромки, равный 20 мкм. Как меньшие, так и большие радиусы округления обеспечивают почти в два раза меньший ресурс лезвий.

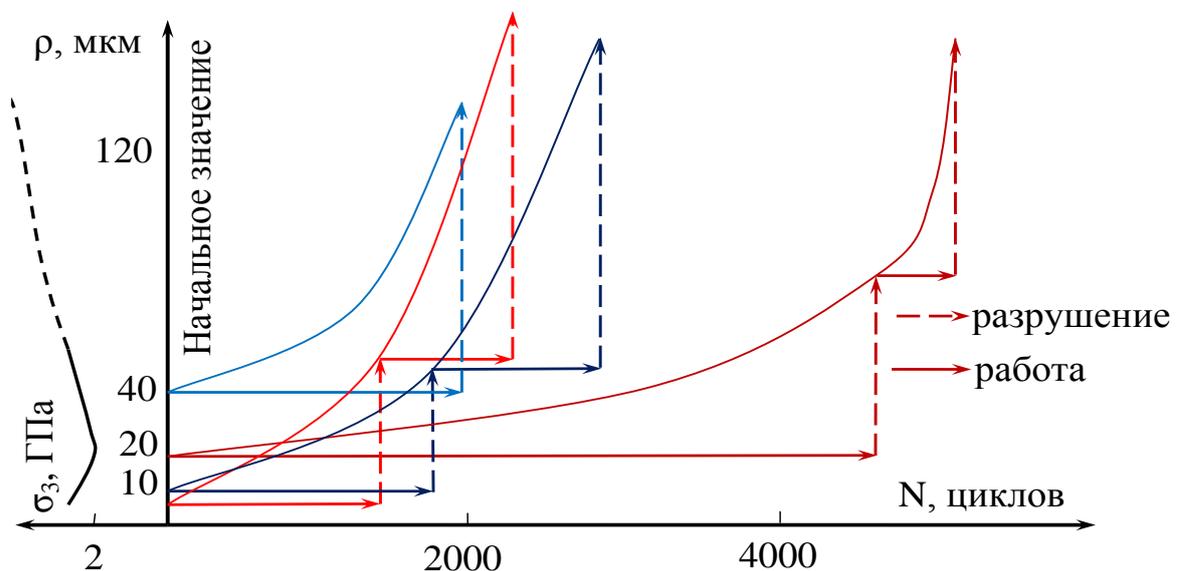


Рисунок 8.13 – Изменение радиуса округления режущей кромки в зависимости от начальной величины радиуса округления лезвия и количества циклов резания в заданных условиях

8.4 Экспериментальное исследование изменения радиуса округления режущей кромки в процессе резания

8.4.1 Методика экспериментальных исследований

Эксперимент проводился на вертикально-фрезерном станке 6Н13Ф3 с системой ЧПУ WL4М (рис. 8.14). Использовалась фреза Guehring 3677 диаметром

16 мм. Материал инструмента DK460UF (однокарбидный твердый сплав, Co 10%, размер зерна карбида 0.5 мкм). Осуществлялась обработка стали аустенитного класса 12X18H12M3ТЛ. Режим резания соответствовал режиму, рекомендуемому производителем: $V=50.3$ м/мин, $S_z=0.04$ мм/зуб, $n=1000$ об/мин, $S_m=120$ мм/мин. С целью исключения вибраций ширина фрезерования была выбрана равной $B=5$ мм.

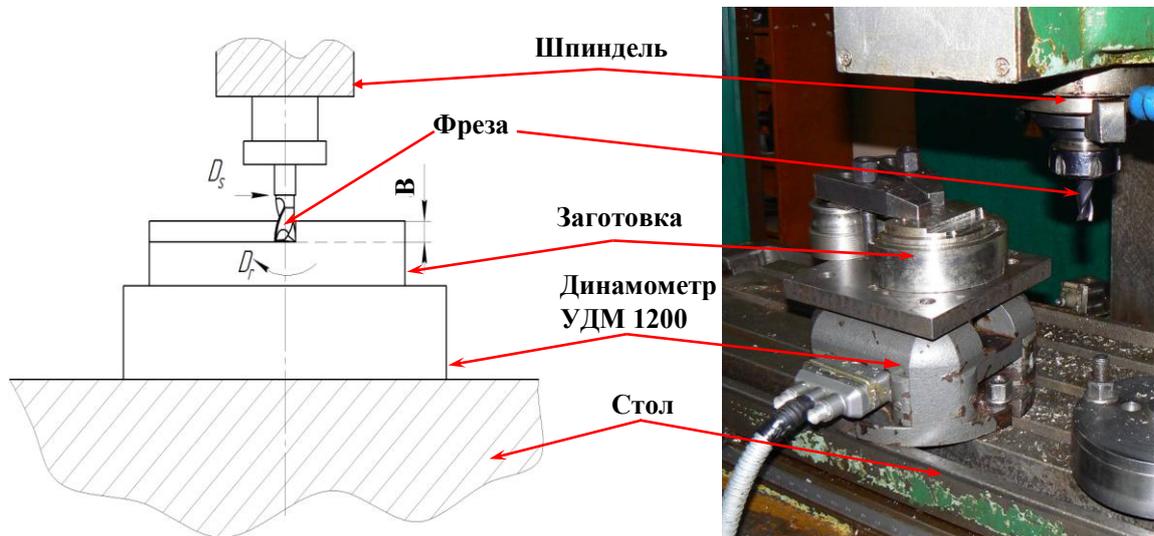


Рисунок 8.14 – Наладка станка 6Н13Ф3 в экспериментальных исследованиях

Измерение радиуса округления режущей кромки фрезы проводилось через определенные промежутки времени работы инструмента в зависимости от пройденного пути резания (10 – 20 мм). Измерение проводилось методом сканирования режущей кромки со стороны задней поверхности [145] на растровом электронном микроскопе РЭМ100-УМ. Принцип наблюдения в этом микроскопе основан на облучении исследуемого образца сфокусированным пучком электронов с минимальным диаметром около 10 нм, что соответствует предельному разрешению этого способа наблюдения. В каждый момент времени положение пучка согласуется с положением точки изображения, выводимой на экран электронно-лучевой трубки (ЭЛТ). В условиях применения детектора Э-Т яркость точки на экране ЭЛТ сильно зависит от угла наклона нормали к поверхности, облучаемой электронным пучком, – проявляется т. н. эффект топографического контраста. Вместе с этим яркость изображения на экране ЭЛТ S , характеризуемая сигналом вторичных электронов в режиме вторичной электронной эмиссии, пропорциональна $\sec \theta$ [146], т.е.

$$S = S_0 \sec \theta, \quad (8.1)$$

где S - яркость изображения;

S_0 - некоторый коэффициент, величина которого в каждом конкретном случае зависит от настройки микроскопа;

θ - угол наклона нормали к поверхности.

При этом контраст изображения определяется зависимостью

$$\frac{dS}{S} = \operatorname{tg} \theta d\theta. \quad (8.2)$$

Измерение радиуса округления РК основано на описанном эффекте формирования топографического контраста.

В соответствии с принципом формирования топографического контраста и согласно формуле (8.1), при сканировании участка РК лучом, перпендикулярным передней поверхности лезвия (рис. 8.15), наличие кривизны поверхности будет проявляться в виде изменения средней яркости изображения ее микрорельефа, а границы полосы этого изменения яркости в каждом пересечении соответствуют границам поверхности округления РК, то есть изменению угла нормали к ней.

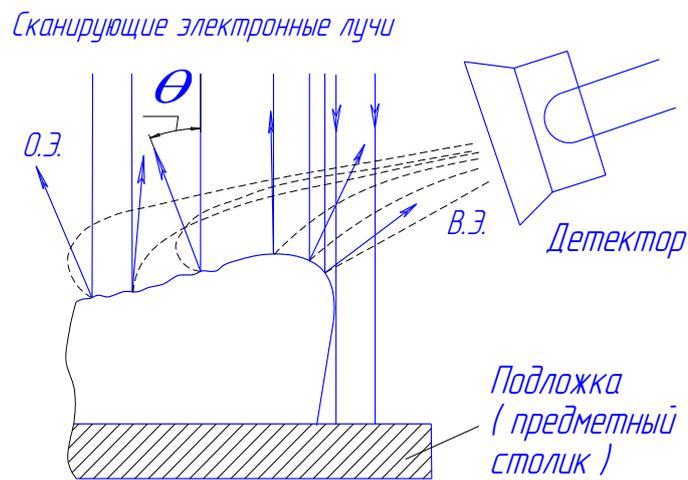


Рисунок 8.15 – Реализация сканирования в РЭМ: О.Э. – отраженные электроны, В.Э. – вторичные электроны

Характерные фотографии режущей кромки показаны на рис. 8.16. Температура резания оценивалась по цветам побежалости стружки.

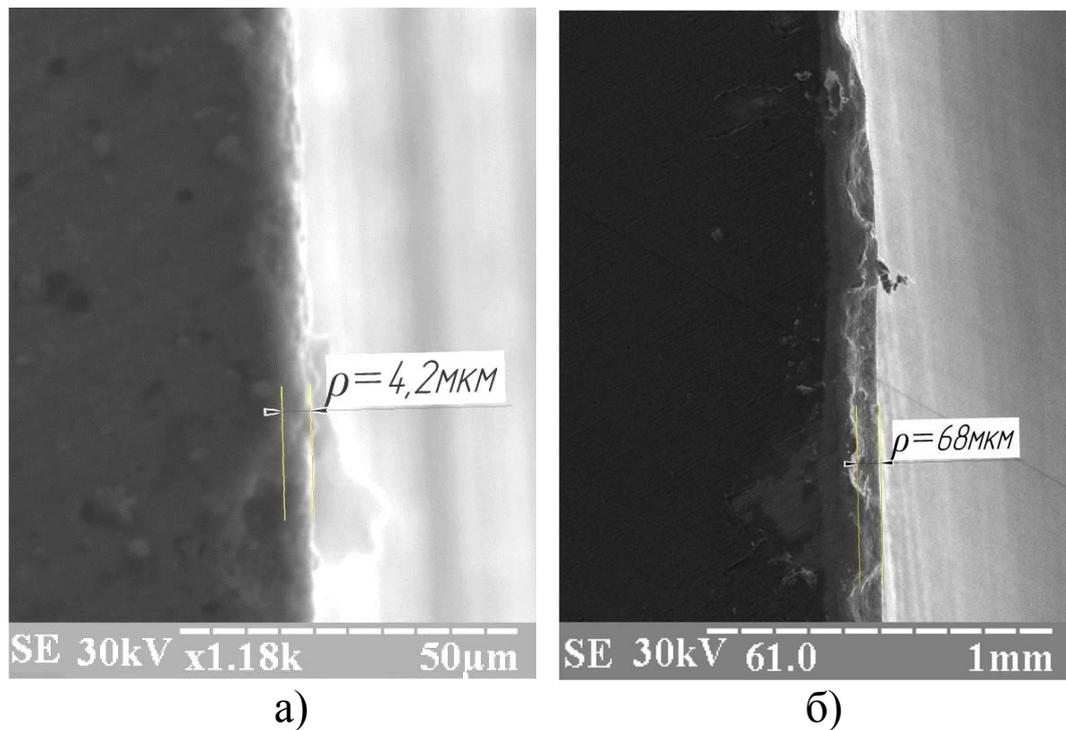


Рисунок 8.16 – Режущая кромка новой (а) и изношенной фрез (через 400 мм пути резания) (б)

8.4.2 Результаты исследований

На рис. 8.17 приведены результаты непосредственных измерений радиусов округления режущей кромки в различные моменты времени работы фрезы при заданных условиях (точки) и аппроксимирующая кривая, которая характеризует характер формирования новых поверхностей округленной части режущей кромки. Результаты измерений подтвердили описанный механизм разрушения режущей кромки и формирования радиуса ее округления, т.е. то положение, что радиус округления режущей кромки непрерывно ступенчато увеличивается. Причем, после ступенчатого мгновенного возрастания, наблюдается медленное равномерное уменьшение вновь сформированного радиуса (большого, чем на предыдущем этапе) режущей кромки, что также подтверждает выдвинутое ранее положение о «как бы самозатачивании лезвия» (разд. 8.3.2). Увеличение радиуса округления режущей кромки приводит к непрерывному увеличению температуры резания от 400 до 600 °С.

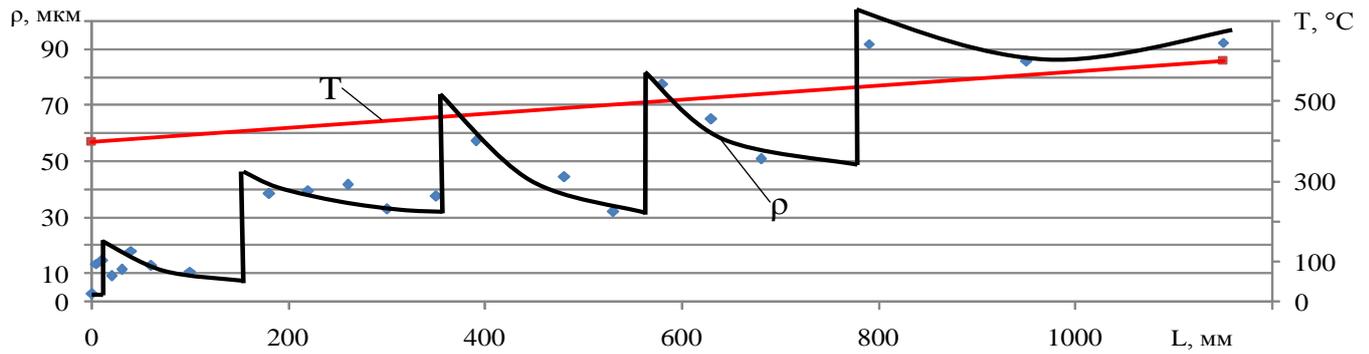


Рисунок 8.17 –Изменение радиуса округления режущих кромок фрезы Guehring 3677 диаметром 16 мм в зависимости от пройденного пути обработки при фрезеровании стали 12Х18Н12М3ТЛ: $n=1000$ об/мин, $S_m=120$ мм/мин, $V=5$ мм

В то же время, этот уровень температуры резания еще не сопровождается интенсификацией процесса изнашивания и образованием на задней поверхности существенной фаски износа. Величина фаски износа на задней поверхности после окончания приработки (для заданных условий - примерно через 150 мм пути обработки) составила около 0.1 мм и оставалась практически постоянной до 1200 мм пути обработки (рис. 8.18).

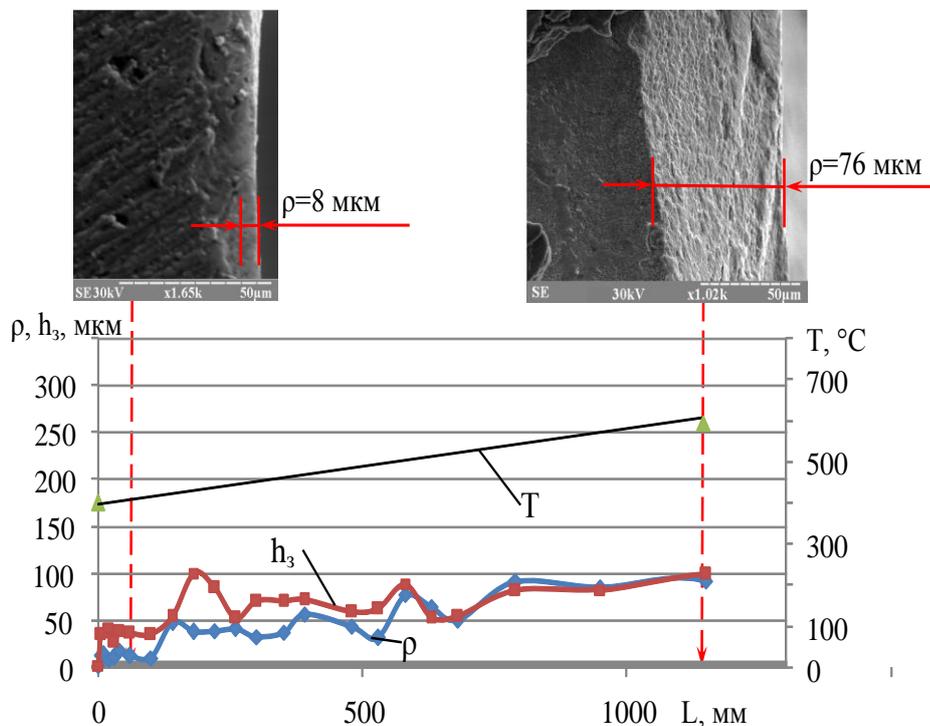


Рисунок 8.18 – Изменение радиуса округления режущей кромки в процессе фрезерования

Следует отметить то обстоятельство, что при относительно больших фасках износа начинает наблюдаться интенсивное скалывание режущей кромки, причем до такой степени, что аппроксимция ее поверхностей цилиндром становится практически невозможной. Поэтому измеренное значение ρ при больших фасках (120 – 170 мкм) износа (сколах) является некорректным (рис. 8.18).

На наш взгляд, наблюдаемая картина свидетельствует о следующем. Мелкозернистый твердый сплав имеет высокую износостойкость, что и обеспечивает в течение длительного времени постоянство фаски износа на задней поверхности после окончания периода приработки. Наряду с наблюдаемым постоянным изнашиванием задней поверхности лезвия происходит изменение радиуса округления режущей кромки, и особенно интенсивно в начальный период ее работы. Такое изменение ρ , в первую очередь, можно объяснить выкрашиванием режущей кромки. В результате последующего изнашивания лезвия происходит адаптация поверхности режущей кромки к вновь сложившимся условиям резания. Дальнейшее накопление повреждений в поверхности округленной части режущей кромки приводит к последующим сколам, увеличению радиуса округления режущей кромки, выведению системы из равновесия и ее постепенной адаптации к новым условиям. Этот процесс повторяется циклически, постепенно ухудшая условия резания, увеличивая температуру резания, силу резания, контактные напряжения и интенсивность изнашивания. Он происходит до тех пор, пока интенсивность изнашивания поверхности режущей кромки не превысит интенсивность ее скалывания. При достижении этого условия характер формирования нового состояния режущей кромки будет определяться преимущественно процессом ее непрерывного изнашивания, а не разрушения (скалывания, выкрашивания).

Таким образом, изменение радиуса округления режущей кромки в процессе резания происходит в результате действия двух конкурирующих механизмов: выкрашивания из-за накопления материалом режущей кромки предельного количества повреждений (1) и непрерывного изнашивания (2), стремящегося адаптировать режущую кромку под сложившиеся условия резания. Если превалирует первый процесс – происходит ступенчатое изменение режущей кромки,

если превалирует второй – происходит адаптация формы режущей кромки под сложившиеся условия, и радиус округления режущей кромки поддерживается в процессе резания практически постоянным. Для фрезерования материалов с высокой степенью упрочнения характерен именно первый случай, поскольку высокая амплитуда напряжений в режущей кромке способствует быстрому накоплению в ней предельного количества повреждений и выкрашиванию.

8.5 Влияние радиуса округления режущей кромки на запас прочности в рабочей части

Для исследования влияния радиуса округления режущей кромки на прочность рабочей части использована 3D-модель процесса фрезерования, описанная в разделе 2.5. Средний коэффициент трения, определенный из 2D-модели, был принят равным 0,55. Рассчитанные по формуле (**Ошибка! Источник ссылки не найден.**) силы резания возрастают с увеличением радиуса округления режущей кромки (рис. 8.19). Причем это возрастание мало заметно при величине ρ меньше 20 мкм из-за того, что при таких значениях ρ незначительно возрастает удельный вес проскальзывания в цикле резания при входе зуба в контакт со срезаемым слоем. В то же время, при больших ρ процесс стружкообразования становится неэффективным из-за существенно возрастающей силы резания.

Сила резания, Н

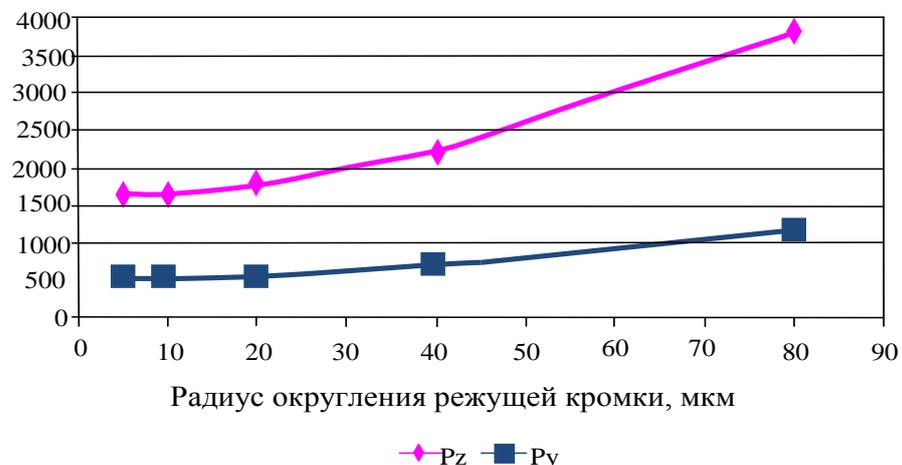


Рисунок 8.19 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальную силу резания при концевом фрезеровании ($V=50\text{ м/мин}$, $S_z=0,04\text{ мм/зуб}$, $z=3$, $d=16\text{ мм}$)

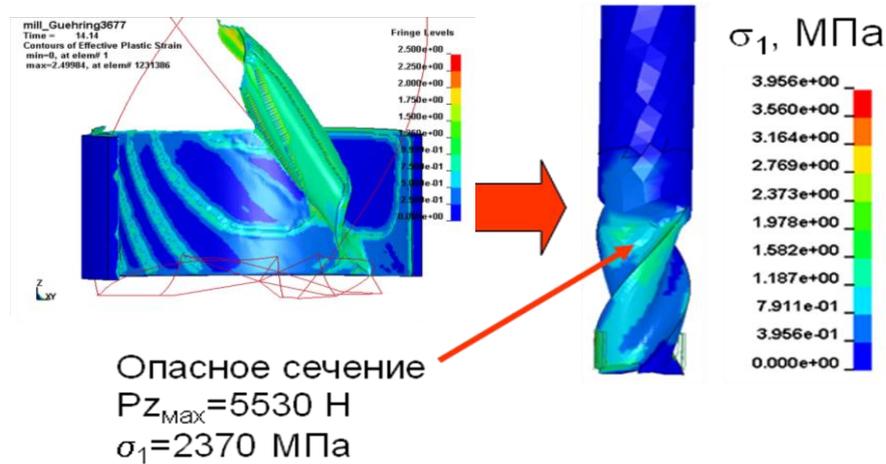


Рисунок 8.20 – Определение опасного сечения рабочей части

Исходя из допущения о линейной упругости инструментального материала, по имеющимся силам и полям напряжений в рабочей части фрезы при заданной геометрии и режимах резания были рассчитаны эквивалентные напряжения (по формуле 2.4) в критической области концевой фрезы (рис. 8.21). Из полученных данных видно, что максимальные напряжения (опасное сечение) возникают в рабочей части фрезы в месте окончания стружечных канавок (рис. 8.20). Максимальная величина напряжений в цикле резания является меньше предельно допустимых для заданных условий напряжений при радиусе округления режущей кромки ρ , меньшем 35 мкм. Коэффициент запаса прочности для принятой фрезы составляет около 1.3 в диапазоне $\rho=5\text{-}20\text{ мкм}$, что обеспечивает возможность сохранения работоспособности фрезы при заданной величине износа лезвия.

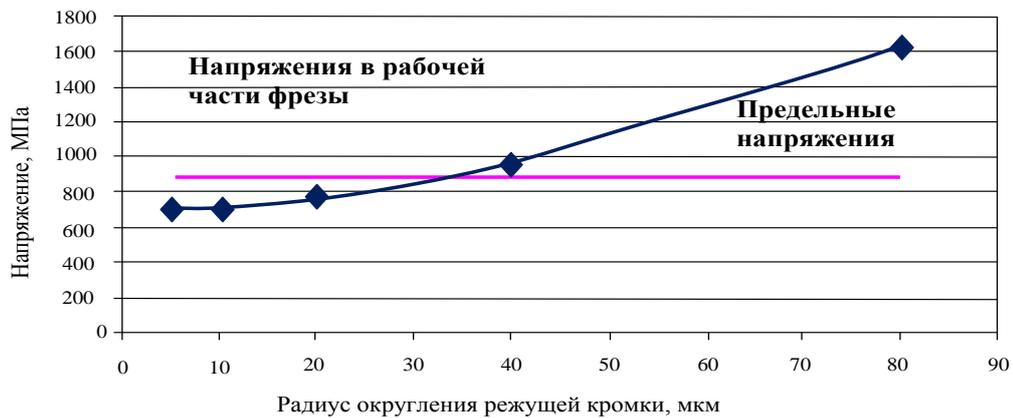


Рисунок 8.21 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальные главные напряжения в рабочей части концевой фрезы

8.6 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на виброустойчивость фрезерования

Анализ виброустойчивости системы «станок – инструмент – заготовка», проведенный по методике, описанной в разделе 2.6., показал, что радиус округления режущей кромки оказывает влияние на допустимую ширину концевого фрезерования, обеспечивающую виброустойчивое фрезерование (рис. 8.22). Для концевого фрезерования стали 12Х18Н12МЗТЛ цельной твердосплавной фрезой диаметром 16 мм с подачей 0,04 мм/зуб рекомендуемая производителем инструмента скорость резания 50 м/мин соответствует (для данного станка) частоте вращения шпинделя 1000 об/мин.

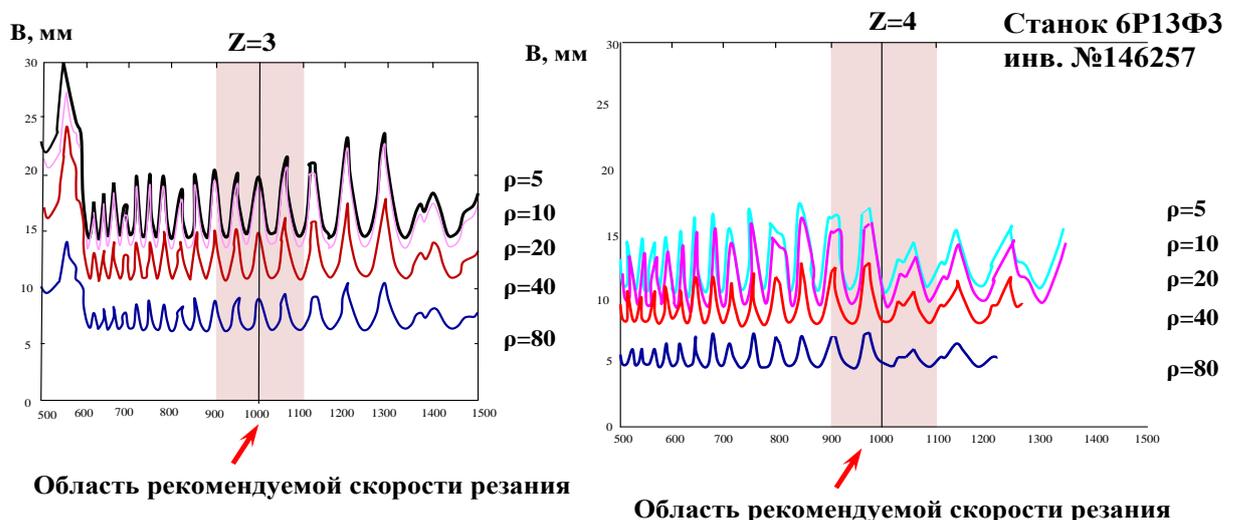


Рисунок 8.22 – Влияние радиуса округления режущей кромки на область устойчивого фрезерования

Предельная ширина фрезерования, при прочих равных условиях, уменьшается с увеличением радиуса округления режущей кромки (рис. 8.23). Это объясняет наблюдаемое на практике увеличение вибраций в процессе резания. Действительно, в процессе работы фрезы радиус округления увеличивается (см. п.4.4 и 4.5), что приводит к возрастанию удельных сил и, следовательно, к увеличению вибраций и потере виброустойчивости фрезерования при достижении некоторого износа фрезы.

Установлено, что фреза с числом зубьев, равным трем, обеспечивает большую ширину устойчивого фрезерования, чем фреза с четырьмя зубьями и постоянным шагом винтовой линии зубьев. При ширине фрезерования, равной 16 мм, максимально допустимый радиус округления режущей кромки для обеспечения виброустойчивого фрезерования не должен превышать 30 мкм.

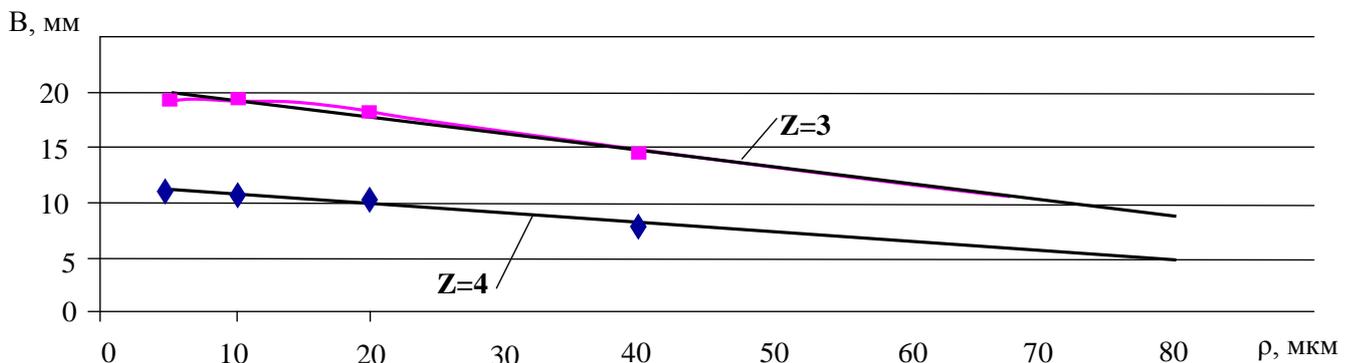


Рисунок 8.23 – Влияние радиуса округления режущей кромки на предельную величину фрезерования

8.7 Анализ влияния начального радиуса округления режущей кромки на стойкость концевых фрез

Таким образом, работоспособность цельных концевых фрез определяют процессы: изнашивание на задней поверхности, статическое и усталостное разрушения режущей кромки, разрушение рабочей части и виброустойчивость

процесса резания. Проведенный в разделах 4.2-4.6 анализ позволил выявить характер и степень влияния на указанные процессы величины начального радиуса округления режущей кромки при неизменных режимах резания.

Для заданных условий из условия статической прочности режущей кромки (раздел 4.3) доказано, что начальный радиус округления режущей кромки не должен быть менее 5 мкм: при меньших значениях начального радиуса округления возникают большие эквивалентные напряжения в зоне около режущей кромки, которые приводят к ее интенсивному скалыванию. Из условия прочности рабочей части фрезы (раздел 4.5) установлено, что максимально допустимый начальный радиус округления не должен превышать 35 мкм: при больших величинах начального радиуса округления режущей кромки силы резания имеют такие значения, при которых не соблюдается условие прочности рабочей части концевой фрезы, т.е., как правило, процесс обработки сопровождается поломкой инструмента. Анализ виброустойчивости процесса фрезерования (раздел 4.6) показал, что при значениях начального радиуса округления режущей кромки, превышающих 30 мкм, процесс концевой фрезерования фрезой $\varnothing 16$ мм виброустойчивое фрезерование обеспечивается при $V < 16$ м/мин. Проведенные исследования усталостной прочности режущего лезвия позволили выявить экстремальный характер влияния величины начального радиуса округления режущей кромки на ресурс лезвия с максимумом для заданных условий фрезерования около 20 мкм (рис. 4.24). С увеличением ρ_0 возрастает интенсивность изнашивания на задней поверхности и ресурс инструмента уменьшается.

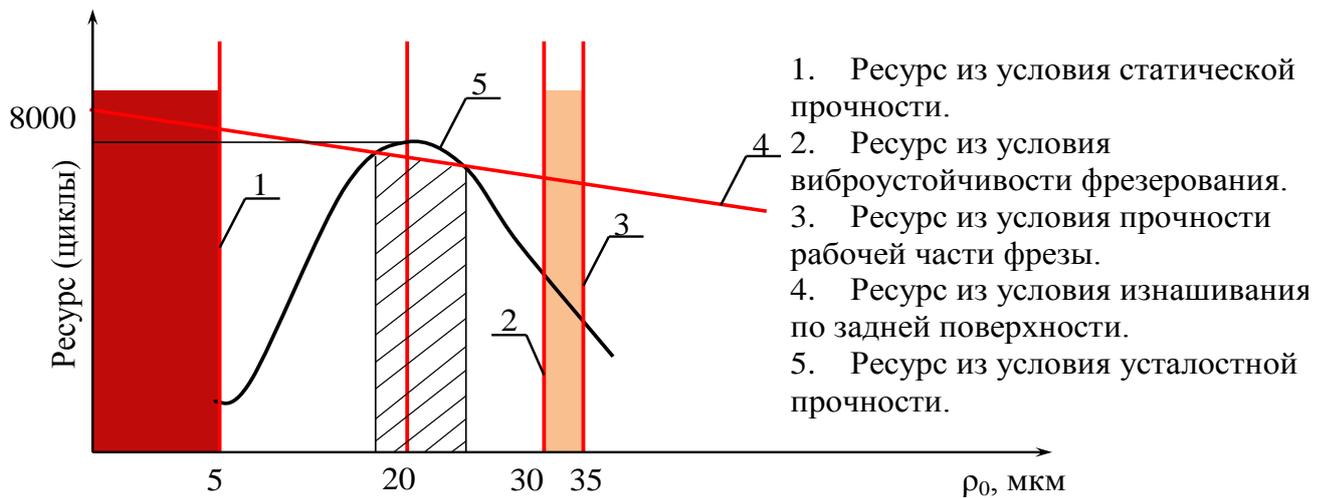


Рисунок 8.24 – Влияние различных факторов на ресурс твердосплавной концевой фрезы

Установлено, что диапазон применимых значений начального радиуса округления режущей кромки ограничен статической прочностью лезвия (1) и виброустойчивостью (2) процесса резания (рис. 8.24). Для заданных условий этот диапазон составляет от 5 до 30 мкм. Оптимальные (рациональные) значения начального радиуса округления режущей кромки, обеспечивающие максимально возможный ресурс инструмента, находятся в этом диапазоне и ограничены ресурсом из условия усталостной прочности режущей кромки (5) и ресурсом из условия изнашивания лезвия по задней поверхности (4), т.е. величиной фаски износа. Если принять в качестве критерия износа величину размерного износа, равную 50 мкм, что соответствует фаске износа по задней поверхности, равной 0,3 мм, то в указанном диапазоне ρ_0 ресурс фрезы будет уменьшаться от 800 до 7500 циклов. С другой стороны, исходя только из условия усталостной прочности лезвия максимальный ресурс инструмента будет достигнут при начальном радиусе округления режущей кромки около 20 мкм. Графическое сравнение этих данных (рис. 8.24) показывает, что наибольший ресурс инструмента будет достигаться в диапазоне от 17 до 23 мкм (заштрихованная зона), т.е. 20 ± 3 мкм. Такое качество режущей кромки может быть достигнуто с помощью современных технологий доводки рабочих поверхностей лезвий инструментов. Режущие кромки инструмента после заточки желательнее подвергать дополнительной финишной обработке с целью

создания требуемого начального радиуса округления режущих кромок инструментов различных назначений [3, 147, 148, 149, 150, 151, 152], что обеспечивает увеличение стойкости режущей кромки. Наибольший успех в этом направлении достигнут при изготовлении сменных твердосплавных пластин. Многолезвийные инструменты, в отличие от однолезвийных имеют более сложную форму, что значительно усложняет процесс обеспечения стабильного значения радиусов округления режущих кромок на всех лезвиях. Решение этой проблемы возможно путем применения метода обработки щетками, который уже относительно давно используется для обработки режущих кромок инструмента [153, 154]. Во время обработки щетки из нейлона или натурального волоса, покрытые абразивом, ударяют по лезвиям инструмента, в результате чего обеспечивается снятие материала. В качестве абразива могут эффективно использоваться также пасты и гели на основе карбидов корунда, алмаза или кремния.

Одним их эффективных для обработки режущих кромок и поверхностей инструмента является метод обработки в свободном абразиве. В зависимости от параметров обработки этот метод позволяет получать радиус округления режущей кромки менее 4 мкм [155]. К группе методов обработки свободными зернами абразива принадлежит и магнито-абразивная обработка, которая может быть применена как для снятия заусенцев, сглаживания, очистки и полировки, так и обеспечения требуемого начального радиуса округления режущей кромки [156, 157, 158, 159, 160, 161, 162, 163].

8.8 Разработка практических рекомендаций по выбору радиуса округления режущей кромки

8.8.1 Исследование влияния режима резания на оптимальную величину радиуса округления режущей кромки

Рассмотрим влияние режима резания на оптимальное значение режущей кромки при фрезеровании цельными концевыми фрезами. Важнейшими элементами режима резания, которыми можно управлять в процессе обработки, для рассматриваемого процесса являются скорость резания V и подача S_z . Для определенности примем ширину фрезерования, равную одному диаметру фрезы, а глубину фрезерования – половине диаметра фрезы. Такие условия чаще всего встречаются на практике.

Исследование выполним на примере фрезы конструкции №3677, рассмотренной в разделе 4. Подачу будем варьировать в диапазоне от 0.02 до 0.08 мм/зуб, скорость резания от 50 до 100 м/мин. План виртуального эксперимента представлен в таблице 8.2.

Таблица 8.2 – План виртуального эксперимента

Номер опыта	V , м/мин	S_z , мм/зуб	ρ , мкм
1	50	0.02	10
2	50	0.02	20
3	50	0.02	40
4	50	0.02	80
2	50	0.08	10
3	50	0.08	20
4	50	0.08	40
5	50	0.08	80
6	75	0.04	10
7	75	0.04	20
8	75	0.04	40
9	75	0.04	80
10	100	0.04	10
11	100	0.04	20
12	100	0.04	40
13	100	0.04	80

При скорости резания 50 м/мин и подаче 0,02 мм/зуб рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 40 мкм (рис. 8.25),

поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

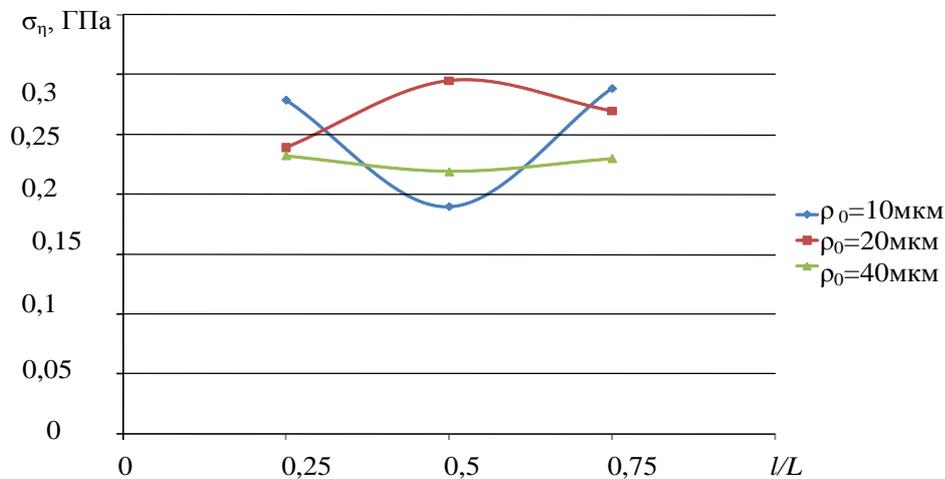


Рисунок 8.25 – Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 50 м/мин, подаче 0,02 мм/зуб

При скорости резания 50 м/мин и подаче 0,08 мм/зуб е рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 10 мкм (рис. 8.26), поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

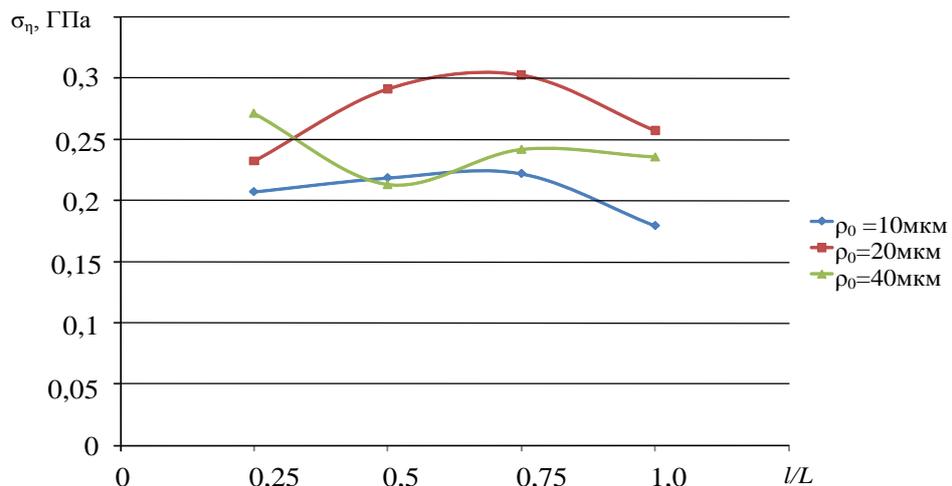


Рисунок 8.26 - Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 50 м/мин, подаче 0,08 мм/зуб

При скорости резания 75 м/мин и подаче 0,04 мм/зуб ее рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 20 мкм (рис. 8.27),

поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

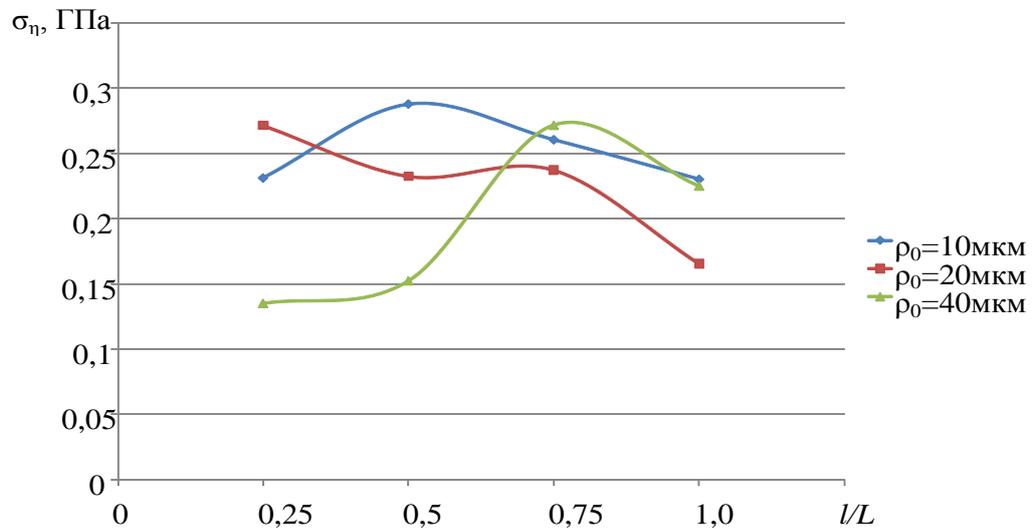


Рисунок 8.27 - Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 75 м/мин, подаче 0,04 мм/зуб

При скорости резания 100 м/мин и подаче 0,04 мм/зуб рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 10 мкм (рис. 8.28), поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

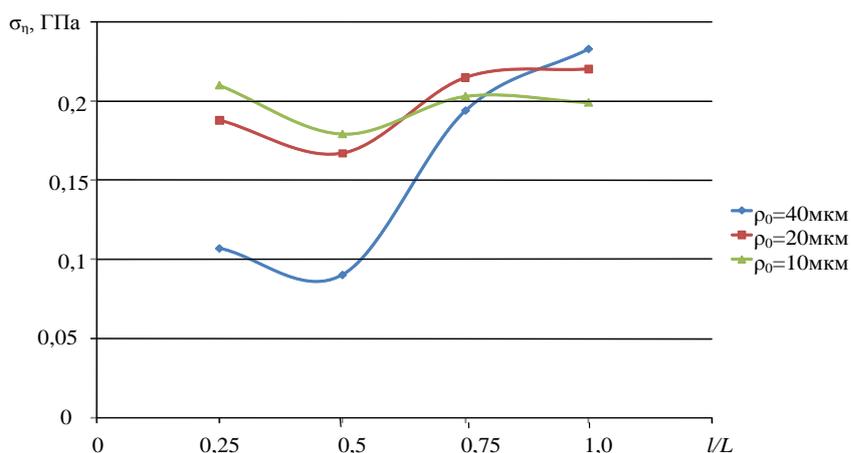


Рисунок 8.28 - Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 100 м/мин, подаче 0,04 мм/зуб

Полученные результаты исследований можно представить зависимостью:

$$\rho_0 = \frac{105 - 0,6V - 750S_z}{1,5} \begin{cases} 50 \text{ м/мин} < V < 100 \text{ м/мин} \\ 0,02 \text{ мм/зуб} < S_z < 0,08 \text{ мм/зуб} \end{cases} \quad (8.3)$$

где V - скорость резания, м/мин;

S_z - подача, мм/зуб;

ρ_0 - начальный радиус округления режущей кромки, мкм.

Графическое представление этой зависимости показано на рисунке 8.29.

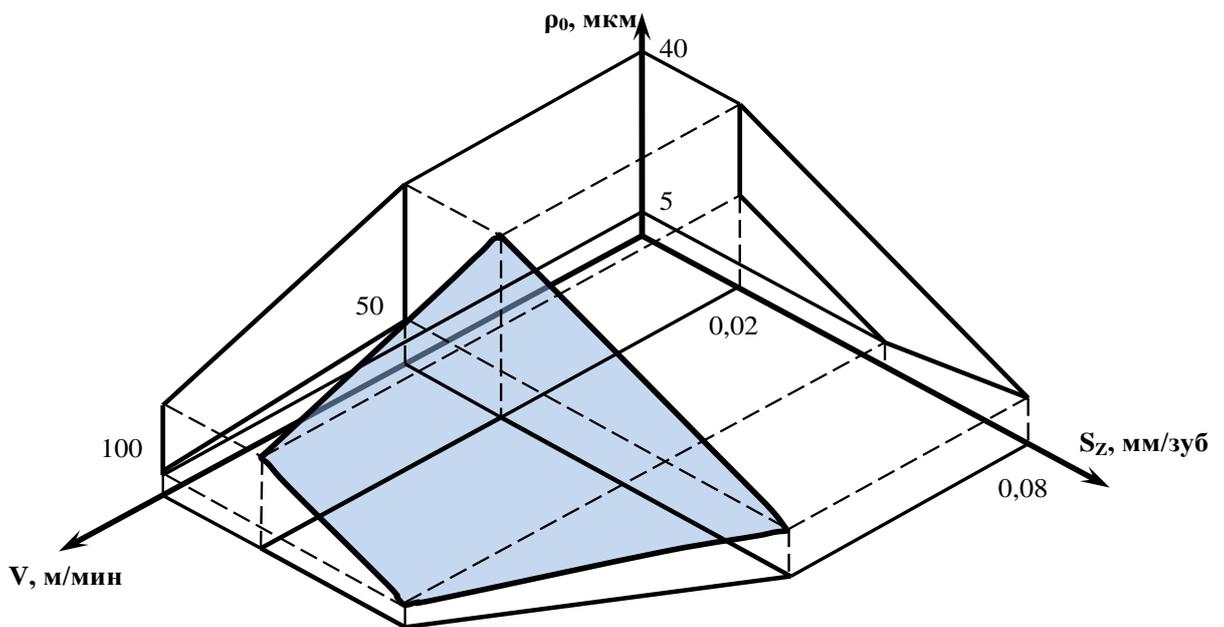


Рисунок 8.29 – Влияние режимов фрезерования на начальный радиус округления режущей кромки

8.8.2 Экспериментальное исследование влияния режимов фрезерования на начальный радиус округления режущей кромки, обеспечивающий наибольший ресурс инструмента

Для экспериментального подтверждения зависимости (8.3) был проведен эксперимент по изучению влияния режимов фрезерования на радиус округления режущей кромки, обеспечивающий наибольший ресурс инструмента при фрезеровании стали 12Х18Н12МЗТЛ цельными твердосплавными фрезами диаметром 16 мм. Для этого были взяты фрезы с начальными значениями радиусов округления режущей кромки 4,2, 20 и 35 мкм.

Наладка для проведения эксперимента аналогична наладке, описанной в разделе 8.4.1. Скорость резания была выбрана равной $V=80\text{ м/мин}$, что соответствует частоте вращения шпинделя, равной 1600 об/мин. Подача на зуб фрезы составляла 0,036 мм/зуб. Эксперимент проводился при фрезеровании однозубой фрезой. Минутная подача составляла 58 мм/мин.

Проведенные исследования показали, что для фрезы с начальным радиусом округления режущей кромки 4.2 мкм значение силы резания в начальной стадии процесса резания составило 750Н (рис. 8.30).

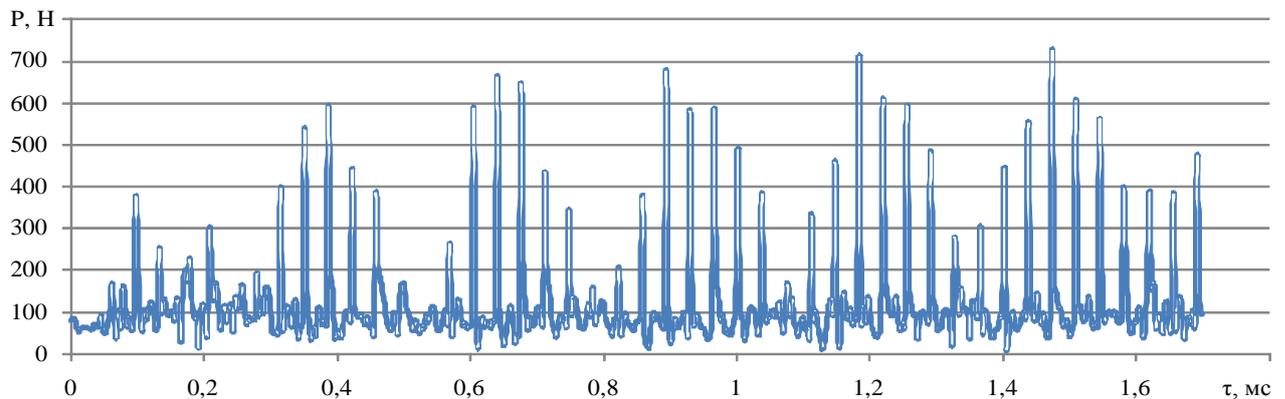


Рисунок 8.30 – Изменение силы резания в начальной стадии процесса резания при начальном радиусе округления режущей кромки 4.2 мкм

После того, как фреза прошла путь в движении подачи 125 мм, сила резания составила 1350Н (рис. 8.31), т.е. увеличение силы резания при начальном радиусе округления режущей кромки фрезы 4.2 мкм составило 600Н.

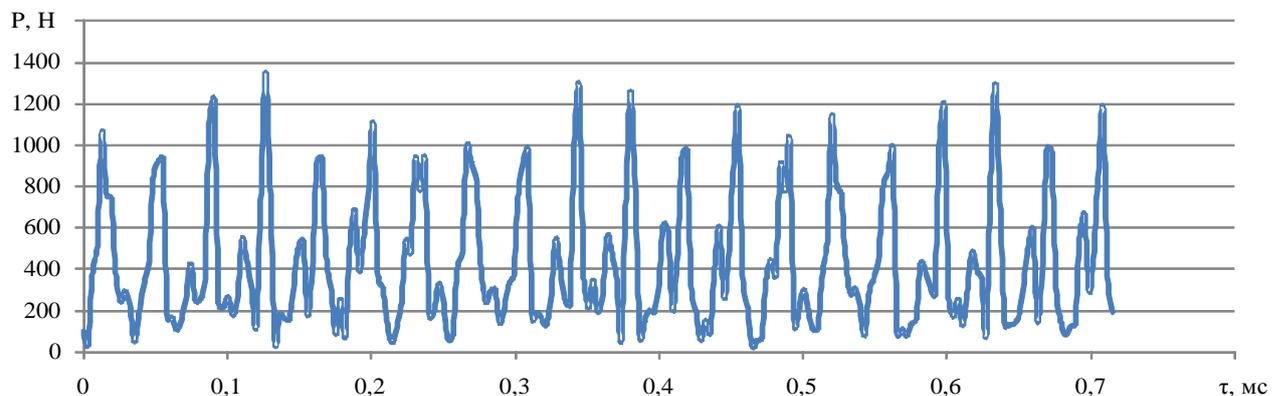


Рисунок 8.31 - Изменение силы резания после пути фрезерования в движении подачи 125мм (в завершающий момент фрезерования) при начальном радиусе округления режущей кромки 4.2 мкм

Состояние режущей кромки фрезы с начальным радиусом округления 4.2 мкм до начала проведения эксперимента и после его завершения представлены на рис. 8.32. Из представленных фотографий видно, что после того, как фреза прошла путь 125 мм, фаска износа по задней поверхности составила 250 мкм.

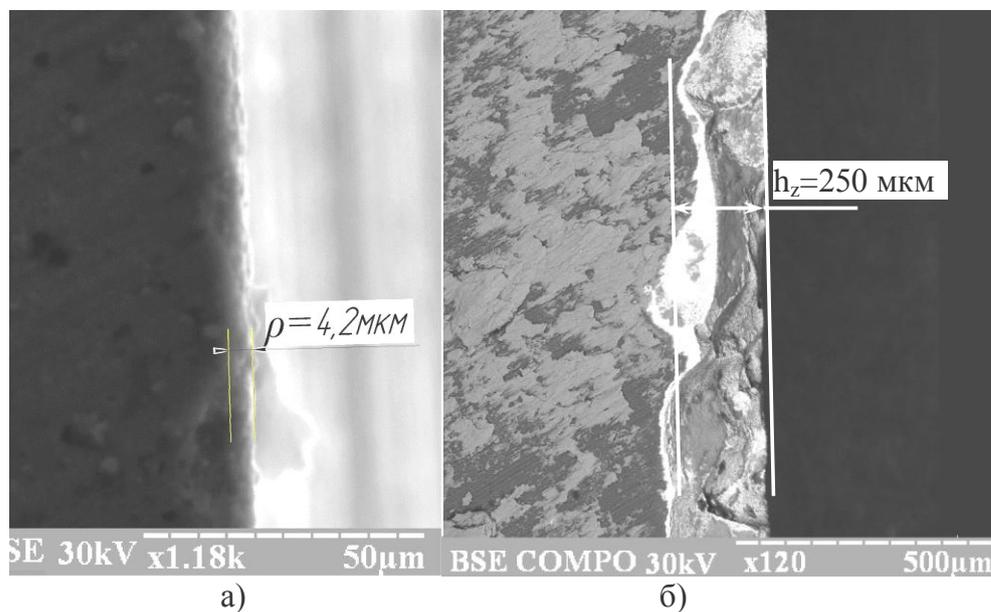


Рисунок 8.32 – Режущая кромка цельной твердосплавной фрезы с начальным радиусом округления 4,2 мкм: а) до начала обработки; б) после завершения обработки

Проведенные исследования при фрезеровании с начальным радиусом округления режущей кромки 20 мкм показало, что значение силы в начальной стадии процесса резания составило 900Н (рис. 8.33).

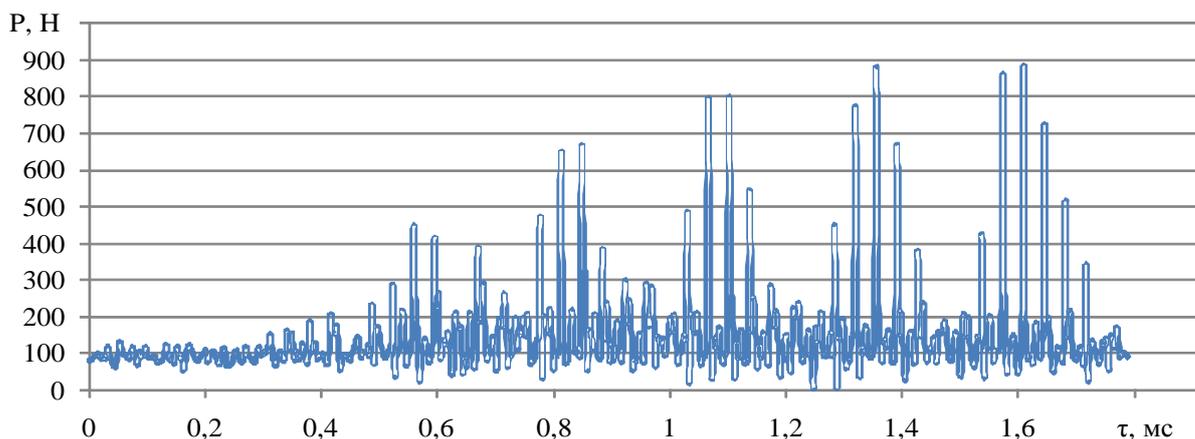


Рисунок 8.33 – Изменение силы резания в начальный момент фрезерования при начальном радиусе округления режущей кромки 20 мкм

После того как фреза прошла путь 125 мм сила резания составила 1550 Н (рис. 8.34), т.е. увеличение силы резания при начальном радиусе округления режущей кромки фрезы 20 мкм составило 650Н.

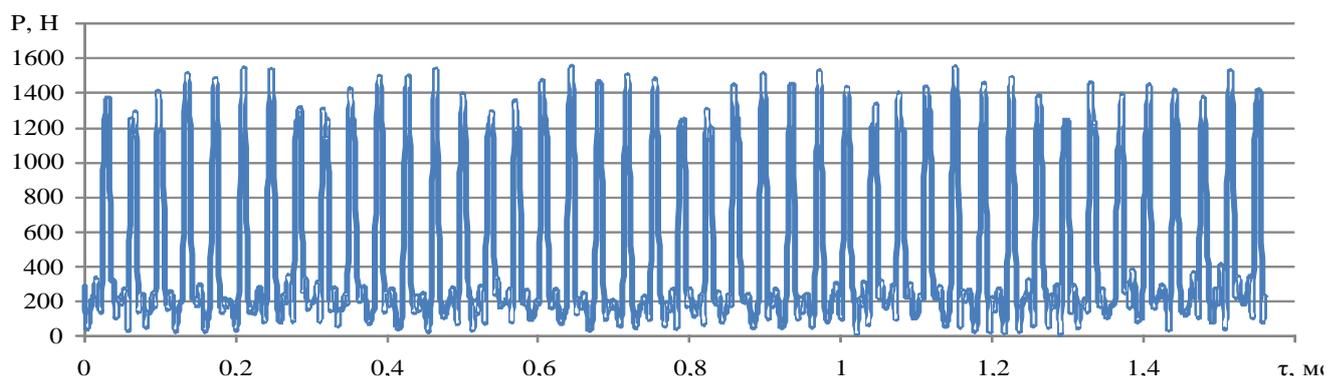


Рисунок 8.34 – Измерение силы резания в завершающий момент фрезерования при начальном радиусе округления 20 мкм

Состояние режущей кромки фрезы с начальным радиусом округления 20 мкм до начала начала обработки и после ее завершения представлены на рис. 8.35. Из представленных фотографий видно, что после того как фреза прошла путь 125 мм, фаска износа по задней поверхности составила 150 мкм.

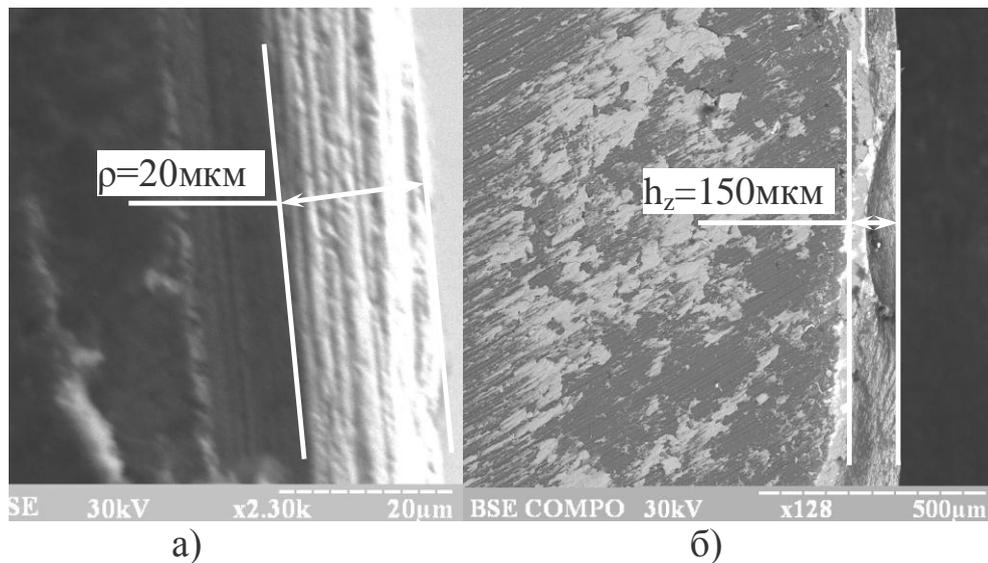


Рисунок 8.35 – Режущая кромка цельной твердосплавной фрезы с начальным радиусом округления 20 мкм: а) до начала обработки; б) – после завершения обработки

Проведенные исследования при фрезеровании с начальным радиусом округления режущей кромки 35 мкм показали, что значение силы в начальной стадии процесса резания составило 900Н (рис. 8.36).

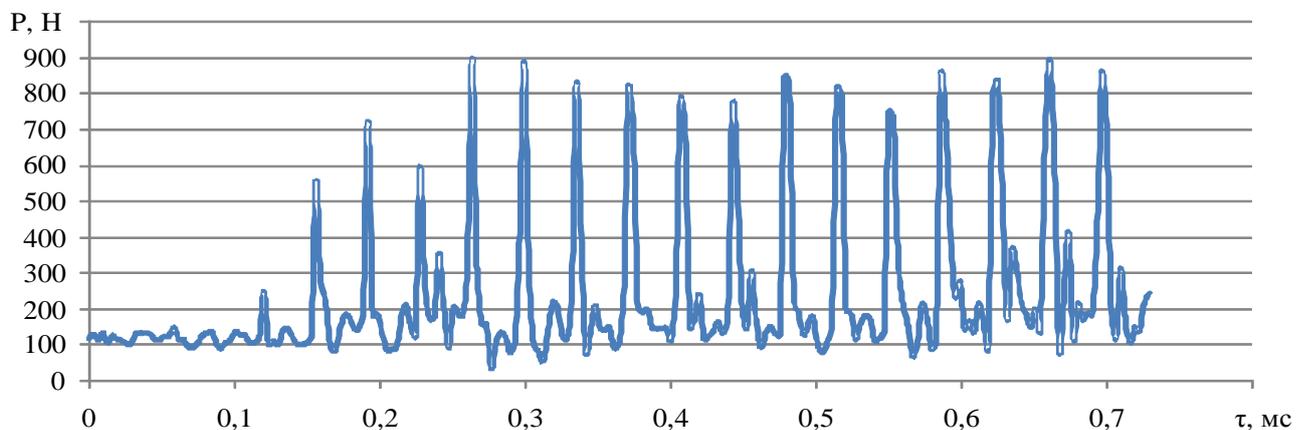


Рисунок 8.36 – Измерение силы резания в начальный момент фрезерования при начальном радиусе округления режущей кромки 35 мкм

После того как фреза прошла путь 85 мм сила резания составила 1500 Н (рис. 8.37), т.е. силы резания при начальном радиусе округления режущей кромки фрезы 35 мкм составило 600Н.

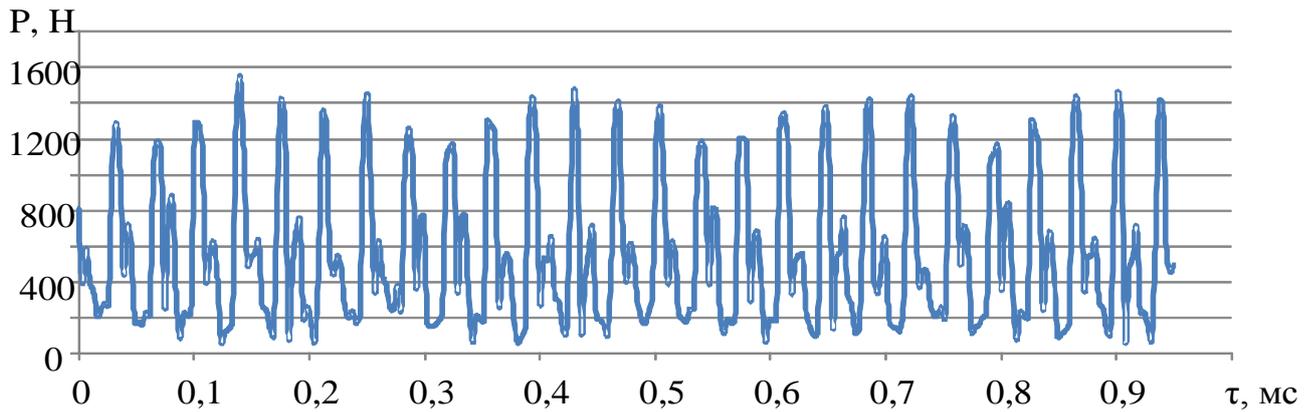


Рисунок 8.37 – Изменение силы резания в завершающий момент фрезерования при начальном радиусе округления 35 мкм

Состояние режущей кромки фрезы с начальным радиусом округления 35 мкм до начала обработки и после ее завершения представлены на рис. 8.38. Из представленных фотографий видно, что после того как фреза прошла путь 85 мм, фаска износа по задней поверхности составила 400 мкм.

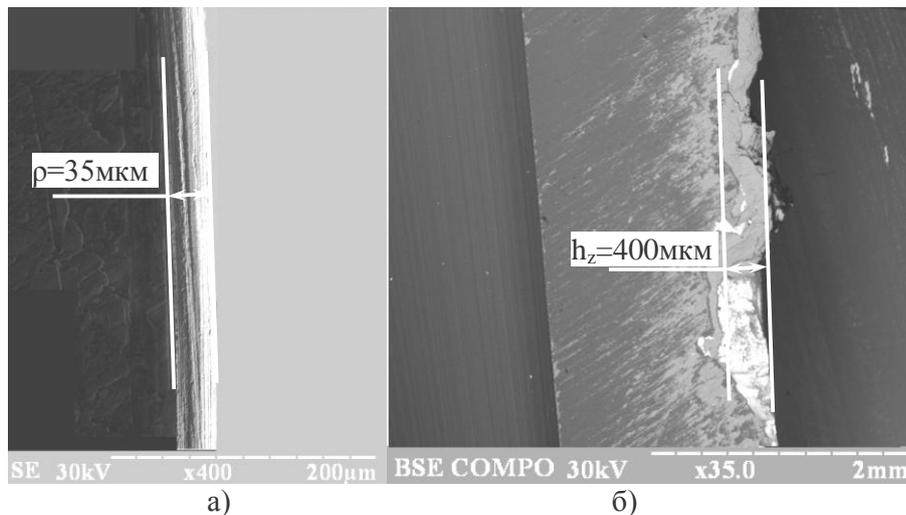


Рисунок 8.38 – Режущая кромка цельной твердосплавной фрезы с начальным радиусом округления 35 мкм: а) до начала обработки; б) после завершения обработки

Обобщенные результаты проведенного эксперимента представлены в таблице 8.3

Таблица 8.3 – Результаты эксперимента

Начальный радиус округления режущей кромки ρ_0 , мкм	Пройденный путь фрезерования L , мм	Фаска износа по задней поверхности и h_z , мкм	Сила резания в начальной стадии фрезерования P, H	Сила резания в завершающей стадии фрезерования P, H	Изменение (возрастание) силы резания $\Delta P, H$
4.2	125	250	750	1350	600
20	125	150	900	1550	650
35	85	400	900	1500	600

Из полученных результатов установлено, что при начальном радиусе округления режущей кромки 20 мкм при фрезеровании стали 12X18H12M3ТЛ наблюдается наименьшая интенсивность изнашивания режущего лезвия цельной твердосплавной концевой фрезы. При этом изменение силы резания от начала до завершения процесса фрезерования для всех рассмотренных радиусов округления режущих кромок практически одинаково. Исходя из этого, можно сделать вывод, что при начальном радиусе округления режущей кромки, равном 20 мкм, обеспечивается наибольший ресурс инструмента, что подтверждает результаты виртуального эксперимента с помощью разработанной модели (см. разд. 4.7).

8.8.3 Практическое применение результатов работы

В настоящее время существенной проблемой на ПАО «Насосэнергомаш» является обработка диффузорных каналов в деталях типа «Аппарат направляющий». Существующая на предприятии технология не позволяет произвести фрезерование диффузорных каналов одного «Аппарата направляющего» менее, чем за 1000 мин. Учитывая увеличения производственной программы, повышение производительности обработки диффузорных каналов в аппаратах направляющих для данного предприятия является актуальной и важной задачей.

Разработанные в предыдущих пунктах рекомендации позволили выбрать режущий инструмент с заданным состоянием его режущих кромок, который

обеспечил повышение производительности. Продемонстрируем это на примере детали «Аппарат направляющий» чертеж Н18.220.40.06. Контур диффузорного канала имеет криволинейную форму с изменяющейся шириной канала, которая в минимальном сечении составляет 44,5 мм, глубина канала изменяется в пределах от 44 до 60 мм (рис. 8.39).

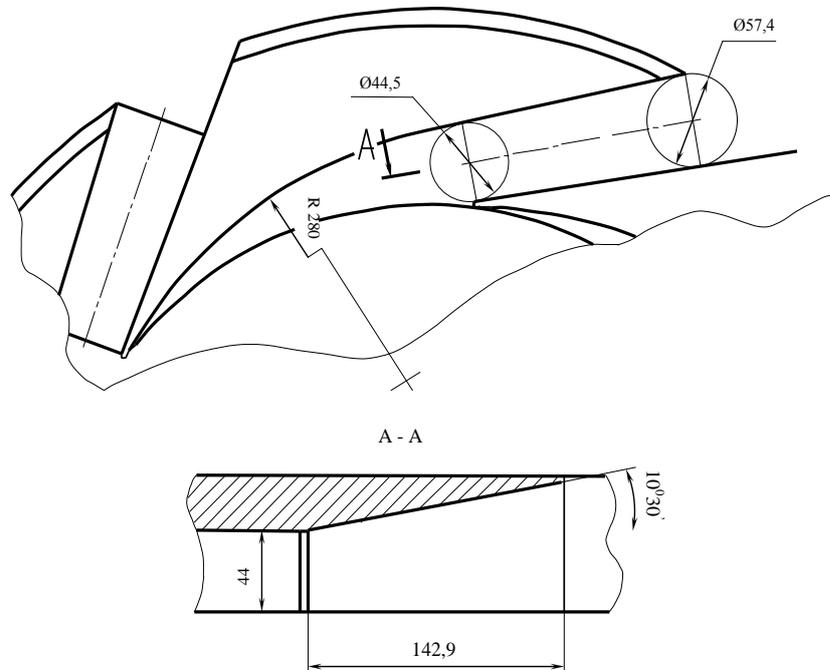


Рисунок 8.39 – Эскиз диффузорного канала направляющего аппарата

Существующая ранее технология обработки подобных деталей предусматривала черновую обработку быстрорежущими фрезами с дальнейшей чистовой обработкой твердосплавными фрезами с напайными пластинами. Применение цельных твердосплавных фрез было экономически нецелесообразным, поскольку при фрезеровании такими фрезами их стойкость была в 40-50 раз ниже стойкости, которая была заявлена производителями этих фрез (рис. 8.40).

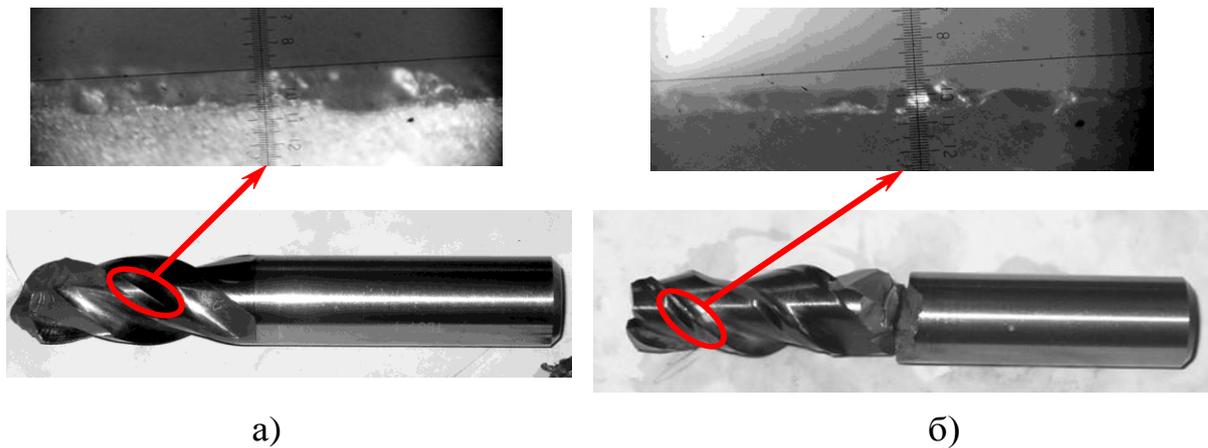


Рисунок 8.40 – Результаты производственных испытания цельных твердосплавных фрез: а) фреза фирмы Guehring; б) фреза фирмы Kempf

Производственные испытания цельных твердосплавных концевых фрез (рис. 8.40) показали, что фреза фирмы Guehring диаметром 16 мм, которая была рекомендована производителем для фрезерования пазов в отливках из стали 12X18Н12М3ТЛ с режимами резания $V=50$ м/мин, $S_z=0,0425$ мм/зуб, $V=16$ мм, $t=16$ мм, обеспечила стойкость, равную 1,2 м пути фрезерования в движении подачи. При этом производитель фрез заявлял стойкость в 40 м. Также были произведены испытания фрезы фирмы Kempf диаметром 16 мм, которая также была рекомендована производителем для фрезерования пазов в отливках из стали 12X18Н12М3ТЛ с режимами резания $V=60$ м/мин, $S_z=0,024$ мм/зуб, $V=16$ мм, $t=16$ мм. Эта фреза обеспечила стойкость, равную всего 0,5 м пути фрезерования, в то время как производитель фрез заявлял стойкость в 25 м. Такие результаты реально не обеспечивают экономическую эффективность фрезерования заготовок. Поэтому на ПАТ «Насосэнергомаш» и производилась обработка более дешевыми быстрорежущими фрезами.

На данном предприятии заготовка из стали 12X18Н12М3ТЛ, имеющая форму диска, выполняется литьем в песчаную форму \. Поэтому, исходя из имеющейся заготовки и требований к готовой детали, обработку целесообразнее всего проводить на вертикально-фрезерном станке с ЧПУ. Обработка должна производиться концевыми фрезами попутным фрезерованием, что должно обеспечить больший, по сравнению с определенным в работе, ресурс режущего

инструмента, в отличие от встречного фрезерования, при котором врезание лезвия фрезы будет производиться в материал упрочненный пластическими деформациями после предыдущего реза зуба фрезы, что существенно снижает стойкость обрабатываемого инструмента в результате дополнительного абразивного износа.

Длина траектории фрезы в одном канале составляет 818 мм. Фрезерование выполняется на вертикально-фрезерном станке 6Н13Ф3 с системой ЧПУ WL4M, который имеет ступенчатую коробку регулирования частот вращения шпинделя. Станок соответствует требованиям точности и жесткости по ГОСТ 17734-88.

Для обработки диффузорных каналов рассматривались следующие способы.

1. *Обработка быстрорежущей концевой фрезой (традиционная технология).*

Для обработки отливок из стали 20Х13Л была выбрана фреза 2223-0274 по ГОСТ17026 диаметром 32 мм с коническим хвостовиком и числом зубьев равном 4. Фрезерование диффузорного канала предлагается выполнять с шириной фрезерования 44 мм, что позволяет выполнить диффузорный канал за один проход концевой фрезы. Для обработки отливок из указанной стали рекомендуемая скорость резания принятой фрезой составляет 15 м/мин, что соответствует на заданном станке 160 об/мин; рекомендуемая подача составляет 0,05 мм/зуб, что для заданной частоты вращения соответствует 32 мм/мин. При таких режимах обработки машинное время фрезерования одного канала составляет 25,5 мин. Кроме того, установлено, что при такой технологии фрезерования сложно обеспечить требуемую чертежом шероховатость обработанной поверхности.

2. *Обработка твердосплавной фрезой (новая технология).* Для обработки отливок из стали 20Х13Л была выбрана цельная твердосплавная концевая фреза DIN6528 (артикул №3677) производства фирмы Guehring диаметром 20 мм с цилиндрическим хвостовиком и числом зубьев равном 3. Эта фреза может работать с шириной фрезерования, равной двум диаметрам, что не превышает 40 мм. Поскольку глубина диффузорного канала составляет 44 мм, то фрезерование выполнялось за два прохода с шириной 22 мм, что позволило несколько повысить производительность фрезы на каждом проходе за счет повышения виброустойчивости. Для обработки отливок из указанной стали рекомендуемая

производителем инструмента скорость резания этой фрезой составляет 50 м/мин, что соответствует на данном станке 800 об/мин; рекомендуемая подача составляет 0,045 мм/зуб, что для заданной частоты вращения соответствует 108 мм/мин. Поскольку максимальная ширина диффузорного канала составляет 57,4 мм, то, чтобы выполнить обработку на всю ширину канала этой фрезой было принято два прохода, что позволило увеличить длину фрезерования на каждом проходе до достижения принятой величины износа 142 мм, т.е. общая длина фрезерования данной фрезой составила 960 мм. Кроме того, такой подход позволил обеспечить требуемые параметры шероховатости обработанной поверхности. В рассматриваемом случае машинное время обработки одного канала составило 8,9 мин. Работоспособность фрезы обеспечивалась дополнительной обработкой лезвий фрезы путем доводки режущих кромок таким образом, чтобы их начальный радиус округления составил 20 ± 3 мкм.

3. *Черновая обработка быстрорежущей фрезой и после этого окончательная обработка твердосплавной фрезой.* Черновая обработка диффузорного канала с оставленным на окончательную обработку припуском 1-2 мм производилась фрезой 2223-0274 ГОСТ 17026 с режимами обработки, приведенными в пункте 1. Окончательная обработка производилась фрезой (артикул №5582) фирмы Guehring.. Рекомендуемая скорость резания этой фрезой составляет 100 м/мин, что на данном станке соответствует 1250 об/мин; рекомендуемая подача составляет 0,1 мм/зуб, что для заданной частоты соответствует 500 мм/мин. Такой подход позволил обеспечить наибольшую стойкость цельной твердосплавной концевой фрезы, переточка которой является сложно и достаточно трудоемкой. Поскольку фреза №5582 по каталогу производителя предназначена для окончательной обработки, то обеспечение требуемой шероховатости обработанной поверхности является несложным. Благоприятное состояние режущих кромок принятой фрезы №5582 обеспечивается производителем уже в состоянии. При такой технологии машинное время обработки одного диффузорного канала составило 27,1 мин.

Анализ результатов (акты внедрения приведены в приложении В), полученных при обработке опытного образца по указанным вариантам технологических процессов, позволил сделать следующие выводы:

- при использовании варианта 1 для обеспечения заданной шероховатости необходимы частые переточки режущего инструмента, что приводит к увеличению времени обработки детали.

- при использовании варианта 2, несмотря на достижение повышенной производительности и удовлетворительного качества обработанных поверхностей, наблюдалась существенная чувствительность инструмента к качеству отливки, что приводило к случайным поломкам фрез и повышению, вследствие этого, себестоимости обработки.

- при использовании варианта 3 обеспечивается наименьшая себестоимость и достаточно приемлемая производительность.

Окончательно для обработки диффузорных каналов в производственных условиях был принят вариант 3.

8.9 Выводы

1. Работоспособность твердосплавных концевых фрез определяют процессы: изнашивание на задней поверхности, статическое и усталостное разрушения режущей кромки, разрушение рабочей части и виброустойчивость процесса резания. Путем модельных экспериментов установлено влияние на указанные процессы величины начального радиуса округления режущей кромки при неизменных режимах резания.

2. С увеличением начального радиуса округления режущей кромки интенсивность изнашивания возрастает, а ресурс уменьшается, особенно интенсивно в диапазоне r от 5 до 20 мкм, что связано с двойственным влиянием контактных напряжений на интенсивность изнашивания: непосредственным и косвенным через работу и температуру резания.

3. Экспериментальными и модельными исследованиями установлено, что в отличие от процесса точения при фрезеровании состояние режущей кромки непрерывно интенсивно изменяется, что проявляется в периодическом увеличении радиуса ее округления в результате накопления в ней повреждений и разрушений путем выкрашивания. Это положение подтверждено экспериментально при фрезеровании стали 12X18H12M3ТЛ. Такой процесс изменения состояния лезвия определяет зависимость ресурса режущего инструмента от радиуса округления режущей кромки, полученного после заточки инструмента. Теоретически доказано, что для случая концевой фрезерования цельной твердосплавной концевой фрезой из однокарбидного твердого сплава стали 12X18H12M3ТЛ наибольший ресурс инструмента достигается при радиусе округления после заточки инструмента близком к 20 мкм.

4. Статическая прочность лезвия и рабочей части, а также виброустойчивость процесса фрезерования в целом являются факторами, ограничивающими рациональный диапазон ρ_0 . Для заданных условий этот диапазон находится в пределах 5-30 мкм. Рациональное значение радиуса округления режущей кромки определяется в этом диапазоне ресурсом из условия усталостной прочности режущей кромки и по величине фаски износа. Проведенные расчеты показали, что для случая фрезерования стали 12X18H12M3ТЛ цельной твердосплавной фрезой ВК8 диаметром 16 мм с шириной фрезерования 16 мм наибольший ресурс инструмента будет достигаться в диапазоне от 17 до 23 мкм, т.е. 20 ± 3 мкм.

5. Показано, что для обеспечения требуемого значения начального радиуса округления режущей кромки в технологическом процессе изготовления многолезвийных режущих инструментов предусматривать операции доводки их лезвий, например, обработку щетками, магнито-абразивную обработку и др.

6. Исследования твердосплавных концевых фрез, представленных на рынке, показали, что производители инструмента независимо от рекомендуемой операции (предварительная (черновая) или окончательная (чистовая)) стремятся сформировать режущую кромку с насколько можно меньшим радиусом ее округления. Его величина на лезвиях режущего инструмента в состоянии поставки

находится, как правило, в пределах 4-5 мкм. Вместе с тем предварительными экспериментами установлено, что в условиях чернового фрезерования такое состояние режущей кромки не может обеспечить требуемый ресурс инструмента, особенно при повышенном уровне вибраций.

7. Экспериментально доказано, что в процессе эксплуатации твердосплавных концевых фрез при обработке нержавеющей сталей изменение состояния режущей кромки происходит в результате конкуренции процессов выкрашивания режущей кромки и изнашивания по задней поверхности. В зависимости от конструкции фрезы и принятых условий резания может превалировать тот или иной процесс, а отсутствие выкрашивания способствует повышению ресурса инструмента.

8. Исследованиями влияния режима резания на величину оптимального начального радиуса округления режущей кромки доказано, что с увеличением скорости резания величина оптимального начального радиуса округления режущей кромки уменьшается, при увеличении подачи от 0,02 до 0,04мм/зуб – уменьшается, но при дальнейшем увеличении подачи (больше 0,04мм/зуб) – снова увеличивается.

9. Разработанные рекомендации опробованы и внедрены на ПАО «Сумский завод «Насосенергомаш» для обработки диффузорных каналов деталей «Аппарат направляющий». Производительность обработки увеличена в 1,8 раза по сравнению с традиционной технологией, применяемой на ПАО «Сумский завод «Насосенергомаш». Дальнейшее повышение производительности ограничивается, чаще всего, низким качеством заготовки и малой жесткостью имеющегося на предприятии оборудования.

9 ПРИМЕРЫ ПРИМЕНЕНИЯ РАЗРАБОТАННОЙ МЕТОДОЛОГИИ ПРОГНОЗИРУЮЩЕГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОЧИХ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ

9.1 Повышение эффективности точения путем выбора режима резания, обеспечивающего наибольший ресурс лезвия

Рассмотрим пример повышения эффективности точения путем выбора режима резания, обеспечивающего наибольший ресурс лезвия. Известно [23, 70], что максимальный путь резания (ресурс инструмента) будет обеспечен, если в процессе обработки температура резания будет равна характерной для заданной пары «обрабатываемый-инструментальный» материал величине – оптимальной температуре резания. Достаточно глубокие исследования оптимальной температуры резания и достаточное количество экспериментальных данных относительно величины оптимальной температуры для разных пар «обрабатываемый-инструментальный» материал (например [70, 23]), дают возможность прогнозирования оптимального режима резания для заданной операции, даже на стадии проектирования режущего инструмента, сравнивая рассчитанную и оптимальную температуры резания. Определение оптимальных режимов резания инструментами со сложной геометрической формой с помощью известных аналитических моделей и методов практически невозможно без значительных предположений, а проведение экспериментальных исследований связано с большими затратами времени. В этих условиях решение задачи прогнозирования оптимального режима резания может быть осуществлено с помощью прогнозирующего моделирования методом конечных элементов.

Алгоритм определения оптимального режима резания по оптимальной температуре резания состоит в следующем:

1. Выполняется серия модельных экспериментов исследуемого процесса в исследуемых условиях (инструмент, заготовка, кинематика и т.п.) в практически возможном диапазоне скоростей резания и рассчитываются максимальные температуры резания. Для уменьшения погрешности модельные эксперименты выполняются по плану многофакторного эксперимента [164];

2. По результатам виртуальных экспериментов рассчитывается уравнение регрессии относительно режимов резания и других возможных параметров процесса, например, переднего угла, в форме

$$T = C_T V^x S^y f(\text{другие параметры}). \quad (9.1)$$

3. По справочной литературе, например [70, 23], определяют оптимальную температуру резания T_0 при исследуемых условиях или диапазон оптимальных температур.

4. Путем решения уравнения

$$F(V, S) = T_0 - C_T V^x S^y f(\text{другие параметры}) = 0 \quad (9.2)$$

определяют кривую наибольшего ресурса инструмента в координатах S-V и определяют оптимальные значения V и S, учитывая ограничения, накладываемые технологическими требованиями к операции (например, шероховатостью, остаточными напряжениями, возможностями станка и т.п.).

В качестве примера решения такой задачи определим кривую наибольшего ресурса инструмента для точения стали 45 (HB160) резцом из твердого сплава T15K6. Геометрия резца $\phi=45^\circ$, $\alpha=10^\circ$. Радиус при вершине $r_\phi = 0.4$ мм. Глубина резания 6 мм.

Таблица 9.1 - План и результаты модельного эксперимента по резанию стали
45

V, м/мин	S, мм/об	γ , °	X ₁	X ₂	X ₃	Максимальная температура, °С	Средняя температура, °С
278	0,40	8	1	1	1	900	685
278	0,40	-8	1	1	-1	965	790
278	0,17	8	1	-1	1	650	540
278	0,17	-8	1	-1	-1	785	683
72	0,40	8	-1	1	1	545	475
72	0,40	-8	-1	1	-1	645	580
72	0,17	8	-1	-1	1	450	405
72	0,17	-8	-1	-1	-1	515	475
300	0,28	0	1,215	0	0	940	700
50	0,28	0	-1,215	0	0	485	440
175	0,42	0	0	1,215	0	860	695
175	0,14	0	0	-1,215	0	560	485
175	0,28	10	0	0	1,215	630	540
175	0,28	-10	0	0	-1,215	765	660
175	0,28	0	0	0	0	685	585

Малый радиус при вершине и малая толщина среза по сравнению с глубиной резания дают возможность получить для этого случая достоверный прогноз температуры по 2D-модели (см. разд. 5). Описание модели приведено в таблице Г.7.

Результаты таких модельных экспериментов, проведенных по ортогональному полнофакторному плану второго порядка для трех факторов, приведены в таблице 9.1. По полученным данным в диапазоне скоростей от 50 до 300 м/мин определено уравнение регрессии для максимальной температуры. С учетом значимости коэффициентов это уравнение имеет вид

$$T = e^{5.37-0.01\gamma} V^{0.33} S^{0.29}. \quad (9.3)$$

Аналогично получено уравнение регрессии для средней температуры

$$T = e^{5.53-0.01\gamma} V^{0.25} S^{0.24}. \quad (9.4)$$

Учитывая дисперсию воспроизведения расчетов на уровне $\sigma_{xvidm}^2 = 1200$ (°С)² (см. раздел 5.1.4), доверительный интервал по этим зависимостям при 5% уровне значимости составляет ± 120 °С.

Как видно из формул (9.3) и (9.4), на максимальную и среднюю температуру более всего влияет скорость резания V . Несколько меньшее влияние оказывает подача, особенно на среднюю температуру. Наименьшее влияние оказывает передний угол. Названные тенденции совпадают с данными экспериментальных исследований других авторов. Так, О. Д. Макаров [23] для случая обработки стали 45 (HB180) с $\gamma=8^\circ$, $\varphi=45^\circ$, $r_g=1$ мм, $h_s=0$ мм экспериментально с помощью естественной термопары получил зависимость

$$T = 352V^{0.22}S^{0.08}t^{0.05}. \quad (9.5)$$

Зависимость дает большие температуры. Если сравнивать с максимальной температурой по зависимости (9.3), то завышение составляет 25-30%, а со средней по зависимости (9.4) – 35-45%. На наш взгляд, это обусловлено как систематической погрешностью, которая вносится предположением о плоской деформации (около 10-15%), так и в значительной мере неопределенностью метода естественной термопары.

Показатели степени при скорости резания в зависимостях (9.4) и (9.5) очень близки по величине. Однако показатель степени при подаче в эксперименте получен в 3 раза меньше. На наш взгляд, это обусловлено отличием условий натурального эксперимента от модельного, особенно в области малых подач из-за того, что фактический радиус округления режущего лезвия, из-за которого были проведены экспериментальные исследования, является неизвестным. Вместе с тем необходимо констатировать, что тенденции, выявленные в модельном эксперименте, совпадают с экспериментальными данными. Это свидетельствует о достоверности зависимостей (9.3) и (9.4) и возможности их использования для анализа процесса резания.

Исследования П. У. Бриджмена, Ф. Дж. Блата [165], А. Н. Резникова [166], С. В. Васильева [167] и других исследователей показали, что тарировочные характеристики термопар, полученные при атмосферном давлении без относительного перемещения металлов дают значительную погрешность в определении средней температуры на контактной

поверхности лезвия. Повышенное давление на границе соединения железа и его сплавов с другими металлами и относительное скольжение контактирующих тел дополнительно активируют выход электронов и повышают значение термоЕРС. В результате определенная температура окажется завышенной. Это делает невозможным непосредственное сравнение рассчитанной и вымеренной методом естественной термопары температур.

Для того, чтобы обеспечить сравниваемость данных об оптимальной температуре, полученных методом естественной термопары, с данными расчетов определим коэффициент приведения K_T данных как отношение экспериментального значения оптимальной температуры к прогнозируемому значению температуры при одних режимах резания и условиях обработки. По данным С. С. Силина, оптимальная температура для точения стали 45 инструментом Т15К6 составляет $T_0=1000$ °С (табл. 16, стр. 99, [70]). По зависимости (9.5) эта температура достигается при использовании режима резания $V=200$ м/мин и подаче $S=0.2$ м/мин. Предполагая, что показатели естественной термопары коррелируют со средней температурой на контактной границе лезвия, коэффициент K_T определен сравнением оптимальной температуры со средней спрогнозированной. Таким образом, по заданным режимам резания рассчитанная по формуле (9.4) средняя температура составляет 560°С. Поэтому коэффициент $K_T = 1000 / 560 = 1.785$.

Решая уравнение (9.2) с учетом (9.4), умноженного на K_T , рассчитываем кривую прогноза наибольшего ресурса инструмента при заданных скорости резания и подаче (рис. 9.1). Аналогично строим кривую наибольшего ресурса по экспериментальным данным (9.5). Анализ рисунка 9.1 показывает, что экспериментальная и спрогнозированная кривые во всем исследуемом диапазоне находятся в пределах доверительного интервала. В области подач более чем 0,15 мм/об, они находятся достаточно близко одна от другой, меняются с практически одинаковым градиентом. В области

подач, менее чем 0,15 мм/об, спрогнозированная скорость резания стремительно возрастает по сравнению с экспериментальными данными. Это еще раз свидетельствует о неопределенности прогнозной зависимости в области малых подач (толщин среза), где существенное влияние имеет округление режущего лезвия.

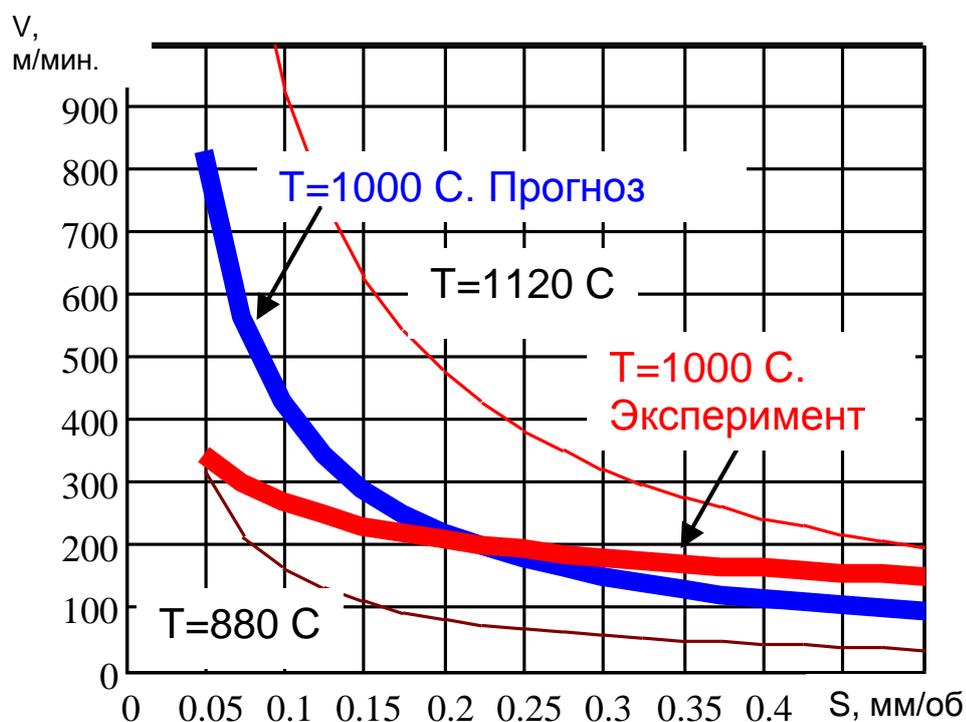


Рис. 9.1. Сравнение кривых наибольшего ресурса инструмента при точении стали 45 инструментом с Т15К6 при $\varphi=45^\circ$, $\alpha=10^\circ$, $\gamma=8^\circ$, рассчитанных по критерию оптимальной температуры по формулам (9.4) и (9.5) с учетом поправки K_T . Тонкими линиями обозначен доверительный интервал прогноза

Совпадение прогнозной и рассчитанной зависимостей в достаточно широком диапазоне условий обработки свидетельствует о работоспособности методики и возможности ее применения для решения практических задач.

9.2 Повышение эффективности рабочих процессов резания путем определения оптимальных параметров режущих инструментов

Все направления использования прогнозирующего моделирования обобщает предлагаемая концепция оценки работоспособности инструмента на стадии его проектирования (рис. 9.2). Поскольку разработанные прогнозирующие модели являются отображением реального процесса с известными предположениями и упрощениями, то взаимосвязи между интегральными параметрами процесса резания являются скрытыми. Их использование дает возможность реализовать лишь проверенный расчет, эквивалентный определенной мерой натурному испытанию, раскрывающий значительно больше показателей процесса резания, чем натуральный эксперимент. Поэтому применение разработанных прогнозирующих моделей для проектирования режущих инструментов возможно путем последовательного испытания с их помощью вариантов режущего инструмента и отбором наилучшего по сформулированному критерию.

Каждый вариант проектируемого режущего инструмента проверяется моделированием по основным видам отказов: по интенсивности изнашивания, по напряжениям в лезвии, которые могут приводить к выкрошиванию режущей кромки, по напряжениям в рабочей части инструмента, по постоянству обработки. Каждое исследование выполняют в два этапа: 2D-моделирование на уровне детализации «Лезвие» и 3D-моделирование на уровне детализации «Инструмент». После совершения расчетов по известным критериям определяют степень работоспособности инструмента заданной конструкции.

Первый и второй этапы взаимосвязаны. На первом этапе получают распределение контактных напряжений и температур, напряжение в лезвии, удельные проекции силы резания и постоянную стружкообразования, а также средний коэффициент трения в заданных условиях для расчетов на втором этапе. На втором этапе определяют напряжение в рабочей части инструмента и жесткость лезвия, последовательно моделируя стружкообразование, силы на режущих кромках инструмента и напряженно-деформированное состояние.

Такой подход позволяет отобрать лишь несколько наиболее рациональных решений относительно конструкции инструмента, и выполнив их экспериментальную проверку, получить оптимальную конструкцию режущего инструмента без изготовления большого количества исследовательских образцов.

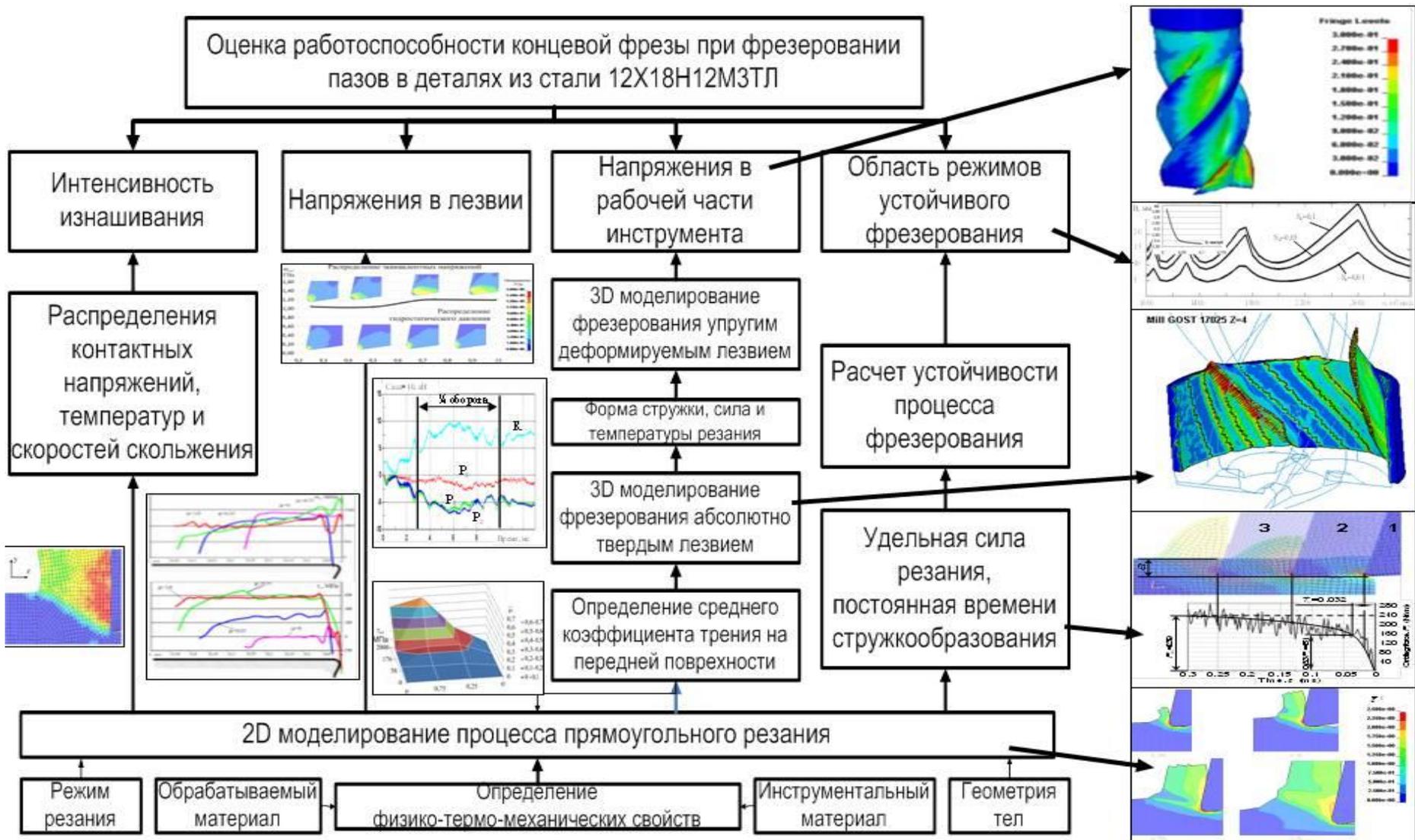


Рис. 9.2. - Концепция оценки работоспособности инструмента на стадии его проектирования на примере конечной фрезы

Реализация концепции в ее общем виде требует решения вопросов прогнозирования изнашивания и разрушения, которые не являются предметом исследований в данной работе. Поэтому реализацию приведенной концепции рассмотрим на примере определения оптимального радиуса округления режущей кромки фрезы при фрезировании нержавеющей стали 12Х18Н10Т.

9.3 Повышение эффективности рабочих процессов резания путем определения устойчивых режимов обработки на этапе проектирования технологического процесса

На сокращение времени технологической подготовки производства в современном машиностроении выделяются значительные временные и человеческие ресурсы. Поэтому оптимизация производства на стадии проектирования технологического процесса путем моделирования процесса обработки и прогнозирования показателей рабочих процессов является одним из самых важных инструментов для решения этой проблемы.

В последние годы все больше внимания отечественные и зарубежные специалисты уделяют возможности прогнозирования областей безвибрационных режимов резания (стойкого процесса резания) для разных видов механической обработки, в частности, точения, сверления, фрезирования и др. В связи с этим обобщение и создание универсальной модели, позволяющей спрогнозировать область режимов стойкого процесса резания, является актуальной задачей.

Одним из направлений исследований в этой области является изучение динамики изменения силы резания при изменении толщины среза. Известно [168], что сила резания меняется с изменением толщины среза с некоторым отставанием. Отставанию (запаздыванию) силы резания от изменения толщины среза отводится самое важное место среди причин, поддерживающих автоколебательный процесс в технологической системе

(ТС), особенно при больших частотах обращения шпинделя [168, 169, 170, 171, 172, 173, 174, 175]. Величина отставания во времени изменения силы резания к изменению толщины среза (фазовая характеристика силы резания) при обработке твердосплавными и быстрорежущими инструментами на традиционных скоростях резания составляет 3-5 мс, что сравнительно с периодом автоколебаний 2-100 мс (100-800Гц) при резании в этих условиях [169].

Разработанная методология прогнозирующего моделирования является едва ли не единственным методом исследования влияния разных факторов на отставание во времени изменения силы резания к изменению толщины среза. Для доказательства этого в этом разделе приведены уточненные и расширенные результаты общих с к.т.н. С. С. Емельяненко исследований.

9.4 Повышение эффективности рабочих процессов резания путем определения рационального режущего инструмента

9.4.1 Общая концепция

Бурное развитие машиностроения создало основу для развития инструментальной промышленности. В настоящее время десятки фирм - производителей инструментов создали и предлагают потребителю режущий инструмент разных конструкций, форм и размеров практически для любой области применения. Несмотря на настолько сильную конкурентную борьбу, стоимость режущего инструмента остается довольно значительной, особенно для импортного инструмента. В этой ситуации потребители - машиностроительные предприятия, которые считают необходимым внедрять современный режущий инструмент в свое производство, должны каждый раз делать выбор по конкретным конструкциям режущего инструмента из многих предложений фирм-производителей.

Наилучшим основанием для выбора режущего инструмента, наиболее эффективного для определенных условий, являются данные о его ресурсе,

качестве стружкоизмельчения, силе резания и другие данные, полученные из производственных испытаний этого режущего инструмента. Однако высокая стоимость и значительный (1-3 месяца) срок поставки конкретного режущего инструмента в условиях рынка Украины, а также значительные временные и материальные затраты на проведение производственных испытаний не позволяют оперативно получить необходимые данные, выполнить сравнение и утвердить решение относительно выбора наиболее эффективного режущего инструмента.

Одним из перспективных направлений в решении этой проблемы является, по нашему мнению, применение технологии прогнозирующего моделирования рабочих процессов резания. Значительные успехи в этой области, достигнутые наукой о резании материалов в последние годы (см., например, [1]), позволяют реализовать технологию виртуальной проверки работоспособности инструментов путем прогнозирующего моделирования рабочего процесса без проведения каких-нибудь натурных экспериментов непосредственно по резанию этими инструментами. В результате выполненных расчетов может быть получена информация о силе резания, температуре резания, форме стружки и другие показатели процесса, которые могут быть использованы для оценки эффективности инструмента в конкретных условиях.

9.4.2 Пример определения рациональных токарных пластин для заданных условий обработки

9.4.2.1 Общая методика

Для иллюстрации этого подхода в статье рассмотрен пример исследования канавочных (отрезных) и резьбонарезных резцов с механическим креплением сменных пластин разных производителей, которые не перетачиваются, при обработке конструкционной стали. С точки зрения работоспособности и эффективности этих инструментов форма и размеры стружки играют первостепенную роль, поскольку качество и

надежность удаления стружки из зоны резания определяют надежность работы режущего инструмента в целом, его ресурс и качество обработанных поверхностей.

Для процесса точения радиальных канавок, особенно с глубиной $10b$ и больше (b - ширина среза) или отрезания опаснейшим является пакетирование стружки в формирующейся канавке, что приводит к существенному и, как правило, непредвиденному увеличению силы резания, а следовательно, к непредвиденной поломке режущей кромки канавочной пластины или всего резца в целом.

Процесс точения резьбы является процессом несвободного резания, поскольку в работе принимают участие две режущие кромки (резьба с треугольным профилем, например, метрические) и более режущих кромок (например, для трапецеидальных резьб - три). «Столкновение» встречных потоков стружки, перемещающихся одновременно со стороны каждой кромки, приводит к дополнительной деформации стружки и увеличению работы сил резания, содействующей повышению температуры резания, снижению ресурса режущего инструмента, а также непредвиденному изменению силы резания, а следовательно, случайной поломке пластины, часто имеющей место особенно 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), что способствует приданию стружке необходимой формы для ее эффективного отвода из зоны резания и измельчения. Практически все современные режущие пластины оборудованы такими элементами, однако эффективность их работы в каждом конкретном случае (в зависимости от условий обработки, свойств обрабатываемого материала и др.) разная. Именно

этим во многом и определяется эффективность всего инструмента в конкретных производственных условиях.

В данном исследовании изучался процесс стружкообразования при точении стали 45 (HB180). Точение канавок изучалось для случая обработки канавки шириной 4 мм и глубиной 0,16 мм (врезание) и 40 мм резцами с пластинами: 13532 по ГОСТ 17163-90, ISCAR TAG N4J, WIDIA M4 1235 67 440, круглая R4 1235 67 605, Sandvik N 151.400-40-45, Kennametal A4CO405L06CF02, Taegutec TDJ4. Режим резания для всех инструментов был выбран одинаковым: $S = 0.16$ мм/об, $V = 300$ м/мин. Этот режим резания входит в область режимов резания, рекомендуемых для всех рассмотренных канавочных пластин.

Точение резьбы изучалось на завершающей стадии обработки резьбы $M100 \times 4$ резцами с пластинами: ГОСТ 22398-82 11150, MITSUBISI MMT22ERN60, Taegutec 22ERN60, Kennametal LT22ERNISOCB, Sandvik R166.0 G-22VMO1-400, R166.0 G-22VMO1C400, LMT B22ER4.0ISO. Режим резания для всех инструментов был выбран одинаковым: $t_1 = 0.05$ мм, $V = 300$ м/мин. Этот режим резания входит в область режимов резания, рекомендуемых для всех рассмотренных пластин для нарезания резьбы. Угол подкладной пластины этих резцов был избран в соответствии с рекомендациями соответствующих каталогов.

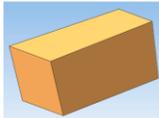
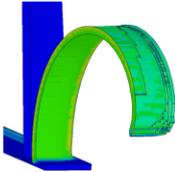
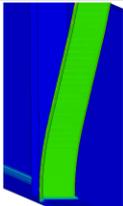
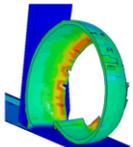
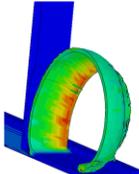
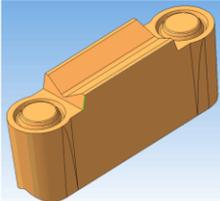
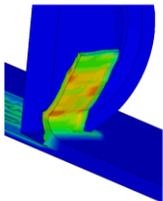
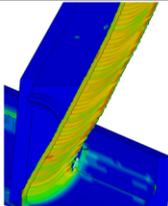
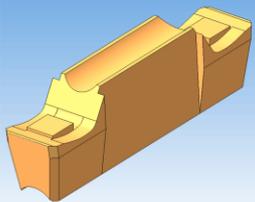
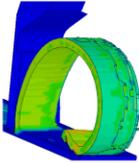
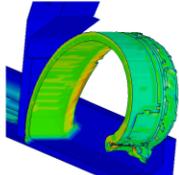
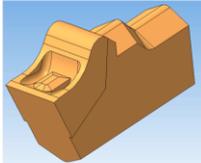
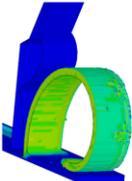
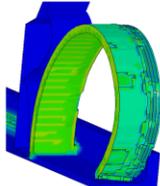
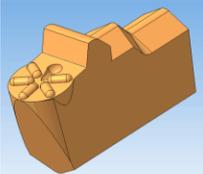
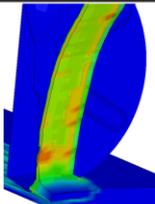
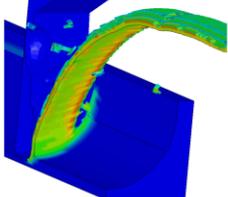
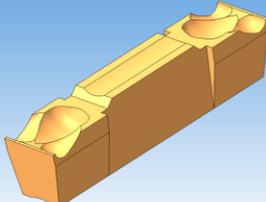
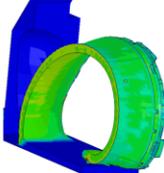
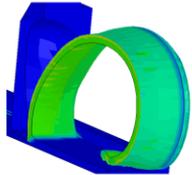
Геометрия режущих пластин была восстановлена по данным каталогов [2, 3, 4, 5, 6, 7], справочников [8, 9]. Для того чтобы выделить эффект, получаемый только от стружколомающих элементов на режущих пластинах, были приняты: материал всех пластин BK8 и средний коэффициент трения на контактной границе «стружка-лезвие» 0,28. Пластина считалась абсолютно жесткой.

Исследование путем прогнозирующего моделирования выполнялось по методике, описанной в работе [10]. Расчеты выполнялись 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. Длина заготовки составляла 40 мм. Диаметр заготовки считался

значительно больше чем ширина паза. Общее количество конечных элементов в каждой модели составляло от 50000 до 98000 элементов в зависимости от геометрической сложности пластины. Расчет выполнялся явным методом с предположениями об абсолютной жесткости технологической системы и адиабатичности процесса деформирования. Разрушение моделировалось удалением конечных элементов, в которых достигалось предельное значение накопленного повреждения по В.Л. Колмогорову. Определяющее уравнение и уравнения пластичности для стали 45 были использованы из работ S. Jaspers [11] и В.Л.Колмогорова [12] соответственно (табл. Г.8).

Общее машинное время расчетов всех вариантов составляло около 960 часов, среднее время вычислений одного варианта - 60 часов на ЭВМ с процессором Intel Xeon 5405 2,00 ГГц с использованием 2 ядер на 1 задачу. Суммарное календарное время проведения всех расчетов в рамках данного исследования составляло около 240 часов или 10 суток непрерывной работы ЭВМ.

Таблица 9.2 - Форма стружки при точении канавок разными 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, незначительные элементы заготовки условно не показаны

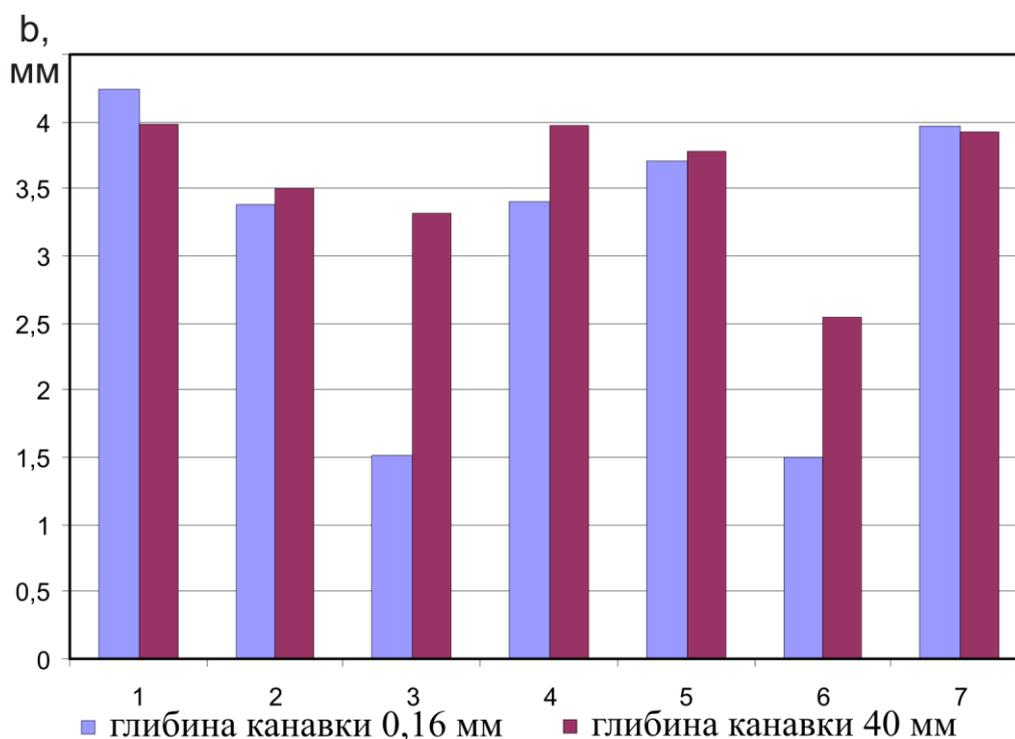


Рис. 9.3. Ширина стружки при точении разными канавочными пластинами

9.4.2.2 Определение рациональной канавочной пластины

Сначала рассмотрим результаты исследований процесса точения канавок (отрезание) (табл. 9.2). Расчеты показали, что каждая пластина формирует стружку, отличающуюся от стружек, образующихся при обработке другими пластинами. Наличие впадин и выступов на передней поверхности пластин способствует завиванию стружки, что видно при сравнении видов стружек при резании разными пластинами: пластины № 2, 4, 5, 7 характеризуются образованием стружки с относительно меньшим радиусом кривизны, чем при резании пластинами №1, 3, 6 (сравните стружку пластины №1 со стружками других пластин). Меньший радиус кривизны стружки способствует более плотной упаковке стружки. Поэтому пластины №2, 4, 5, 7 с этой точки зрения имеют преимущество. Вместе с тем с точки зрения безопасности работы пластины №1 и №3 являются ненаилучшими.

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 ее стружки приблизительно на 0,1-0,2 мм больше ширины

канавки (рис. 9.3) и при точении глубокой канавки дополнительно деформируется по ширине стенками канавки (табл. 9.2). Это способствует повышенному тепловыделению и силе резания, а также увеличивает вероятность пакетирования стружки. Все другие пластины 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 формованного паза. Круглые пластины №3 и №6 обеспечивают наименьшую ширину стружки с толщиной более 0,04 мм (толщина конечного элемента в основной части стружки). Вместе с тем 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 меньшей толщина принятого конечного элемента. Таким образом, с точки зрения ширины образующейся стружки (меньше ширины паза), пластины №3, №5, №6, №7 имеют преимущество.

Для комплексного сравнения канавочных пластин с точки зрения эффективности стружкообразования предложена система критериев (табл. 9.3), отражающая необходимые требования к условиям реализации процесса резания. По критериям *a-g* оценка производилась по 3-балльной шкалой, по критерию *д* – по 2-балльной. Баллы по критерию *a* назначались исходя из формы стружки: плоская - 0 баллов, потому что она не способствует сужению стружки и плотной ее упаковке; вогнутая - 1 балл, потому что она способствует сужению стружки и лишь в некоторой ее степени; выпуклая – 2 балла, потому что она способствует и сужению стружки и ее упаковке. Баллы по критерию *б* назначались по величине радиуса кривизны стружки: чем меньше радиус кривизны, тем лучшая упаковка стружки (без пакетирования) и вероятность ее поломки, а следовательно, больше балл. Баллы по критерию *в* назначались по ширине стружки: чем меньше ширина стружки, тем меньше вероятность

пакетирования стружки и, таким образом, больше балл. Баллы по критерию ε назначались по величине силы резания: чем меньше сила резания, тем легче, при прочих равных условиях, происходит процесс формирования стружки, а следовательно, больше балл. В конце концов, при рассмотрении критерия δ учитывалось то, что постоянная ширина среза по длине режущей кромки обеспечивает более благоприятные условия стружкообразования, а следовательно, больше балл.

Таблица 9.3 - 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	A4CO405 L06CF02	M4 1235 67 440	R4 1235 67 605	TDJ4
Производитель	ГОСТ 17163-90	ISCAR	SANDVIK	Kennam- etal	WIDIA	WIDIA	TaeguT ес
а)форма стружки в поперечном перерезе	плоская/ 0	выпукла я/ 2	плоская/ 1	вогнутая / 1	выпуклая / 2	плоская/ 0	вогн утая/ 1
б)радиус кривизны стружки, мм	26/ 0	5,4/ 2	43/ 0	5,5/ 2	5,8/ 2	10,9/ 1	5,6/ 2
в)ширина стружки, мм	4,0/ 0	3,5/ 2	3,3/ 2	3,95/ 0	3,8/ 1	2,5/ 2	3,92/ 1
г)тангенциальная сила резания, н	1909/ 2	1968/ 2	2532/ 0	2116/ 2	2427/ 1	2747/ 0	2115/ 2
д)постоянная толщина среза вдоль режущей кромки	да/ 1	да/ 1	нет/ 0	да/ 1	да/ 1	нет/ 0	да/ 1
Суммарное количество баллов	3	9	3	6	6	3	6

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

Анализ таблицы 9.3 показывает, что для рассмотренных условий наиболее эффективной является пластина №2, набравшая 9 баллов из 9 возможных. На втором месте оказались пластины №4, №5 и №7, главным образом из-за того, что они недостаточно способствуют сужению стружки и реализуют несколько большую силу резания. Круглые пластины №3 и №6

набрали всего 3 балла и оказались на четвертом месте за счет того, что при их использовании имеет место как наибольшая из всех пластин сила резания, так и неблагоприятные условия работы режущей кромки из-за сменной толщины среза. На последнем месте оказалась пластина №1. Таким образом, на основании проведенных исследований для рассмотренных условий могут быть рекомендованы пластины ISCAR TAG N4J (первое место) и WIDIA M4 1235 67 440, Taegutec TDJ4 и Kennametal A4CO405L06CF02 (второе место), реализующие точение с образованием стружки наименьшей ширины при приемлемой силе резания, что обеспечивает надежный отвод стружки, надежность и производительность обработки.

9.4.2.3 Определение пластины для нарезания резьбы

Далее рассмотрим стружкообразование при точении резьбы. Проведенные расчеты позволили определить форму и размеры стружек, формирующихся при использовании исследуемых резьбовых пластин (табл. 9.4). Анализ показывает, что наличие выступов и впадин на передней поверхности лезвий способствует делению потоков стружки от работающих режущих кромок, стружкозавиванию и/или ламанию стружки. Пластины № 1 и № 2 формируют очень завитую стружку, формирующуюся в результате столкновения двух потоков. Однако эти пластины обеспечивают практически минимальную силу резания. Пластина №3 имеет выступ вдоль всего контура режущей кромки, и это обеспечивает эффективное стружколамание и формирование частей стружек относительно небольшого размера, 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. Однако за счет этого немного увеличивается сила резания. Пластины №6 и №7 разделяют стружку на 3 потока: от двух боковых режущих кромок и от кромки, их соединяющей. Однако сила резания при обработке этими

пластинами более чем в 2 раза больше, чем сила резания, имеющая место при резании пластинами №1 и №3.

Для комплексного сравнения резьбонарезных пластин с точки зрения эффективности стружкообразования предложена система из четырех критериев (табл. 9.5), отражающая необходимые требования к условиям реализации процесса резьбонарезания. Оценка для всех критериев ($a - z$) производилась по 3-балльной шкале. Баллы по критерию a предложено назначать исходя из формы стружки: плоская – 0 баллов, потому что такая форма не способствует плотной упаковке стружки; вогнутая – 1 балл, потому что такая форма способствует упаковке стружки лишь в некоторой степени; выпуклая – 2 балла, потому что такая форма способствует упаковке стружки в значительной мере. Баллы по критерию b назначались исходя из степени деформации стружки: чем больше деформирована стружка и меньше ее элементы, тем более балл. Баллы по критерию v назначались исходя из степени деления потоков: чем сильнее разделены потоки, тем легче происходит стружкообразование, а следовательно, больше балл. Баллы по критерию z назначались исходя из величины силы резания: чем меньше сила резания, тем, при прочих равных условиях, легче происходит процесс формирования стружки, а следовательно, больше балл.

Таблица 9.4 - Форма стружки при точении резьбы M100x4 разными пластинами

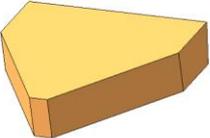
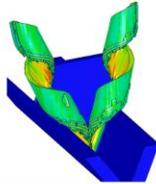
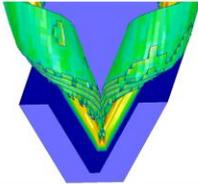
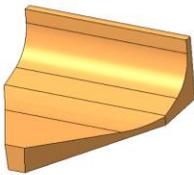
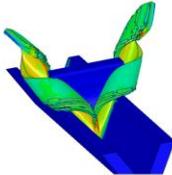
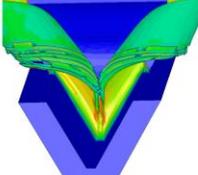
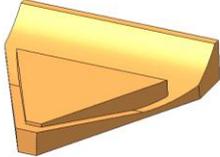
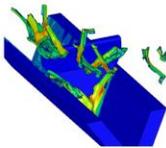
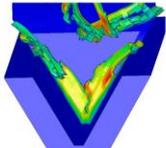
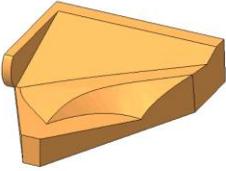
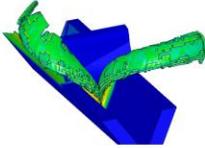
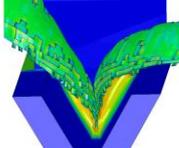
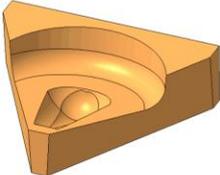
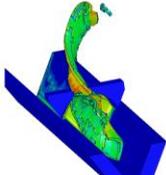
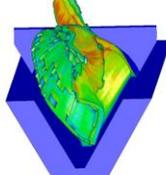
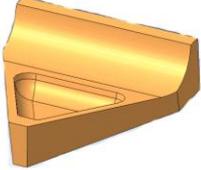
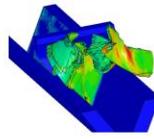
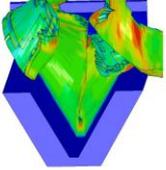
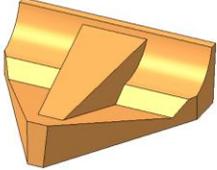
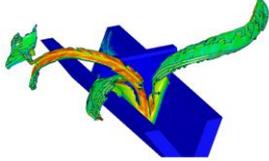
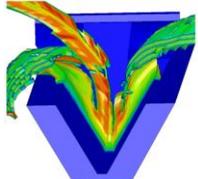
Пластина	Геометрическая модель режущей части пластины	Форма стружки при нарезании резьбы	Образование стружки при нарезании резьбы
1. ГОСТ 22398-82 Код 11150			
2. MITSUBISHI Код MMT 22ERN60			
3. TaeguTec Код 22ERN60			
4. Kennametal Код LT22ERNISOCB			
5. Sandvik Код R 166.0G-22VM01C400			
6. Sandvik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

Таблица 9.5 - Сравнение резьбонарезных пластин с точки зрения эффективности стружкообразования

Характеристика	Пластина						
	№1	№2	№3	№4	№5	№6	№7
Обозначение	11150	MMT22E RN60	22ERN60	LT22ER NISOCB	R166.0G- 22VMO1 C400	R166.0G- 22VMO1 -400	B22ER4. OISO
Производитель	ГОСТ 22398-82	МITSUBI SHI	TaeguTec	Kenna- metal	SANDVI K	SANDVI K	LMT
а) форма стружки в поперечном перерезе	плоская/ 0	плоская/ 0	плоская/ 0	выпуклая / 2	выпуклая / 2	выпуклая / 2	выпуклая / 2
б) форма в продольном перерезе	спираль/ 1	спираль/ 1	короткие элементы/2	лента/ 0	лента / 0	лента / 0	лента / 0
в) распределение потоков стружки от режущих кромки	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. 9.5) показывает, что первое и второе места по суммарному количеству баллов заняли пластины №3 и №5 за счет формирования соответственно стружки из мелких элементов и стружки, способной к относительно неплохой упаковке. Дополнительным преимуществом этих пластин является малая сила резания. Следует отметить, что в данном рейтинге пластина №2 заняла последнее место, оказавшись даже хуже пластины №1 из-за формирования спиральной стружки при довольно большой силе резания. Другие пластины обеспечивают приблизительно одинаковое качество стружкообразования. Таким образом, для рассмотренных условий нарезания резьбы могут быть рекомендованы пластины №3 (Taegutec 22ERN60) и №5 (SANDVIK R166.0 G-22VMO1C400).

Таким образом, разработанная методика позволяет методами прогнозирующего моделирования из всех существующих на рынке

предложений отобрать для заданных условий наилучшие варианты режущего инструмента без проведения натурных экспериментов, что существенным образом снижает затраты на подготовку и освоение производства. Приведенные примеры свидетельствуют об эффективности описанного подхода и являются основанием для его широкого внедрения в промышленность.

9.5 Выводы

1. Проведенными исследованиями доказана возможность применения приведенных в предыдущих разделах теоретических положений и принципов для повышения эффективности рабочих процессов резания на основе их прогнозирующего моделирования методом конечных элементов без проведения предварительных экспериментальных исследований непосредственно процесса резания в исследуемых условиях. Рассмотрены два главных направления повышения эффективности рабочих процессов резания: определение оптимальных режимов резания и определение оптимальных параметров режущих инструментов.

2. Реализацию первого направления применения конечно-элементной модели исследовано на примере определения уровня детализации «Лезвие» закона влияния режимов резания на температуру резания для процессов свободного или квазисвободного резания и определения на его основе режима резания, обеспечивающего наибольший ресурс инструмента по известному критерию оптимальной температуры резания. Сравнение полученных для пары «сталь 45-Т15К6» данных с данными экспериментальных исследований А. Д. Макарова показали адекватность полученного результата. Выявленное расхождение результатов при малых подачах обусловлено отличием условий натурального эксперимента от модельного в связи с тем, что фактический радиус округления режущего

лезвия, при котором были проведены экспериментальные исследования, является неизвестным.

3. Реализацию второго направления применения конечно-элементной модели исследовано на примере повышения эффективности конечного фрезирования. Исходя из того, что работоспособность инструмента в целом обусловлена изнашиванием лезвия, скалыванием лезвия, прочностью рабочей части инструмента и динамикой фрезирования, разработана концепция оценки работоспособности инструмента на стадии его проектирования с применением исключительно прогнозирующих 2D- и 3D-моделей процесса резания.

4. Предложено применять 3D-моделей рабочих процессов резания конструкционных сталей для решения задачи оценки работоспособности инструментов, которые уже производятся. В качестве примера рассмотрена задача оценки работоспособности сменных неперетачиваемых пластин разных фирм-производителей при обработке глубоких канавок точением канавочными резцами. Поскольку при этих условиях наибольшей проблемой является стружкоотвод, то и в качестве критерия ранжирования пластин выбрана форма стружки. Было исследовано семь пластин шириной 4 мм: 13532 по ГОСТ 17163-90, ISCAR TAG N4J, WIDIA M4 1235 67 440, круглая R4 1235 67 605, Sandvik N 151.400-40-45, Kennametal A4CO405L06CF02, Taegutec TDJ4. Ранжирование пластин по разработанной балльной оценке показало, что для обработки глубоких радиальных пазов могут быть рекомендованы пластины WIDIA M4 1235 67 440 и Taegutec TDJ4, обеспечивающие точение с наиболее эффективным стружкообразованием и отводом при приемлемой силе резания, что обеспечивает надежность и производительность обработки

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ

В результате выполнения НИР решена важная научно-техническая проблема прогнозирования нагрузки инструментов в податливой технологической системе с учетом зазоров, что в целом будет способствовать развитию теории резания, теории проектирования инструментов и станков.

1. Предложена и обоснована новая концепция прогнозирования показателей рабочего процесса резки в податливой технологической системе, в том числе вида, формы и размеров стружки, которая, в отличие от известных, предусматривает моделирование стружкообразования и напряженно-деформированного состояния инструментов методом конечных элементов на основе данных стандартных испытаний термомеханических и трибологических свойств обрабатываемого и инструментального материалов. Это позволяет существенно ускорить при исследовании и оптимизации объем экспериментальных испытаний непосредственно исследуемого процесса резания.

2. Впервые модельными исследованиями решена проблема сопоставимости кривой упрочнения при резании и простых видах деформации: доказана возможность получения адекватной модели процесса резания с использованием определяющих уравнений и уравнений пластичности, параметры которых получены с комплексом данных стандартных испытаний на растяжение, сжатие и ортогонального резания.

3. Расширены представления о процессах контактного взаимодействия при высоких давлениях за счет учета возможного когезии. Установлено влияние шероховатости поверхности индентора на момент сопротивления вращению индентора при измерении адгезионной составляющей с помощью трибометра. Впервые установлено, что на границе контакта стружка-лезвие:

а) в зоне внешнего трения деформационная составляющая коэффициента трения по величине сравнима с адгезионной составляющей;

б) с уменьшением нормального напряжения доля адгезионной составляющей коэффициента трения увеличивается;

в) рост коэффициента трения при удалении от режущей кромки обусловлен наличием сил адгезионного сопротивления скольжению, что приводит к замедлению снижения касательных напряжений с уменьшением нормальных напряжений, причем этот эффект тем больше, чем больше начальная прочность адгезионных связей и их способность к укреплению с увеличением давления;

г) распределение напряжений в большей степени зависит от способности адгезионных связей к упрочнению, чем от их первоначальной прочности.

4. В результате дальнейшего развития моделей разрушения и трения при резании металлов доказана возможность прогнозирования вида и формы стружки без проведения предварительных экспериментов по резке. Для определения момента и характера разрушения предложено учитывать адиабатическое разупрочнения и выполнять проверку одновременно условий вязкого и хрупкого разрушения по критериям соответственно накопленных разрушений и максимальных главных напряжений в каждом цикле расчета напряжений с параллельным перестроением конечно-элементной сетки. Определение границы зон внутреннего и внешнего трения реализовано условием силовой конкуренции этих процессов без уточнения координаты реализации сдвига.

5. Впервые теоретически установлено и получило экспериментальное подтверждение, что состояние режущей кромки при фрезеровании литейных сталей аустенитного класса изменяется ступенчато в результате периодического усталостного разрушения

режущей кромки, которое обусловлено действием циклических знакопеременных нагрузок.

6. Впервые теоретически доказана и подтверждена экспериментально зависимость ресурса твердосплавных концевых фрез от начального значения радиуса округления режущей кромки, сформированного на соответствующем этапе доводки режущего инструмента в рабочее состояние, согласно заданным условиям обработки.

ПЕРЕЧЕНЬ ССЫЛОК

1. Neugebauer R. , Wabner M. , Rentzsch H. , Ihlenfeldt S. Structure principles of energy efficient machine tools//CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. -2011. -№ 4. -С. 136- 147.
2. Залога В. А. Разработка научных основ и принципов практического применения нестационарных видов обработки резанием на базе попутного тангенциального течения: Автореф. дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01/СумГУ. -Х., 2000. -33 с.
3. Хаэт Г. Л. Прочность режущего инструмента. -М.: Машиностроение, 1975. -168 с.
4. Piendle S. , Aurich J. C. 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -С. 225- 233.
5. Hoevel S. Finite Elemente Simulation von Zerspanvorgängen mit geometrisch bestimmter Schneide: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. - Kaiserslautern, 2007. -142 с.
6. Крижановский С. А. Прогнозування параметрів процесу контурної обробки кінцевими фрезами на основі моделювання процесу різання та точності обробки: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -Хмельницький, 2005. - 225 с.
7. Залога В. А., Криворучко Д. В., Емельяненко С. С. Идентификация режима автоколебаний в технологической системе при фрезеровании концевыми фрезами//Труды Одесского политехнического университета. - Одесса, 2008. -Вып. 1. -№ 29. -С. 73- 77.
8. Криворучко Д. В., Залога В. А., Кутовой Н. П. Моделирование процессов обработки материалов резанием//Оборудование и инструмент для профессионалов. -2009. -№ 6. -С. 20- 23.

9. Rodriguez C. Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing. -Kassel: Kassel university press, 2009. -205 с.
10. Calvez C. L., Vigneau J. , Zerrouki V. , Martinez A. Needs of turbo jet engines industry in term of virtual machining//Proceedings of 7th CIRP workshop of modeling in metal cutting. -Cluny: ENSAM, 2004. -С. 0- 0.
11. Криворучко Д. В. Наукові основи моделювання процесів різання з використанням числових методів: Автореф. дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01/СумГУ. -Харків, 2010. -40 с.
12. Криворучко Д. В., Залога В. А., Корбач В. Г. Основи 3D-моделювання процесів механічної обробки методом скінчених елементів: навчальний посібник. -Суми: Вид-во СумДУ, 2010. -208 с.
13. Залога В. А., Криворучко Д. В., Хвостик С. Н. Имитационная модель прямоугольного свободного резания//Вестник СумГУ. -2005. -№ 11. -С. 113-122.
14. 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.
15. Остафьев В. А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. -М.: Машиностроение, 1979. -168 с.
16. Писаренко Г. С., Лебедев В. Я. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. -К.: Наукова думка, 1976. -415 с.
17. Напряженно деформированное состояние и прочность режущих элементов и инструментов/Е. В. Артамонов, И. А. Ефимович, Н. И. Смолин, П. р. Утешев;. -М.: Недра: Бизнесцентр, 2001. -199 с.
18. Вейбулл В. Усталостные испытания и анализ их результатов: Пер. с англ./Под ред. С. В. Серенсена. -М.: Машиностроение, 1964. -257 с.

19. Немец Я. К. Жесткость и прочность стальных деталей. -М.: Машиностроение, 1970. -528 с.
20. Писаренко Г. С., Можаровский Н. С., Антипов А. Д. Сопротивление жаропрочных материалов нестационарным силовым и температурным воздействиям. -К.: Наукова думка, 1974. -200 с.
21. Вопросы прочности металлокерамических твердых сплавов/Под ред. Г. С. Писаренко. -К.: АН УССР, 1957. -185 с.
22. Лошак М. Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. -К.: Наукова думка, 1984. -328 с.
23. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания. -М.: Машиностроение, 1976. -278 с.
24. Ковальчук С. С. Исследование контактных нагрузок на поверхностях режущего инструмента при изменении его геометрических параметров: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01/ ТУП. -Хмельницкий, 1993. -204 с.
25. Ozel T. , Zeren E. Finite Element Analysis of The Influence of Edge Roundness on The Stress and Temperature Fields Induced by High Speed Machining//Int. J. Adv. Manuf. Technology. -2007. -Вып. 35. -№ 3. -С. 255-267.
26. Криворучко Д. В. Підвищення ефективності процесів чистової обробки на основі аналітичного моделювання силової взаємодії леза з заготовкою: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01/ ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України. -К., 2002. -20 с.
27. Исаченко В. П., Осипова В. А., Сукомел А. С. Теплопередача: Учебник для вузов. -3 изд., доп. -М.: Энергия, 1975. -488 с.
28. 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.
29. 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.

30. Залого О. А., Криворучко Д. В., Сторчак М. Г. и др. Исследование методом конечных элементов динамики изменения силы резания при врезании//Вісник СумДУ. -Суми: СумДУ, 2008. -№ 3. -С. 13- 24.

31. Chiriacescu S. T. Stability in the dynamics of metal cutting: Studies in applied mechanics. -Amsterdam: Elsevier, 1990. -200 с.

32. Altintas Y. Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and cnc design: manufacturing automation. -New York: Cambridge university press, 2000. -286 с.

33. Faassen R. P. Chatter prediction and control for high-speed milling: modelling and experiments. -Eindhoven: University press facilities, 2007. -158 с.

34. Криворучко Д. В., Залого О. А., Некрасов С. С. Влияние модели обрабатываемого материала на точность прогнозирования показателей процесса прямоугольного резания методом конечных элементов//Вісник Вінницького політехнічного інституту. -Наіфа, 2007. -Вып. 2007. -№ 4. -С. 115- 120.

35. Залого О. А., Криворучко Д. В., Некрасов С. С. Скінченноеlementна модель процесу різання. підтвердження її адекватності експерименту//Процеси механічної обробки в машинобудуванні. -Житомир: ЖІТІ, 2007. -Вып. 5. -С. 60- 72.

36. Емельяненко С. С. Повышение эффективности процесса концевоего фрезерования путем обеспечения динамической устойчивости технологической системы: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -Х., 2008.-140 с.

37. Heisel U. , Storchak M. Simulation Tool for Modeling of Interaction Process by Orthogonal Cutting//Резание и инструмент. -2007. -Т. 43. -С. 335-341.

38. Sartkulvanich P. , Altan T. , Göcmen 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.

39. 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.
40. Резников А. Н. Теплофизика резания. -М.:Машиностроение,1969.-288 с.
41. Ball Screws.. Catalog of NSK Ltd. Product List and Technical Data / NSK Ltd.; Под ред. Н. Kadi. - Stuttgart: NSK, 2009. - 10 с.
42. Шелофаст В. Программное обеспечение НТЦ АПМ для проектирования широкого класса винтовых передач//САПР и графика. -2003. -№ 9.
43. LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL: Version 971. -Livermore: LSTC, 2007. -2206 с.
44. Аркулис Г. Э., Дорогобид В. Г. Теория пластичности. -М.: Металлургиздат, 1987. -352 с.
45. Klamecki В. Е. Incipient Chip Formation in Metal Cutting—A Three Dimension Finite Element Analysis: PhD dissertation. -Urbana: University of Illinois, 1973.
46. Криворучко Д. В. Наукові основи моделювання процесів різання з використанням числових методів: Автореф. дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01/ СумГУ. -Харків, 2010. -40 с.
47. Антонов А. Под законом Амдала//Компьютерра. -2002. -№ 5.
48. Марочник сталей и сплавов/Под ред. В. Г. Сорокина. -М.: Машиностроение, 1989. -635 с.
49. Field J. E., Proud W. G., Walley S. M., Goldrein H. T. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies//Trends in Mechanics of Materials: New Experimental Methods in Material Dynamics and Impact. -Warsaw, 2001. -Т. 3. -С. 47- 76.
50. Марковец М. П. Определение механических свойств металлов по твердости. -М.: Машиностроение, 1979. -191 с.
51. Development of a methodology to determine the flow stress from instrumented indantation testing using invese analysis: Report No.

HPM/ERC/NSM-04-R-23/C. Moradi, H. Cho, M. Walter, T. Altan. -Ohio: Ohio state university, 2004. -53 c.

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

53. Altan T. Material database for machining simulation: [Http://nsm.eng.ohio-state.edu/madams/](http://nsm.eng.ohio-state.edu/madams/). -Ohio: Ohio state university, 2000. -1 c.

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

55. Armarego E. J. Predictive modelling of machining operations - a mean of bridging the gap between theory and practice//CSME Forum. -Hamilton, 1996. -C. 18- 27.

56. Vijayaraghavan A. , Dornfeld D. Challenges in Modeling Machining of Multilayer Materials//И.д. -BERKELEY: University of California at Berkeley.

57. Grzesik W. , Nieslony P. , Bartoszek M. Comparative Assessment of the Tool Temperature Prediction using Analytical and Simulation Models//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -C. 659- 666.

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

59. Tounsi N. , Vincenti J. , Otho A. и др. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation//International Journal of Machine Tools and Manufacture. -2002. -T. 42. -C. 1373- 1383.

60. Hamann J. C., Grolleau V. , Le_Maitre F. Machinability improvement of steels at high cutting speeds - study of tool/work material interaction//Annals of the CIRP. -1996. -T. 45. -C. 87- 92.

61. Adibi-Sedeh A. H., Madhavan V. Effect of some modifications to Oxley's machining theory and the applicability of different material models//Machining Science and Technology. -2002. -Т. 6, № 3. -С. 379- 395.
62. Adibi-Sedeh A. H., Madhavan V. , Bahr B. Extension of Oxley's analysis of machining to use different material models//ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering. -2003. -Т. 125. -С. 656- 666.
63. Lei S. , Shin Y. C., Incropera F. P. Material Constitutive Modeling Under High Strain Rates and Temperatures Through Orthogonal Machining Tests//Journal of Manufacturing Science and Engineering. -1999. -Т. 121. -С. 577- 585.
64. Kopac J. , Korosec M. , Kuzman K. Determinion of flow stress properties of machinable materials with help of simple compression and orthogonal machining test//Int. J. Mach.Tool Manuf. -2001. -Т. 41. -С. 1275- 1282.
65. Ozel T. , Altan T. Process simulation using finite element method — prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in highspeed flat end milling//Int. J. of Machine tools & Manufacture. -2000. -Т. 40. -С. 713- 738.
66. Ozel T. Investigation of High Speed Flat End Milling Process: Ph.D.Dissertation. -Ohio, 1998. -162 с.
67. Shatla M. , Kerk C. , Altan T. Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data//International Journal of Machine Tools and Manufacture. -2001. -Т. 41. -С. 1511- 153.
68. Chandrasekaran H. , Saoubi R. M. Modelling of material flow stress in chip formation process from orthogonal milling tests//Proceedings of the 7th CIRP Int. Workshop on Modelling Machining Operations. -Cluny,2004. -С. 234- 243.
69. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания. -М.: Машгиз, 1956. - 368 с.
70. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов. -М.: Машиностроение, 1979. -152 с.

71. Piendl S. , Aurich J. C., Steinicke M. 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 225- 233.
72. Wince J. N. Modeling chip formation in orthogonal metal cutting using finite element analysis: A Thesis for the Degree of Master of Science. -Mississippi: Mississippi State University, 2002. -104 с.
73. Kolsky H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading//Proc. Phys. Soc. -London, 1949. -Т. 62. -С. 676- 700.
74. Fournier J. Generation of Shock Waves by High-Energy Pulsed Laser//XXX. -1989. -С. 0- 0.
75. Ozel T. , Altan T. Modeling of high speed machining processes for predicting tool forces, stresses and temperatures using fem simulations//Proceedings of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Atlanta: Ohio state university, 1998. -С. 225- 234.
76. Marusich T. D., Ortiz M. Modelling and Simulation of High-Speed Machining//Int. J. Num. Meth. Eng. -1995. -Т. 38. -С. 3675- 3694.
77. Shatla M. Prediction of Forces, Stresses, Temperatures and Tool Wear in Metal Cutting: Ph.D. Dissertation. -Ohio, 1999.
78. Childs T. H., Dirikolu M. H. Modelling Requirements for Computer Simulation of Metal Machining//Turk. J. Engin. Environ. Sci. -2000. -Т. 24. -С. 81- 93.
79. Золоторевский В. С. Механические свойства металлов: Учебник для вузов. -М.: Металлургия, 1983. -352 с.
80. Колмогоров В. Л. Напряжение, деформация, разрушение. -Л.: Металлургия, 1970. -229 с.
81. Johnson G. R., Cook W. H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures//Engng Fracture Mechanics. -1985. -С. 31- 48.
82. Золоторевский В. С. Механические свойства металлов: Учебник для вузов. -2 изд. -М.: Металлургия, 1983. -352 с.

83. Ржевская С. В. Материаловедение. -3 изд., доп. -М.: Московский государственный горный университет, 2003. -456 с.
84. Тиме И. А. Сопротивление металлов и дерева резанию. -СПб: Горно-учебком, 1870. -143 с.
85. Зворыкин К. А. Работа и усилие необходимые для отделения стружек. - М., 1893.
86. Усачев Я. Г. Явления, происходящие при резании металлов. - Петроград: Тип. Р.Г. Шредера, 1915. -45 с.
87. Развитие науки о резании металлов/Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин и др. -М.: Машиностроение, 1967. -415 с.
88. Розенберг В. М., Еремин А. Н. Элементы теории процесса резания металлов. -М.: Машгиз, 1956. -320 с.
89. Бриджмен П. У. Исследование больших пластических деформаций и разрыва: Влияние высокого гидростатического давления на механические свойства материалов; Пер. с англ. -2 изд., доп. -М.: URSS, 2010. -448 с.
90. ГОСТ 25.503. Метод испытания на сжатие.. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. ; Введ. 22.03.2000. - - Мн: УкрНИИТИ и ТЭЦ, 1998. - 28 с.
91. Oxley P. L. Mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability. -: Ellis Horwood Limited, 1989. -242 с.
92. Бобров Б. Ф. Основы теории резания металлов. -М.: Машиностроение, 1975. -344 с.
93. 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.
94. Hoppe S. Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting: Ph.D. dissertation. -Aachen: University of Aachen, 2003. -207 с.
95. Jaspers S. P. Metal Cutting Mechanics and Material Behaviour. -Eindhoven: Technische Universiteit Eindhoven, 1999. -173 с.

96. Криворучко Д. В., Залога В. А., Хвостик С. Н. О выборе уравнения состояния обрабатываемого материала для моделирования процесса резания методом конечных элементов//Вестник СумГУ. -2006. -№ 56. -С. 0- 0.
97. Залога В. А., Криворучко Д. В. Обзор способов экспериментального определения параметров уравнения состояния пластических материалов для моделирования методом конечных элементов их механической обработки//Резание и инструмент в технологических системах. -2005. -№ 69. -С. 193- 202.
98. Metal Machining theory and applications/Т. Н. Childs, К. Maekawa, Т. Obikawa, Y. Yamane. -London: Arhold, 2000. -403 с.
99. Hallquist J. O. LS-DYNA Theoretical manual. -Livermore: LSTC, 1998. - 498 с.
100. 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: Житомирський технічний університет, 2007. - Т. 1. -С. 60- 71.
101. Дель Г. Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости. -М.: Машиностроение, 1971. -200 с.
102. Розенберг А. М., Розенберг О. А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. -К.: Наукова думка, 1990. -320 с.
103. Справочник по сопротивлению материалов/Г. С. Писаренко, А. П. Яковлев, В. В. Матвеев и др.; Под ред. Г. С. Писаренко. -2-е изд., доп. -К.: Наукова думка, 1988. -736 с.
104. 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.

105. Залого В. А., Криворучко Д. В., Некрасов С. С. Методика численной оценки показателей прочности обрабатываемого материала по его модели//Компрессорное и энергетическое машиностроение. -2008. -№ 14. -С. 47- 50.
106. Внуков Ю. Н. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов на основе исследования условий их трения с обрабатываемыми материалами и реализация новых технологических возможностей: Автореф. дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01/ МВТУ им. Н. Э. Баумана. -М., 1992. -45 с.
107. Крагельский И. В. Трение, изнашивание и смазка: Справочник; В 2- х т./Под ред. И. В. Крагельского. -М.: Машиностроение, 1978. -Т.1. -400 с.
108. Шустер Л. Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. -М.: Машиностроение, 1988. -96 с.
109. Ozel T. , Zeren E. Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting test//Journal of Material Processing Technology. -2004. -Т. 153. -С. 1019- 1025.
110. Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. -М.: Машиностроение, 1969. -150 с.
111. Chandrasekaran H. , Kapoor S. G. Photoelastic analysis of tool/chip interface stresses//Trans. ASME J. Manuf. Sci. and Eng. -1965. -Вып. 11. -Т. 87. -С. 495- 502.
112. Андреев Г. С. Исследование напряжений в рабочей части резца на порязризационно-оптической установке с применением киносъемок//Вестник машиностроения. -1958. -№ 5.
113. Остафьев В. А. Физические основы процессов резания металлов. -К.: Высшая школа, 1976. -136 с.
114. Childs T. H. Friction modelling in metal cutting//Wear. -2005. -С. 0- 0.
115. Грудев А. П., Зильберг Ю. В., Тилик В. Т. Трение и смазка при обработке металлов давлением. -М.: Metallurgy, 1982. -312 с.

116. Dubar L. , Dubois A. Friction and wear phenomena in cold metal forming//J. Engineering Manufacture: an integrated approach. -2006. -T. 220. -C. 1- 10.
117. Habak M. , leburn J. L., Badie-Levet D. Effect of the Microstructure on the Tool/Chip Tribological Contact in Hard Turning of 100Cr6 Bearing Steel//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2007. -C. 365- 372.
118. Hong S. Y., Ding Y. , Jeong J. Experimental evaluation of friction coefficient and liquid nitrogen lubrication effect in cryogenic machining//Machining Science and Tech-nology. -2002. -T. 6, № 2. -C. 235- 250.
119. Autenrieth H. , Weber M. , Kotschenreuther J. и др. Influence of friction and process parameters on the specific cutting force and surface characteristics in micro cutting//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2007. -C. 539- 548.
120. Tao Z. , Lovell M. , Yang J. Evaluation of Interfacial Friction in Material Removal Processes: Determining the Role of Workpiece Properties and Contact Geometry//Wear. -2004. -T. 256. -C. 664- 670.
121. Schmitz T. L., Action J. E., Ziegert J. C., Sawyer W. G. Dynamic friction coefficient measurements: device and uncertainty analysis//Proceedings of the 18th ASPE Annual Meeting. -2003.
122. Raedt J. W. Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahles 16MnCr5. -Aachen: RWTH Aachen, 2002. - 163 c.
123. Loveday M. S., Brooks M. Consideration of High Temperature Friction Measurement Uncertainty//CMMT(MN)070. -2000.
124. Prakash V. A pressure-shear plate impact experiment for investigating transient friction//Experimental Mechanics. -1995. -№ 35. -C. 329- 336.
125. Rajagopalan S. , Prakash V. A Modified Torsional Kolsky Bar for Investigating Dynamic Friction//Experimental Mechanics. -1999. -№ 39. -C. 295- 303.

126. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. -М.: Мир, 1989. - 510 с.
127. Розенберг А. М., Хворостухин Л. А. Твердость и напряжение в пластически деформированном теле//Журнал технической физики. -1955. - Вып. 2. -Т. 25. -С. 47- 54.
128. Залого В. А., Криворучко Д. В., Залого О. А. К вопросу об экспериментальном определении коэффициента трения//Надёжность инструмента и оптимизация технологических систем. -Краматорськ: ДДМА, 2009. -Вып. 25. -С. 150- 159.
129. Криворучко Д. В., Залого В. А., Залого О. А. Исследование влияния параметров модели трения на распределение контактных напряжений, силы и температуры резания при механической обработке сталей//Вісник НТУУ "КПІ": Серія "Машинобудування". -2009. -№ 57. -С. 132- 138.
130. Abdelmoneim M. E., Scrutton R. F. Tool edge roundness and stable buildup formation in finish machining//Trans. ASME. -1976. -№ 4. -С. 1258- 1267.
131. Rubenstein C. The influence of strain rate in orthogonal cutting//Int. J. Mach. Tool Des. and Res. -1972. -Т. 12, № 2. -С. 105- 120.
132. Виноградов А. А. Стужкообразование при точении пластичных металлов инструментом с округленной режущей кромкой//Сверхтвердые материалы. -1991. -№ 1. -С. 65- 70.
133. Алейниченко Г. Ф. О соотношении радиуса округления режущей кромки и толщины срезаемого слоя//Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. -Х.: ХГТУ, 1976. -Вып. 15. -С. 39- 40.
134. Цвирко Г. Л. Процесс образования стружки и динамика износа инструмента в условиях тонких срезов//Труды Уральской юбилейной научной сессии по итогам научно-исследовательских работ в области машиностроения. -Курган, 1969. -С. 65- 68.
135. Филоненко С. Н., Деревянченко А. Г. Особенности стружкообразования при резании с малыми толщинами среза//Резание и

инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. -Х.: Высшая школа, 1977. -Вып. 18. -С. 73- 77.

136. Маслов Е. Н. Теория шлифования материалов. -М.: Машиностроение, 1974. -320 с.

137. Грановский Г. И., Панченко К. П. Фасонные резцы. -М.: Машиностроение, 1975. -309 с.

138. Klocke F. , Lung D. , Gerschwiler K. , Abouridouane M. Scaling Effects of the Cutting Edge Rounding on the Minimum Uncut Chip Thickness and 3D FE Modeling in Drilling//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2007. -С. 197- 208.

139. Sathyan S. Some Investigations of Scalling Effects in Micro-Cutting. -: Georgia Institute of Technology, 2006.

140. Kishawy H. A., Deiab I. M., Haglund A. J. Arbitrary Lagrangian Eulerian analysis on cutting with a honed tool//Proc. IMeshE Vol. 222 Part B: Engineering Manufacture. -2008. -С. 155- 162.

141. Yen Y. C., Rech J. , Altan T. , Hamdi H. Influence of Cutting Edge Radius of Coated Tool on Chip Formation in Orthogonal Cutting of Alloy Steel//Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2004.

142. Astakhov V. P., Davim J. P. Tools (geometry and material) and tool wear//Machining: Fundamentals and Recent Advances. -London, 2008. -С. 29- 57.

143. Андреев Г. С. Исследование напряжения в рабочей части резца на поляризационно-оптической установке с применением киносъемок//Вестник машиностроения. -1952. -№ 5. -С. 34- 40.

144. Талантов Н. В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента. -М.: Машиностроение, 1992. -240 с.

145. Пат. 45759А UA, МКИ G 01 В 11/24. Спосіб вимірювання малого радіуса сполучення площин об'єкта/ Д. В. Криворучко, В. А. Залога(UA). - №2001064433; Заявлено 25.06.2001; Опубл. 15.04.2002, Бюл. №4. -5 с.

146. Практическая растровая электронная микроскопия: Пер. с англ./Под ред. Д. Гоулдстейна. -М.: Мир, 1978. -656 с.
147. Барон Ю. М. Влияние состояния кромок лезвий на эффективность режущих инструментов//Инструмент и технологии. -СПб: ИИТ, 1997. -№ 5. -С. 0- 0.
148. Kötter D. Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen. -Haifa: Universität Dortmund, 2006. -106 с.
149. Rodriguez C. Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing. -Kassel: Kassel university press, 2009. -205 с.
150. Романов В. В., Чижов В. Н. Выбор оптимального радиуса скругления режущих кромок инструмента по его прочности при прерывистом резании//Известия вузов: Машиностроение. -1985. -№ 3. -С. 116- 120.
151. Касьянов А. И. Исследование и разработка монолитных твердосплавных концевых фрез для обработки нержавеющей стали: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -К., 1979.
152. Барон Ю. М. Влияние состояния кромок лезвий на эффективность режущих инструментов//Инструмент и технологии. -СПб: ИИТ, 1997. -№ 5.
153. Katter D. Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen. -Haifa: Universität Dortmund, 2006. -106 с.
154. Denkena B. , Reichstein M. , Brodehl J. Surface preparation, coating and wear performance of geometrically defined cutting edges: Proc. of the 5th International Conference and EUREKA Brokerage Event: "THE" Coatings in Manufacturing Engineering//Kallithea-Chalkidiki. -2005. -С. 43- 51.
155. Bouzakis K. -. Effect of Cutting Edge and its Manufacturing Procedure on the Milling Performance of PVD Coated Cemented Carbide Inserts//Annals of the CIRP Vol. 51/1. -2002. -С. 61- 64.

156. Denkena B. , Kramer N. , Siegel F. и др. Methode zur Pr?paration von Zerspanwerkzeugen//VDI-Z Spezial Werkzeuge: Leistungsoptimierung an der Schneidkante. -2007. -С. 24- 26.
157. Risse K. Einfl?sse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl. Diss. -Aachen: Aachen, 2006.
158. Барон Ю. М., Литвиненко А. В., Сенчило И. А. и др. Шерховатость упроченной инструментальной стали Р6М5 (1.2243) после магнитно-абразивного полирования//Физика и технология обработки поверхностей металлов. -1984. -С. 153- 157.
159. Baron Y. , Ko J. T., Park I. W. Characterization of the Magnetic Abrasive Finishing Method and Its Application to Deburring//Proc. On Advances in Abrasive Technology VIII: Tarns Tech Publications LTD, Switzerland-Germany-UK-USA. - 2005. -С. 291- 296.
160. Dehoff F. , Krull R. , Mattke W. Magnetabrasiven Entgraten der Zahnstirnkanten von Zahnr?der: Werkstatt und Betrieb, Band 117//WB. -1984. -С. 77- 79.
161. Kod?csy J. Magnetabrasives Polieren und Entgraten//Weiterentwickelte Feinbearbeitung. Technische Rundschau (CH)//Jahrgang. -1990. -С. 76- 79.
162. Kod?csy J. , Danyi J. , Szabo Z. и др. Magnetic Aided Roller Burnishing Metal Parts//Proc. of 7th International Conference on Deburring and Surface Finishing. -Berkley, 2004. -С. 351- 354.
163. Майборода В. С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь: Дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01. -К., 2001. -404 с.
164. Бондарь А. Г., Статюха Г. А. Планирование эксперимента в химической технологии. -К.: Высшая школа, 1976. -184 с.
165. Рогельберг И. Л., Бейлин В. М. Сплавы для термопар. -М.: Металлургия, 1983. -360 с.

166. Резников А. Н., Резников Л. А. Тепловые процессы в технологических системах. -М.: Машиностроение, 1990. -288 с.
167. Васильев С. В. ЭДС и температура резания//Станки и инструмент. - 1980. -№ 10. -С. 20- 22.
168. Кудинов В. А. Динамика станков. -М.: Машиностроение, 1967. -367 с.
169. Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. -Л.: Машиностроение, 1986. -184 с.
170. Эльясберг М. Е. Автоколебания металлорежущих станков: Теория и практика. -СПб: ОКБС, 1993. -180 с.
171. Кедров С. С. Колебания металлорежущих станков. -М.: Машиностроение, 1978. -198 с.
172. Афонина Н. А. Повышение виброустойчивости процесса токарной обработки на основе управляемых колебаний скорости резания: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -Тула, 2004. -156 с.
173. Doi S. , Kato S. Chatter vibration of lathe tools//Trans. ASME. -1956. -№ 78. -С. 1127- 1134.
174. Brecher C. , Witt S. , Esser M. Simulation of the Process Stability of HPC Milling Operations under Consideration of the nonlinear Behaviour of the Machine Tool and the Cutting Process//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2007. -С. 345- 342.
175. Wiercigroch B. M., Budak E. Sources of nonlinearities, chatter generation and suppression in metal cutting//The Royal Society. -2001. -№ 359. -С. 663- 693.