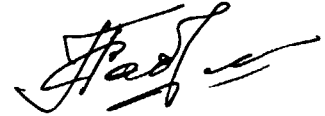


ГОУВПО

«Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет»

На правах рукописи



Ю4.20.0.8 11568

САБЛИН ПАВЕЛ АЛЕКСЕЕВИЧ

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ
МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ**

Специальность 05.03.01 – Технологии и оборудование
механической и физико-технической обработки

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
Заслуженный деятель науки и техники РФ
академик РИА, доктор технических наук,
профессор КАБАЛДИН Ю.Г.

Комсомольск-на-Амуре – 2008

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	4
ГЛАВА 1. ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР ПО ИССЛЕДОВАНИЮ ПРОЦЕССОВ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ. ПОСТАНОВКА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ.....	8
1.1. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА В ОБЛАСТИ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ	8
1.2. УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ И СОВРЕМЕННЫЕ ТЕОРИИ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ВИБРАЦИЙ ПРИ РЕЗАНИИ.	12
1.3. СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТРАДИЦИОННОМ И ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ	18
1.4. ТЕПЛОФИЗИКА ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОГО РЕЗАНИЯ.....	19
1.4.1. Эффекты, протекающие в зоне резания (распределение температуры и т.д.).....	19
1.4.2. Методы исследования температурных процессов в зоне резания: .	27
1.5. МЕТОДЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ	33
1.6. ВЫВОДЫ И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ	35
ГЛАВА 2. МЕТОДЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ...36	36
2.1. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ.	36
2.1.1. Четырехкоординатный динамометр марки СУР600.....	36
2.2. МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА И ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ СТРУЖКИ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ.....	39
2.3. МЕТОДЫ УСТРАНЕНИЯ ШУМОВ В ИЗМЕРЯЕМЫХ СИГНАЛАХ.....	56
2.3.1. Экранирование	56
2.3.2. Заземление.....	57
2.3.3. Устранение кабельного эффекта.....	59

2.4. Выводы	59
ГЛАВА 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ	61
3.1. ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТЕЙ СИЛ РЕЗАНИЯ ОТ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ТОЧЕНИИ И ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ ..	61
3.2. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ МЕТОДОМ ОПТИЧЕСКОЙ ПИРОМЕТРИИ	63
3.3. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ, РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУР И СОПОСТАВЛЕНИЕ ПОЛУЧЕННЫХ ЗНАЧЕНИЙ С РЕЗУЛЬТАТАМИ ЭКСПЕРИМЕНТА.....	65
3.4. Выводы	69
ГЛАВА 4. АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ И ПОСТРОЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ИССЛЕДУЕМЫХ ПРОЦЕССОВ	70
4.1. ДИНАМИКА СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ И СИЛОВАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ПРЕРЫВИСТОГО РЕЗАНИЯ.....	70
4.2 МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ УСТОЙЧИВОСТИ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ В ВИДЕ НЕЛИНЕЙНОГО ОСЦИЛЛЯТОРА С РАЗРЫВНЫМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ	82
4.3. Выводы	104
ГЛАВА 5 ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ОСНОВЕ МЕТОДОВ НЕЛИНЕЙНОЙ ДИНАМИКИ И НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ	106
5.1. ОПТИМИЗАЦИЯ ТРАЕКТОРИИ ДВИЖЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА НА СТАНКАХ С ЧПУ НА ОСНОВЕ МЕТОДОВ НЕЛИНЕЙНОЙ ДИНАМИКИ	106
5.2. ДИНАМИЧЕСКИЙ ПАСПОРТ СТАНКА ДЛЯ ОПЕРАЦИЙ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ	123
5.3. Выводы	129
6. ОБЩИЕ ВЫВОДЫ	131
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК	132

ВВЕДЕНИЕ

Повышение эффективности высокоскоростной обработки (ВСО) требует углубленного изучения физических явлений, сопровождающих процесс резания. Основными отличиями ВСО от традиционной механической обработки с физической точки зрения являются – преобладание быстротекущих динамических процессов, как в зоне резания, так и в упругой системе станка (УСС) и ярко выраженная нелинейность законов развития этих процессов.

Для условий ВСО перестают быть адекватными линейные, либо слабо-нелинейные математические модели, хорошо зарекомендовавшие себя на малых и средних скоростях резания, и становятся неэффективными большое количество методов оценки состояния динамической системы станка.

Кроме того, высокая скорость процессов пластической деформации и тепловых процессов при ВСО в совокупности с существенной нелинейностью зависимости силы резания от толщины среза и скорости резания приводят к возникновению хаотического состояния динамической системы, вследствие чего динамическая система станка становится очень чувствительной даже к незначительным внешним возмущениям. Например, небольшие колебания припуска заготовки в процессе резания приводят к значительным искажениям траектории формообразования и как следствие снижению качества обрабатываемой поверхности.

В этой связи, исследование физических явлений, сопровождающих процесс ВСО, и установление их взаимосвязи с устойчивостью процесса резания и качеством обработанной поверхности является актуальной задачей современного машиностроения.

Цель и задачи работы является повышение эффективности высокоскоростного фрезерования на основе исследования динамических, силовых и тепловых процессов при ВСО.

Для реализации цели работы поставлены следующие задачи:

- исследовать динамику процесса высокоскоростного фрезерования на ос-

нове силовых и температурных измерений;

- провести экспериментальные исследования, раскрывающие особенности протекания тепловых процессов при высокоскоростном фрезеровании;
- разработать математическую модель, характеризующую устойчивость динамической системы резания;
- разработать пути повышения эффективности высокоскоростного фрезерования.

Научная новизна работы состоит в том, что:

- исследована динамика сил резания и температурные условия ВСО. Показано, что в зоне резания температура может достигать температуры плавления;
- предложена математическая модель динамики процесса резания в виде нелинейного осциллятора, позволившая изучить механизмы возникновения динамической неустойчивости и детерминированного хаоса при ВСО;
- предложен метод оптической диагностики тепловых процессов при высокоскоростном фрезеровании, основанный на использовании современных цифровых фототехнологий и применении аппаратных нейронных сетей;

Метод исследования сочетает теоретический анализ и физический эксперимент. В теоретических исследованиях применялись методы технологии машиностроения, станковедения, методы теории колебаний, теории нелинейных колебаний и волн, теории хаоса, теории фракталов и теоретической нелинейной динамики. В отдельных исследованиях использовались методы оптической пирометрии, цифровой регистрации и обработки фотоизображений и нейронносетевые технологии. Производственно-экспериментальные исследования проводились по разработанным методикам с помощью прямых и косвенных измерений для токарной и фрезерной операций.

Практическая ценность работы состоит в следующем:

- разработаны рекомендации по повышению устойчивости процесса высокоскоростного фрезерования;

– разработаны рекомендации по улучшению качества обработанной поверхности путем исключения неустойчивых режимов резания, характеризующихся ростом температуры в зоне обработки;

Апробация работы. Основные положения диссертации докладывались и обсуждались на научно-технических конференциях студентов и аспирантов, г. Комсомольск-на-Амуре, 2006–2007 г. Результаты работы докладывались на расширенных заседаниях кафедры «Технология машиностроения» КнАГТУ (2005–2007 гг.).

Публикации. По материалам диссертации опубликовано 5 печатных работ, из них 1 в издании, рекомендованном ВАК РФ.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из оглавления, введения, пяти глав, заключения, библиографического списка и приложений. Диссертация изложена на 141 странице и включает 65 рисунков и 4 таблицы. Библиографический список охватывает 109 литературных источников.

В первой главе анализируется современное состояние методов исследования процессов высокоскоростной механической обработки. Рассмотрены современные взгляды на механизмы возникновения динамической неустойчивости процесса механической обработки – появлении возмущений и вибраций в упругой системе станка. Определена степень негативного влияния динамической неустойчивости процесса высокоскоростной механической обработки на параметры ее эффективности – производительность, качество обработанной поверхности. Проведен анализ теплофизических процессов в зоне резания при ВСО. Выполнен обзор существующих методов обеспечения эффективности ВСО. Поставлены задачи исследований.

Во второй главе приводятся методы экспериментальных исследований. Описываются объекты исследований – металлорежущие станки. Представлены технические характеристики используемых измерительных преобразователей (датчиков) и аппаратуры для наблюдения и записи результатов измерения. Рассмотрены применяемые методы устранения шумов в измеряе-

мых сигналах. Приведены алгоритмы обработки и анализа экспериментальных данных.

В третьей главе приведены результаты экспериментальных исследований. Изучены силовые процессы, происходящие при высокоскоростном фрезеровании. Приведены результаты экспериментальных исследований сигналов виброакустической эмиссии, излучаемой при высокоскоростном фрезеровании, и профиля поверхности, получаемой после обработки. Подробно исследованы теплофизические процессы, происходящие при ВСО.

В четвертой главе рассмотрены основные энергетические и термодинамические уравнения, определяющие процесс резания, как неравновесную динамическую систему. Описана методика определения динамической устойчивости технологической системы, силовая модель процесса прерывистого резания.

Пятая глава посвящена разработке путей повышения эффективности процесса ВСО. В этой связи нами разработана управляющая программа для процесса высокоскоростного фрезерования на базе алгоритмов нелинейной динамики.

ГЛАВА 1. ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР ПО ИССЛЕДОВАНИЮ ПРОЦЕССОВ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ. ПОСТАНОВКА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. Современное состояние вопроса в области высокоскоростного фрезерования.

Повышение эффективности механической обработки является важнейшей задачей современного машиностроения, включающей в себя достижение наиболее высокой производительности обработки с обеспечением заданного уровня качества поверхностного слоя деталей. Решение этой задачи в настоящее время может быть достигнуто за счет выбора наиболее рациональных методов обработки деталей, а также за счет обоснования оптимального уровня параметров обработки, обеспечивающих максимальную производительность или минимальную себестоимость.

Современной тенденцией обработки металлов является переход в область высокоскоростного резания – режимам обработки, при котором скорости резания и скорости подач в десятки или сотни раз превышают общепринятые. Для такого материала, как сталь, зона высокоскоростной обработки составляет обычно от 300 до 1700 м/мин, для титана она находится в диапазоне от 300 до 1200 м/мин, а для алюминия высокоскоростной считается зона от 2500 до 6500 м/мин /57/. При высоких скоростях резания уменьшаются силы резания, и значительно увеличивается производительность обработки /34/.

Значение высокоскоростной обработки и в особенности высокоскоростного фрезерования значительно возросло с появлением новых конструкций станков и инструментов /10/, позволяющих снимать большой объем материала, что приводит к снижению времени обработки при одновременном повышении качества обработанной поверхности.

Высокоскоростную обработку (ВСО) принято считать одной из современных технологий, которая, по сравнению с обычным резанием, позволяет

увеличить эффективность, точность и качество механообработки. Первое официальное объяснение явления HSM было предложено Карлом Саломоном в 1931 году. Он предположил, что при некоторой скорости резания, которая является в несколько раз выше, чем при обычной механообработке, теплота от стружки к инструменту начинает уменьшаться. Теоретическим обоснованием ВСО являются так называемые кривые Соломона, которые показывают снижение сил резания в диапазоне высоких скоростей.

При ВСО лезвийным инструментом скорость резания, определяемая частотой вращения шпинделя и диаметром инструмента, - один из главных факторов. Установлено, что по мере повышения скорости резания, температура зоны резания возрастает, достигая некоего максимального значения. Для каждого обрабатываемого материала характерны определенные значения как максимальной температуры, так и соответствующей ей скорости резания. Поэтому принято определять высокоскоростную обработку как обработку с любой скоростью, превышающую скорость, соответствующую пиковой температуре. При дальнейшем увеличении скорости резания, температура резания начинает снижаться, то есть крутящий момент, необходимый для выполнения резания, также снижается. Таким образом, имеются рабочая зона с пиковым значением крутящего момента при обычных скоростях (выход вверх за пределы этой зоны грозит изломом инструмента) и зона, где инструмент нормально работает при сверхвысоких скоростях /48, 90/.

Освоение технологий ВСО обеспечит такое качество обработки, которое позволит исключить финишные операции ручной полировки, а также даст возможность выполнять работы, которые при традиционных методах вызывали определенные проблемы. Например, необходимость использовать большие вылеты инструмента для обработки высоких стенок при изготовлении авиационных деталей.

Согласно представлениям работ Н. Н. Зорева, В. Ф. Боброва, М. И. Клушина, Ю. Г. Кабалдина, эффект ВСО обуславливается структурным изменением материала (из-за пластических деформаций, осуществляемых с

большой скоростью) в месте отрыва стружки. При повышении скорости деформаций силы резания первоначально растут, а потом, с достижением определенной температуры в зоне образования стружки, начинают существенно снижаться.

Таким образом, основные отличия высокоскоростной обработки от обычной заключается в:

- увеличении скорости резания;
- увеличении подачи;
- уменьшении сечения стружки;
- сокращении до минимума температуры на режущей кромке;
- уменьшении усилий резания;
- уменьшении износа инструмента.

Потенциальные особенности высокоскоростной обработки обусловлены следующими ее особенностями/57/:

- большой удельный съем материала за единицу времени;
- высокое качество обработки материала;
- уменьшение силы резания;
- возможность обработки тонкостенных деталей;
- уменьшение образования заусенцев;
- уменьшение нарушения целостности верхних слоев материала.

Формирование стружки – наиболее важный аспект ВСО. Как известно, во время формирования стружки, 80% тепла образуется в зоне механической деформации материала, 18% – в зоне контакта стружка-инструмент, и 2% – в зоне трения режущей кромки инструмента о материал /81/.

Исследования, проведенные во время высокоскоростной обработки с правильно подобранными параметрами, показали, что 75% произведенного тепла отводится со стружкой, 20% – через инструмент, и только 5% – через обрабатываемую деталь. Это объясняется тем, что время контакта режущей кромки с заготовкой и стружкой так мало, а скорость отрыва стружки столь высока, что большая часть тепла, образующегося в зоне резания, удаляется

вместе со стружкой, а заготовка и инструмент просто не успевают нагреваться /107/.

Отсюда следует один из наиболее важных принципов теории высокоскоростной обработки: наибольшее количество произведенного тепла отводится вместе со стружкой. И как следствие отсюда можно сделать два вывода:

- повышается стойкость инструмента;
- уменьшается количество тепла, уходящего в заготовку, что позволяет без последствий обрабатывать заготовки из закаленной стали и крупногабаритные заготовки.

Высокоскоростная обработка используется, главным образом, в трех секторах промышленности /11/.

Первая отрасль – промышленность, которая имеет дело с механообработкой алюминиевых сплавов для производства компонентов автомобилей, корпусов для приборов или медицинских устройств. Эта промышленность нуждается в высокопроизводительном процессе удаления металла, потому что технологический процесс состоит из многих операций механообработки.

Вторая отрасль – авиационно-космическая промышленность, в которой производится механообработка крупногабаритных деталей из алюминиевых сплавов, часто с тонкими стенками. Экономически выгодно выполнить все операции обработки за одну установку.

Третья отрасль – инструментальная промышленность, в которой требуется производить чистовую обработку твердых материалов. В этой отрасли важно обработать детали с высокой скоростью и сохранить при этом высокую точность. Используя ВСО, можно перепланировать процесс производства за счет сокращения стадий фрезерования электродов и электроэрозионной обработки.

1.2. Устойчивость процесса фрезерования и современные теории возникновения вибраций при резании.

Проблемы устойчивости возникли впервые в механике при изучении равновесных положений системы. В 1644 г. критерий устойчивости равновесия системы тел, находящихся под действием сил тяжести, в общем виде сформулировал Е. Торричелли, а в 1788 г. Ж. Лагранж доказал теорему, определяющую достаточные условия устойчивости равновесия произвольной консервативной системы. В середине XIX столетия в науке и технике возникли проблемы, потребовавшие постановки общей задачи об устойчивости не только равновесия, но и движения /1/.

В 1892 г. была опубликована докторская диссертация А.М. Ляпунова «Общая задача об устойчивости движения». Эта работа содержит так много плодотворных идей и результатов первостепенного значения, что всю историю теории устойчивости движения не без основания делят на ляпуновский и послеляпуновский периоды /65/.

После А.М. Ляпунова теория устойчивости движения развивалась по различным направлениям. Возникли также направления, которые условно можно назвать прикладными, так, например, теория устойчивости широко применяется при исследовании динамики процесса резания /72, 82, 84, 102/.

Современная теория резания, а особенно теория высокоскоростного резания, немислима без исследований динамики технологических систем механической обработки. В этой области накоплен богатейший научный материал, представленный в многочисленных публикациях /9, 20, 21, 47/. За более чем 50-летний период времени сложились научные школы, которые базируются на результатах глубоких исследований в обозначенной области. Лидерами этих научных школ являются наши соотечественники – В. А. Кудинов, В. Ф. Бобров, Л. С. Мурашкин, М. Е. Эльясберг, Н. Н. Зорев, М. И. Клушин. В Комсомольском-на-Амуре государственном техническом университете тоже уделяется большое внимание исследованиям динамики технологических систем. Написано немало трудов, касающихся этой проблемы. И на сего-

дняшний день на кафедре «Технология машиностроения» над этим вопросом продолжают трудиться Ю.Г. Кабалдин, А.М. Шпилев, А.А. Бурков, С.В. Биленко и др.

Достижение высокой точности и чистоты поверхности при резании возможно только в том случае, если процесс механической обработки не будет нарушаться вибрациями, т.е. процесс будет устойчивым. Однако при работе на металлорежущих станках, а в особенности высокоскоростных, могут возникать вибрации двух типов: вынужденные колебания и автоколебания.

Если обратиться к истории вопроса, то начало бурного развития динамики резания относится к довоенному периоду. Здесь хотелось бы отметить работу Н. А. Дроздова /18/, в которой он впервые опроверг трактовку вибраций при резании как вынужденных колебаний и показал, что наблюдаемые вибрации нельзя объяснить резонансом вследствие совпадения частоты скалывания элементов стружки с частотой собственных колебаний обрабатываемой заготовки. Возникновение автоколебаний при резании им впервые было объяснено воздействием периодических сил резания и трения.

Вынужденные колебания могут возникать под влиянием периодических возмущений при значительных погрешностях и износе системы привода станка, а также могут передаваться через фундамент от близко работающих, недостаточно уравновешенных станков и двигателей. Поскольку причина возникновения вынужденных колебаний хорошо известна, то уже давно имеются достаточные технические возможности для снижения их уровня, эти технические решения применяются в высокоскоростных станках.

Автоколебания при резании металлов имеют совершенно иную природу. Их появление не связано с какой-либо внешней периодической возмущающей силой /52/. Даже для хорошо отрегулированных станков, обладающих высокой жесткостью, при определенных условиях работы в процессе резания могут возникнуть автоколебания, которые ограничивают допустимые режимы резания, снижают качество изделий, а порой приводят к выкрашиванию режущих кромок инструмента. В отличие от вынужденных колебаний,

частота автоколебаний обычно остается постоянной в широком диапазоне скоростей резания, что является наиболее характерным признаком, по которому можно отличить вынужденные колебания от автоколебаний.

В исследованиях И. С. Амосова установлено, что резец при каждом последующем обороте срезает волны, оставшиеся от вибраций при предыдущих оборотах (практически то же самое происходит при фрезеровании). Возникает периодическая возмущающая сила, которая формируется благодаря переменной толщине среза, определяемой неровностью поверхности на предыдущем обороте. Эти исследования были развиты в работах П. Альбрехта, который в детерминированной постановке рассмотрел кинематику формообразования при резании по вибрационному следу. И. Г. Жарков /21/ в своих работах рассмотрел вопросы возбуждения автоколебаний в результате работы по следу от предыдущего хода на поверхности резания в общей постановке.

Попытка создать теорию вибраций при резании на базе теории автоколебательного процесса впервые была предпринята А. И. Кашириным /46/. В основу колебаний при резании металлов он положил зависимость силы трения от скорости резания. Исходя из энергетических соображений, было показано, что сила трения имеет падающую характеристику, т.е. сила трения стружки о переднюю поверхность резца уменьшается с увеличением относительной скорости, вследствие чего возникает автоколебательный режим.

Также большой вклад в исследование вибраций при резании внес А. П. Соколовский. Он показал, что изменение силы резания представляет собой функцию скорости относительных колебаний между инструментом и заготовкой /86/. По его гипотезе величина силы резания при движении в сторону заготовки отличается от силы при движении в обратном направлении, что определяет течение автоколебательного процесса. Также А. П. Соколовский установил зависимость интенсивности колебаний, измеряемой высотой волн на поверхности резания от режима резания и геометрии режущего инструмента.

Скорость резания мало влияет на частоту колебаний. При повышении скорости резания интенсивность вибраций вначале возрастает, а при некоторой определенной скорости убывает. Во многих случаях при высоких скоростях резания наблюдалось полное прекращение вибраций (рис. 1.1). Такая закономерность /86/ наблюдалась многократно и может считаться твердо установленной для автоколебаний; близких к синусоидальным. Заметим, что ослабление вибраций при высоких скоростях резания – весьма существенное обстоятельство, так как является основанием, на котором базируется высокоскоростное резание. Если бы нарастание интенсивности вибраций наблюдалось во всем диапазоне возрастания скоростей и резание происходило таким же образом, как и в зоне обычных скоростей, высокоскоростное резание было бы невозможным.

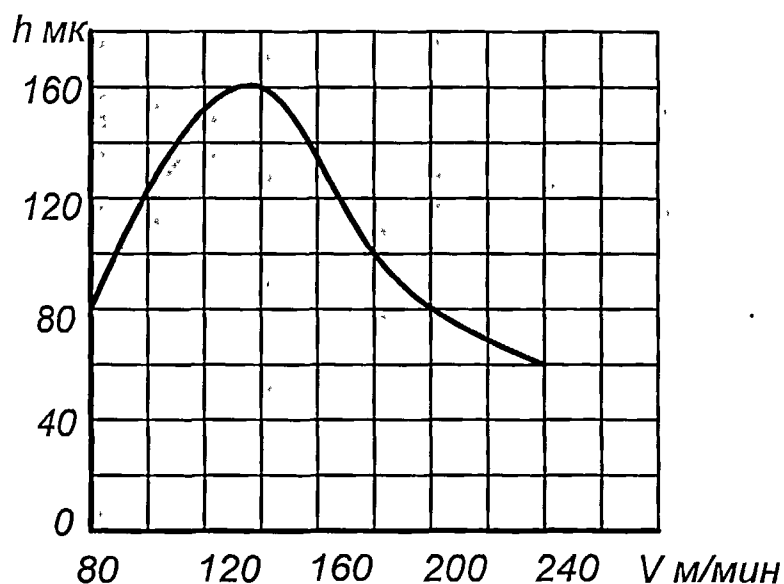


Рис. 1.1. Зависимость высоты волн (мкм) на поверхности резания от скорости резания

Главный угол в плане ϕ сильно влияет на интенсивность вибрации (рис. 1.2) /86/. При уменьшении этого угла, вибрации резко усиливаются. Такой характер зависимости становится понятным, если учесть, что при уменьшении угла ϕ возрастает ширина стружки и уменьшается ее толщина, что способствует усилению вибраций.

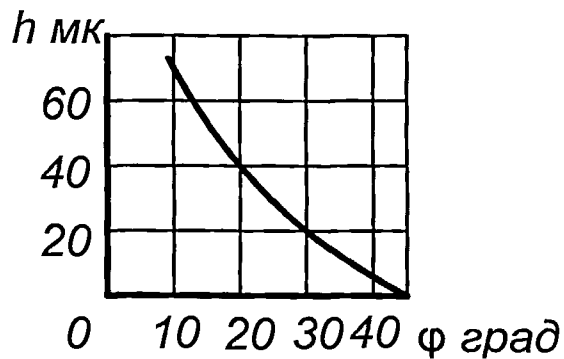


Рис. 1.2. Зависимость высоты волн на поверхности резания от главного угла в плане

Кроме того, при уменьшении угла ϕ режущая кромка поворачивается в горизонтальной плоскости, вследствие чего составляющая сила резания P_y возрастает. Как известно, именно эта составляющая в основном и обуславливает возникновение автоколебательного процесса.

Передний угол режущего инструмента также сильно влияет на интенсивность вибраций. При увеличении этого угла вибрации ослабевают (рис. 1.3) /86/. Необходимо отметить, что при отрицательных передних углах высота волн выше, чем при положительных.

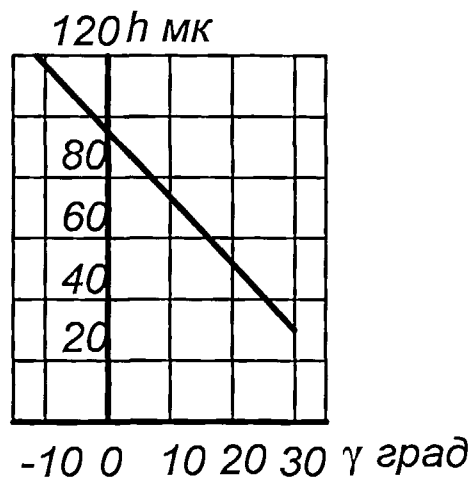


Рис. 1.3. Зависимость высоты волн на поверхности резания от переднего угла.

Из других элементов геометрии резца следует отметить влияние вспомогательного угла в плане (при уменьшении которого вибрации усиливаются).

ся) и радиуса закругления вершины резца (с увеличением радиуса вибрации возрастают). Задний угол оказывает на интенсивность автоколебаний менее сильное влияние. Затачивание резца с лункой благоприятно с точки зрения уменьшения вибраций. Легкое притупление режущей кромки также является благоприятным фактором /73/.

Вопрос повышения устойчивости процесса резания был и остается актуальным до настоящего времени. Повышение устойчивости динамики станков, как видно в работе ученого Кудинова В. А. /52,53,54/, зависит в первую очередь от жесткости упругой системы станка. Чем больше жесткость, тем выше устойчивость процесса резания, но не всегда.

В книге другого ученого Лазарева Г. С. рассматривается вопрос повышения устойчивости процесса резания для станков с числовым программным управлением (ЧПУ). По его мнению, одним из наиболее перспективных путей оптимизаций процесса механической обработки детали является создание систем адаптивного управления. Он отмечает, что станки с ЧПУ позволяют повысить устойчивость процесса резания, точность обработки и производительность, но по ряду причин в то время они не находили широкого применения в промышленности, а системы управления по виброустойчивости находилось в стадии исследования. Рассматриваемый в метод жесткого управления по виброустойчивости, несмотря на недостатки, позволяет, по мнению автора, обеспечить устойчивость процесса резания и повысить точность обработки детали металлорежущих станков с ЧПУ.

До настоящего времени, вопрос устойчивости динамики станков является сложным, потому что исследования в области металлорежущих станков требует рассмотрения устойчивости нескольких процессов, например: процессы резания, процессы трения, процессы в двигателе, упругой системе станка и т.д.

1.3. Силы резания при традиционном и высокоскоростном фрезеровании

Силу резания при механической обработке принято разделять на три составляющие P_z , P_x , P_y . Составляющая силы резания P_z является основной для определения крутящего момента, нагрузки на инструмент и т.д. Связь между изменением факторов процесса резания и составляющими силы резания обычно находят экспериментально. Приборы, предназначенные для измерения составляющих силы резания, называют динамометрами. По принципу действия различают динамометры: упруго-механические, гидравлические и упруго-электрические [29]. В настоящее время наибольшее применение получили упруго-электрические динамометры, схема таких динамометров приведена на рис.1.4. Основой этого динамометра является квадратная пластина (лодочка), установленная в корпусе динамометра на упругих звеньях опор. Также силу резания можно определить аналитическим и косвенным методами, но ни один из этих методов не дают достоверной картины изменения силы резания в зависимости от различных факторов.

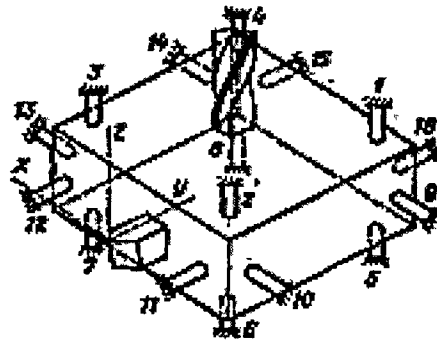


Рис. 1.4. Схема универсального динамометра

Сила резания сильно зависит практически от всех параметров механообработки таких, как глубина резания, подача, скорость резания. При ВСО скорость резания, определяемая частотой вращения шпинделя и диаметром инструмента, - один из главных факторов. Установлено, что от скорости резания сильно зависит значение силы резания и температуры. Для каждого обрабатываемого материала характерны определенные значения как макси-

мальной температуры, так и соответствующей ей скорости резания. Поэтому принято определять высокоскоростную обработку как обработку с любой скоростью, превышающей скорость, соответствующую пиковой температуре. При дальнейшем увеличении скорости резания температура начинает снижаться, т. е. крутящий момент (сила резания), необходимый для выполнения резания, также снижается. Таким образом, имеются рабочая зона с пиковым значением крутящего момента при обычных скоростях (выход вверх за пределы этой зоны грозит изломом инструмента), зона, где инструмент нормально работает при сверхвысоких скоростях (рис. 1.5) /4/.

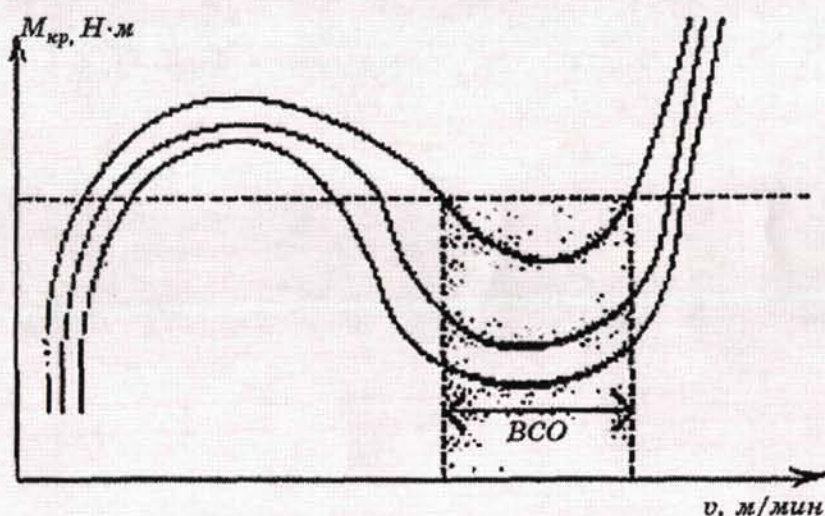


Рис. 1.5. Кривые Соломона. Зависимость силы резания (крутящего момента) $M_{кр}$ от скорости резания v

Было определено, что одним из важных факторов при ВСО является снижение значения крутящего момента в зоне высоких скоростей.

1.4. Теплофизика процесса высокоскоростного резания

1.4.1. Эффекты, протекающие в зоне резания (распределение температуры и т.д.)

Один из главнейших факторов, определяющих процесс резания, - теплота, образующаяся в результате работы резания. Законы теплообразования

объясняют ряд явлений, связанных с нагрузкой резца, его стойкостью, качеством обработанной поверхности.

Изучением влияния температуры на процесс резания металлов и сплавов занимались В. Ф. Бобров, А. Н. Резников, Т. Н. Лоладзе, Н. Н. Зорев, Ю. Г. Кабалдин и другие исследователи. При этом задаче исследования температурных процессов при высокоскоростном фрезеровании уделялось недостаточное внимание.

Для успешного воздействия на процесс резания важно знать не только количество теплоты, но и распределение ее, т.е. степень концентрации теплоты в различных участках изделия, стружки и резца. Если бы вся образующаяся теплота быстро и равномерно распределялась по всему объему изделия и инструмента, она быстро отводилась бы в пространство, не причиняя им вреда. В действительности процесс протекает иначе: большое количество теплоты концентрируется в определенных зонах, сильно повышая их температуру. Здесь неизбежны потеря резцом твердости и, как следствие, его износ и даже возможно изменение структуры тончайшего слоя обработанной поверхности, если не будут приняты соответствующие меры.

Некоторые исследователи полагают, что регулированием потока теплоты можно воздействовать на процесс резания в благоприятную сторону и тем облегчить работу инструмента и повысить качество обработанной поверхности.

На основе теоретических и экспериментальных исследований процесса теплообразования, можно выявить законы изменения температуры резания (на поверхности контакта стружки с передней поверхностью резца), а также температуры режущего инструмента и обрабатываемой детали в зависимости от различных факторов. И тем самым, зная температурную картину в зоне резания, в определенный момент времени, мы можем управлять как устойчивостью процесса резания, так и выходными параметрами такими, как точность и качество обработанной поверхности.

Опытами П. А. Рединберга и Г. И. Епифанова установлено, что при резании конструкционных материалов более 99,5% резания переходит в тепло /81/. Таким образом, количество тепла, образующегося при резании, можно определить с помощью выражения /4/:

$$Q = Q_{\text{д}} + Q_{\text{тп}} + Q_{\text{тз}},$$

где $Q_{\text{д}}$ – тепло деформации, образующееся в зоне сдвигов на условной плоскости сдвига; $Q_{\text{тп}}$ – тепло трения на передней поверхности в пределах площадки контакта между стружкой и инструментом; $Q_{\text{тз}}$ – тепло трения на задней поверхности в пределах площадки контакта между поверхностью резания и инструментом (рис. 1.6).

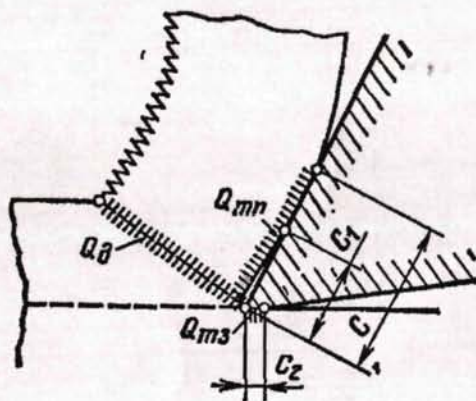


Рис. 1.6. Источник образования тепла в зоне резания

Влияние скорости резания на температуру резания. Образовавшееся тепло распространяется из очагов теплообразования к более холодным областям, распределяясь между стружкой деталью и инструментом. Поскольку образовавшееся тепло пропорционально совершаемой работе, количество тепла зависит от рода и механических свойств материала обрабатываемой детали, геометрических параметров инструмента и режимов резания. На процентное распределение тепла между стружкой, деталью и инструментом главное влияние оказывают механические и теплофизические свойства материала детали, а также скорость резания. В 1915 г. Я. Г. Усачев установил, что наибольшее количество тепла переходит в стружку, составляя при обработке стали от 60 до 85 % от общего количества тепла. С увеличением скорости ре-

зания доля тепла, уходящего в стружку, увеличивается, а ее средняя температура растет.

Теплота трения стружки о переднюю поверхность остается в основном в стружке и частично (3 - 5%) направляется в инструмент. Теплота трения по задней поверхности инструмента направляется в деталь и резец. При обработке металлов с низкой теплопроводностью, например, жаропрочных и титановых сплавов, в резец отводится до 20 - 40% всей теплоты.

Потери теплоты от конвекции и радиации в процессе резания ничтожно малы; невелико количество теплоты, уходящей в деталь, так как стружка весьма быстро формируется в зоне резания и столь же быстро проходит зону контакта с резцом. Однако теплота, поглощаемая изделием из жаропрочных сталей и сплавов, резко возрастает и при малых скоростях может достичь 35 - 45% всей теплоты резания.

Пренебрегая работой трения по задним и передним поверхностям инструмента, которая мала при достаточно острой режущей кромке и большом заднем угле, можно полагать, что подавляющее количество теплоты должно сосредотачиваться в стружке. Опыты Н. Н. Савина, Я. Г. Усачева, С. С. Можяева и др., определявших количество теплоты в стружке калориметрическим методом показали, что в зависимости от скорости резания, глубины резания и подачи при обработке конструкционной стали в стружке содержалось 60 - 80% всей теплоты резания, а при высокоскоростных режимах резания свыше 90%.

Таким образом, при постоянной скорости резания средняя температура стружки и распределение тепла между стружкой, инструментом и деталью зависят главным образом от работы, расходуемой на резание, и теплопроводности обрабатываемого материала. Средняя температура стружки при обработке стали значительно выше, чем при обработке чугуна и особенно алюминия, что вызвано большей работой пластического деформирования. Уменьшение количества тепла, уходящего в стружку, при обработке чугуна связано с элементным типом стружки при его резании. Вследствие более высокой те-

плопроводности алюминия по сравнению со сталью и чугуном, тепло из зоны деформации интенсивно распространяется в деталь, тем самым резко уменьшается количество тепла, остающегося в стружке.

Рис. 1.7 еще раз доказывает, что распределение тепла между стружкой, деталью и инструментом коренным образом изменяется при увеличении скорости резания: количество тепла, уходящего в стружку, возрастает, а в деталь и инструмент – уменьшается [4]. Например, при точении стали 40X со скоростью резания 20-50 м/мин, в стружку уходит примерно около 45% тепла, а в деталь и инструмент соответственно 47 и 4,5%; при скорости резания 300 м/мин и более (зона высокоскоростной обработки), в стружку уходит 75 % тепла, а в деталь и инструмент соответственно только 22 и 1,5 %.

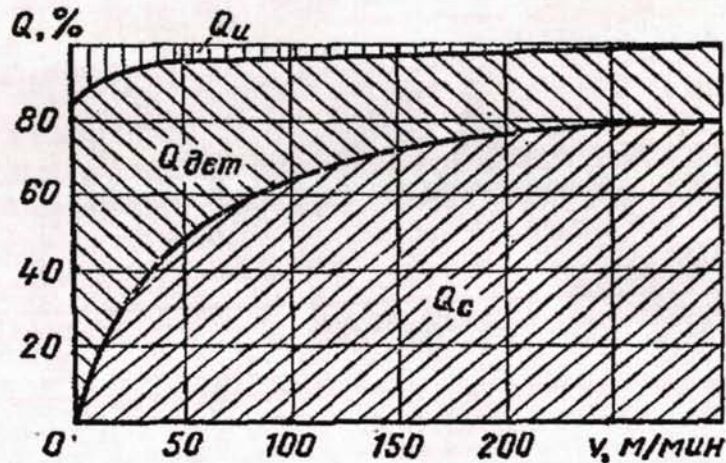


Рис. 1.7. Распределение тепла Q между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40X резцом из твердого сплава Т60К6 ($t=1,5$ мм; $s=0,12$ мм/об)

Уменьшение доли тепла, переходящего в деталь при увеличении скорости резания, вызвано изменением соотношения между скоростью резания и скоростью распространения тепла из зоны деформации. Из очага теплообразования на условной плоскости сдвига в деталь течет тепловой поток. Скорость распространения тепла зависит от градиента температур на условной плоскости сдвига и в детали и температуропроводности обрабатываемого материала. Если скорость резания, то есть скорость, с которой режущий клин

инструмента пересекает тепловой поток, мала, то тепло от условной плоскости сдвига беспрепятственно перейдет в деталь. По мере увеличения скорости резания клин инструмента все быстрее пересекает тепловой поток, и поэтому в деталь успевает перейти меньшее количество тепла и все большее количество тепла остается в стружке (рис. 1.8) /4/. Высокая теплопроводность алюминия как раз объясняет то, что режим высокоскоростного резания для этого металла начинается с 2500 м/мин, тогда как для стали 40 или 45, с ее относительно низкой теплопроводностью, режим высокоскоростного резания начинается с 300 м/мин.

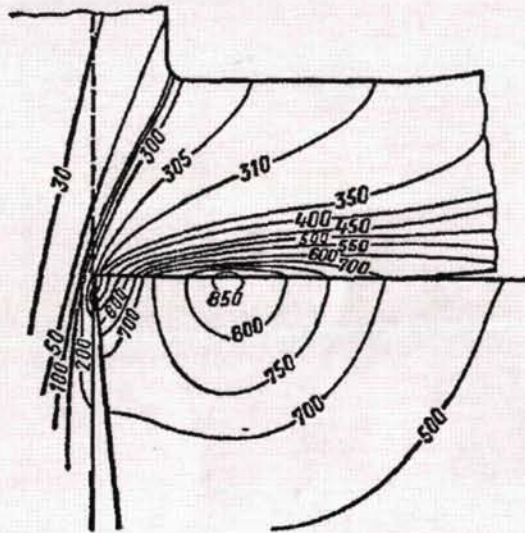


Рис. 1.8. Температурные поля в стружке, детали и резце при точении стали резцом из твердого сплава Т15К6 ($v=80$ м/мин)

Уменьшение доли тепла, уходящего в инструмент, при увеличении скорости резания связано с уменьшением ширины площадки контакта на передней поверхности, через которую тепло из стружки переходит в инструмент.

Влияние глубины резания и подачи на температуру резания. Не трудно предугадать зависимость между глубиной резания t , подачей s и температурой, если рассмотреть изменение прироста и отвода теплоты на резце с изменением t и s . С увеличением подачи возрастает давление стружки на резец, а вместе с ним и работа деформации. Но при этом, как известно, усадка

стружки уменьшается и, следовательно, работа деформации, приходящаяся на 1 мм^3 стружки, также уменьшается. К тому же трение на задней поверхности инструмента с увеличением подачи мало изменяется. Поэтому количество теплоты, образующейся в стружке, будет увеличиваться в меньшей степени сравнительно с увеличением подачи. В то же время с утолщением стружки отвод теплоты улучшается, т.к. площадь контакта стружки с резцом расширяется. В результате температура резания повышается с увеличением подачи, но в меньшей степени, чем при повышении скорости.

Еще меньше влияет на температуру резания глубина резания, т.к. нагрузка на единицу длины режущей кромки не изменяется: с увеличением глубины резания при постоянном угле в плане φ пропорционально увеличивается длина работающей и режущей кромки, почти в такой же степени усиливается теплоотвод от нее и, следовательно, на единицу длины режущей кромки увеличение притока теплоты будет весьма незначительным; в результате температура мало изменится с увеличением глубины резания.

Влияние материала режущей кромки инструмента и обрабатываемого материала на температуру резания. Естественно ожидать, что при резании хрупких металлов, например чугуна, когда работа пластической деформации весьма мала и удельные силы резания незначительны, температура резания заметно ниже, чем при обработке стали. Давление чугунной стружки сосредотачивается непосредственно на режущей кромке или вблизи нее, но это весьма неблагоприятное обстоятельство влияет больше на абразивно-механический износ режущей кромки, чем на температуру резания.

Разумеется, нагрев инструмента зависит от теплоемкости и, особенно, от теплопроводности материала изделия и самого инструмента. Например, при обработке цветных металлов температура резания должна быть сравнительно низкой не только из-за малой нагрузки, но и вследствие большой теплопроводности цветных металлов. И, наоборот, при резании жаропрочных сталей и сплавов, обладающих низкой теплопроводностью, значительно повышается температура резания (в два – три раза) сравнительно с конструкци-

онными сталями. То же можно сказать относительно инструмента: чем ниже теплопроводность, тем выше температура его режущей кромки.

По этой причине температура резания при работе твердосплавными резцами получается более низкой по сравнению с минералокерамическими (рис. 1.9). То же самое можно сказать и о влиянии резца на температуру резания. Последняя уменьшается с увеличением площади поперечного сечения резца.

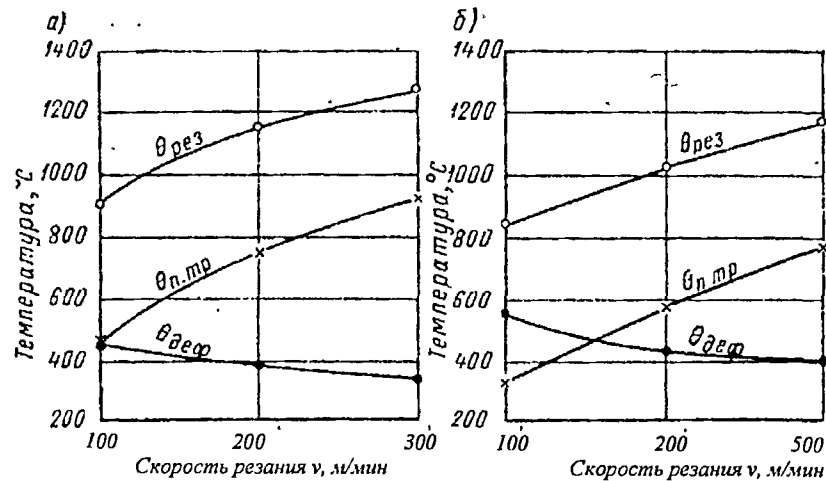


Рис. 1.9. Изменение составляющих температур резания при обработке стали: а) – для минералокерамического резца; б) - для твердосплавного резца; сталь ОХН4М; $t = 2$ мм; $s = 0,14$ мм/об; $\gamma = 10^\circ$

Влияние геометрии резца на температуру резания. Как известно, с увеличением угла резания δ увеличивается сила резания, следовательно, должны повышаться количество образующейся теплоты и температура резания. Отвод тепла в данном случае также будет усиливаться с увеличением угла клина β (угла заострения), но в меньшей степени, чем теплообразование, и в результате температура будет расти.

Величина угла в плане ϕ также влияет на температуру резания. С уменьшением угла ϕ несколько увеличивается нагрузка на резец и, казалось бы, нагрев его должен усиливаться. Однако на самом деле получается обратное: с уменьшением угла ϕ удлиняется режущая кромка, увеличивается угол при вершине ε и как следствие значительно улучшается теплоотвод.

1.4.2. Методы исследования температурных процессов в зоне резания.

Для того чтобы сделать краткий обзор способов измерения температуры, следует четко разграничить научные и производственные методы и практические приемы. Для измерения могут быть использованы любые свойства твердых, жидких и газообразных веществ, изменяющиеся в зависимости от температуры: физическое или химическое состояния, линейные размеры, электрические свойства, скорость звука в газах (акустическая термометрия), собственная частота колебаний кварцевых резонаторов и т.д. Однако многие из этих параметров можно измерять только с применением сложной и дорогостоящей аппаратуры или при жесткой стабилизации параметров окружающей среды. Поэтому ниже мы рассмотрим только те методы измерения температуры, которые либо уже нашли применение в промышленности, либо их внедрение не повлечет за собой много затрат.

Многочисленные методы измерения температуры резания можно разделить на две группы.

К первой группе относятся методы, с помощью которых измеряется средняя температура стружки, а также определенных участков детали или резца: калориметрический метод; метод цветов побежалости; метод термокрасок.

Ко второй группе принадлежат методы, которыми можно измерить как среднюю, так и максимальную температуру узкоограниченных участков зоны резания (стружки или резца), например: оптический и радиационный методы.

Основными объектами изучения при измерении температуры резания являются: а) количество выделяемого при резании тепла и его распределение между стружкой, деталью и инструментом; б) температура, устанавливающаяся на контактных поверхностях инструмента; в) температурные поля в зоне деформации и режущем клине инструмента /81/.

Существует множество экспериментальных методов исследования температуры в зоне резания, но ни один из них не может дать полной карти-

ны о происходящих тепловых процессах в зоне резания. Рассмотрим вкратце достоинства и недостатки широко известных методов измерения температуры при резании.

1. Калориметрический метод. Позволяет определить количество теплоты, переходящей в стружку, деталь и инструмент. Резец устанавливается передней поверхностью вниз и для обеспечения резания включается левое вращение шпинделя. Внизу перед передней поверхностью резца установлен калориметр для сбора стружки с ртутным термометром. В этом случае температура стружки рассчитывается по формуле:

$$\theta_{стр} = \theta_{см} + \frac{g_a(\theta_{см} - \theta_a)}{g_{стр}C_{стр}},$$

где $\theta_{стр}$ - температура стружки; g_a - вес воды; $g_{стр}$ - вес стружки; θ_a - начальная температура воды; $\theta_{см}$ - температура смеси (воды и стружки); $C_{стр}$ - теплоемкость стружки.

Количество тепла, уходящего в резец можно определить по методу Б.Т. Прушкова, измеряя температуру в различных местах по длине полого резца, наполненного ртутью.

Этот метод может дать только среднюю температуру стружки и, следовательно, непригоден для исследования температуры на разных участках стружки и инструмента. Им иногда пользуются для подсчета силы резания; при этом количество теплоты делится на механический эквивалент теплоты и определяется работа резания. Также этот метод довольно проблематично применить при фрезеровании, поскольку основным недостатком при этом будет являться отдаленность калориметра от зоны резания. Стружка, которая сходит с поверхности инструмента, долетая до калориметра, отдает большую часть тепла в атмосферу.

2. Метод цветов побежалости. Этот метод не требует каких-либо приспособлений. Цвета побежалости появляются в результате образования тончайших пленок окислов на нагретой стружке; их цвета зависят от степени нагрева стружки.

Цвета побежалости и соответствующие им температуры (в °С):

Чуть желтый	200	Темно-синий	290
Светло-желтый	220	Светло-синий	320
Темно-желтый	240	Синевато-серый	350
Пурпуровый	270	Светло-серый; переходящий в белый	400

Считают, что при наличии некоторого опыта по цветам побежалости стружки нелегированной стали можно определить температуру с точностью $\pm 5^\circ$, т. е. около 2%. Однако в действительности этот метод дает значительно большую погрешность, доходящую иногда даже до 20-30% в зависимости от толщины среза, времени работы и т.д. Столь большие отклонения вызваны тем, что цвета побежалости выражают лишь температуру поверхности стружки, определяющую толщину пленки окисла, а тем самым и ее цвет. Цвет побежалости меняется в зависимости не только от температуры, но и от продолжительности действия тепла. При охлаждении стружки смазочно-охлаждающими жидкостями цвета побежалости могут совсем исчезнуть, между тем как стружка сохраняет на поверхности контакта с резцом высокую температуру. И последнее, по цветам побежалости очень сложно с какой-либо долей достоверности определить температуру стружки при высокоскоростной обработке.

3. Метод термокрасок. При этом методе для выявления температуры пользуются свойством специальных красок менять цвет при определенных температурах. Например, при 155°C цвет с пурпурного переходит в голубой, при 190°C из белого – в зелено-коричневый, при 255°C из зеленого – в темно-коричневый, при 305°C из желтого в красно-коричневый, при 440°C из фиолетового – в белый.

При пользовании этим методом краска смешивается с алкоголями и наносится ровным слоем на грани исследуемого инструмента. Погрешность в данном случае заключается в том, что оттенок переходящих красок меняется в зависимости от продолжительности действия тепла. Существенным недос-

татком такого метода является то, что при температуре, характерной высокоскоростной обработке, краска попросту сгорает.

4. Метод термопар. В работе /81/ описано два метода применения термопар при резании: метод подведенной термопары и метод естественно образующейся термопары.

Метод подведенной термопары состоит в следующем: резец представляет собой корпус с отверстием, которое сделано вдоль задней поверхности на минимальном расстоянии от нее и от передней поверхности (рис. 1.10). В отверстие вставлена изоляционная трубка, а уже в трубку установлена стандартная термопара (медь - константан, хромель - алюмель, платина - иридий) с гальванометром, подключенным к ее контактам. Термопара устанавливается так, что ее спай касается нижней плоскости режущей пластинки (если таковая имеется).

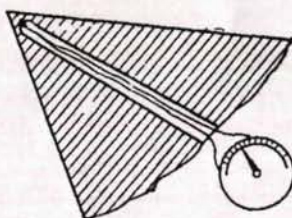


Рис. 1.10. Термопара Я. Г. Усачева

Величину электродвижущей силы или напряжения можно измерять с помощью гальванометра или милливольтметра. Для перевода величины электродвижущей силы в градусы, термопару необходимо тарировать.

Недостатки метода подведенной термопары:

- измеряется температура на одном ограниченном участке и к тому же несколько удаленном от основных источников теплообразования, следовательно, измеряемая температура ниже температуры на контактных поверхностях инструмента. Практически не удается иметь толщину пластинки менее 1,5 - 2 мм, а поэтому из-за большого градиента температур измеряемая температура на 50 - 80° ниже действительной.

- метод подведенной термопары трудно использовать при вращающемся инструменте.

В настоящее время широко применяется в науке метод естественно образующейся термопары, который впервые был предложен Е. Гербертом и К. Готвейном. Метод основан на том, что в процессе резания в месте соприкосновения передней поверхности инструмента со стружкой и задней поверхности с поверхностью резания естественным путем создаются термопары, электродами которых являются материал обрабатываемой детали и материал режущей части инструмента (рис. 1.11). Если обрабатываемую деталь и инструмент заключить в замкнутую электрическую цепь, то величина термоэлектродвижущей силы, возникающей в термоэлементе, будет пропорциональна температуре скользящего «спая» образовавшейся термопары.

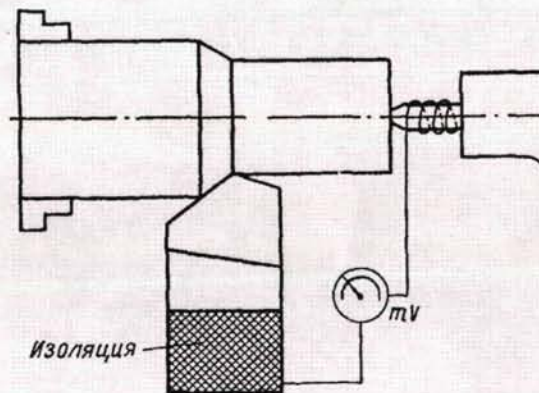


Рис. 1.11. Упрощенная схема естественной термопары

Большим неудобством при измерении температуры методом естественно образующейся термопары является необходимость новой тарировки термопары при изменении материалов детали или режущего инструмента. Условия нагрева в процессе резания отличаются от условий тарирования, поскольку в обоих случаях не обеспечиваются одинаковые площади контакта обрабатываемого металла с инструментом (особенно при фрезеровании). К тому же при тарировании измеряется постоянная температура контакта образца и инструмента, между тем как на площади контакта стружки и передней поверхности инструмента в процессе резания развивается температура различной напряженности в разных точках контакта и естественная термопара измеряет некоторую усредненную температуру.

5. Оптический и радиационный методы измерения температуры.

Любая поверхность, температура которой выше абсолютного нуля, испускает электромагнитное излучение. Измерительные приборы, которые могут по этому излучению определять температуру излучающего тела, называют пирометрами излучения (радиационными термометрами), или просто пирометрами. Длина волн λ теплового излучения лежит в пределах 0,1 - 1000 мкм, т.е. в области, на которую приходится узкий диапазон видимых лучей.

Радиационный метод измерения температуры, предложенный Ф. Швердом, основан на измерении теплоты лучеиспускания (рис. 1.12). Он дает возможность измерять температуру резания на любом участке стружки и резца. Необходимо лишь изолировать другие лучи, отражаемые не из фиксируемых точек. Схема устройства этого прибора проста. Тепловой луч, направленный от наблюдаемого участка, проходит через две линзы, отверстие на экране и падает на фотоэлемент. Высокочувствительный гальванометр, соответственно проградуированный, показывает температуру наблюдаемого участка.

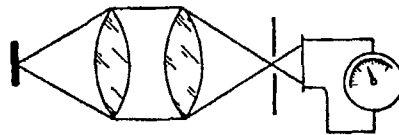


Рис. 1.12. Радиационный метод измерения температуры

Этот метод позволяет детальнее исследовать температуру стружки и инструмента, но он не получил широкого распространения из-за следующих недостатков:

- появление тонких окислов на поверхности стружки искажает правильность показаний прибора;

- значительные затруднения представляет собой тарирование прибора, поскольку теплота излучения зависит не только от температуры нагретого участка, но еще от цвета и состояния его поверхности; шероховатая поверхность стружки излучает больше теплоты, чем гладкая тарируемая поверхность.

- крепление прибора на резце неудобно, а при установке его вне резца колебания последнего в процессе резания мешают измерению температуры определенной точки.

- прибор сравнительно сложен.

Необходимо отметить, что степень изменения температуры резания в процессе работы является в известной мере критерием обрабатываемости металла и качества режущего инструмента:

1.5. Методы обеспечения эффективности высокоскоростного фрезерования

Применение технологии высокоскоростной обработки предъявляет дополнительные требования к станку и процессу подготовки производства.

Станки для высокоскоростной обработки должны обладать шпиндельными подшипниками с высокой скоростью вращения; высокой мощностью шпинделя; узлы подачи и их управление должны обеспечивать максимальную динамику линейных перемещений; сама структура станка должна быть как можно более жесткой /13,57/.

Также жизненно важными являются свойства станка, позволяющие получать высокие значения интервала разгона-торможения. Только большие значения интервала разгона-торможения позволяют достигать более короткого времени обработки и удлинять срок службы фрезерного инструмента /13/. Важно, что узлы станка должны обладать оптимальными демпфирующими свойствами, а система в целом должна быть жесткой. Это достигается на этапе проектирования оборудования и при подборе материалов. Последние годы на практике применяется такой материал как полимербетон, он обладает величиной логарифмического декремента затухания в 10 раз выше, чем у чугуна.

В тоже время, когда изготавливают движущие части станка из чугуна, то принимают во внимание такое его свойство, как предел прочности при растяжении и сжатии. Это позволяет изготавливать детали с относительно

небольшим весом, но с превосходными характеристиками прочности и твердости. По сравнению с обычными фрезерными станками вес подвижных направляющих в динамичных высокоскоростных станках меньше в 3–5 раз:

Еще одна важная особенность станков с кинематикой в прямоугольных координатах – это перераспределение масс по заготовке и инструментальной оснастке. Принимая во внимание вес заготовки с одной стороны и шпиндель с другой, основная задача это достичь такого соотношения масс, чтобы система была максимально сбалансирована. Перемещение масс по оснастке практически идентично перемещению масс по заготовке. В данном случае это обеспечивает практически полное соответствие динамических свойств оси Y свойствам оси X .

Для обеспечения эффективной высокоскоростной обработки траектория режущего инструмента должна удовлетворять ряду требований /95/:

- нагрузка на режущий инструмент должна быть в допустимых для него пределах, проходы полной шириной фрезы должны быть исключены;
- траектория инструмента не должна делать острых изломов (при которых угол сопряжения смежных участков траектории меньше определенного значения);
- необходимо избегать резких изменений скорости удаления материала;
- координатные скорости и ускорения должны быть в допустимых для станка пределах;
- должно поддерживаться встречное/попутное направление резания;
- нужно избегать резких изменений направления резания;
- холостые ходы должны быть минимизированы;
- время прохождения всей траектории должно быть сведено к минимуму.

Однако в отношении конкретной детали очень трудно создать траекторию инструмента, которая соответствовала бы всем этим требованиям. Обычно все эти ограничения невозможно учесть при чистовой обработке ре-

альной детали сложной формы. Самое лучшее, что можно сделать в этой ситуации, – это учесть наиболее существенные ограничения и пренебречь менее существенными.

Тем не менее, существует несколько общих технологических приемов, помогающих достичь высокой производительности ВСО; оправдывающей затраты на приобретение дорогостоящего высокоскоростного станка и специального режущего инструмента. Наиболее распространенными методами обеспечения эффективности высокоскоростной обработки являются: трохойдальная обработка, плунжерное фрезерование и сплайн-интерполяция.

1.6. Выводы и постановка задачи исследования

В результате литературного обзора по теме работы, можно сделать следующие выводы:

1. Отсутствуют методики исследования температуры при высокоскоростной механической обработке.
2. Не в полной мере исследована устойчивость процесса высокоскоростного фрезерования.
3. Отсутствуют методики повышения эффективности высокоскоростного фрезерования в режиме реального времени.

В результате литературного обзора для реализации цели работы поставлены следующие **задачи**:

1. исследовать динамику процесса высокоскоростного фрезерования на основе силовых и температурных измерений;
2. провести экспериментальные исследования, раскрывающие особенности протекания тепловых процессов при высокоскоростном фрезеровании;
3. разработать математическую модель, характеризующую устойчивость динамической системы резания;
4. разработать пути повышения эффективности высокоскоростного фрезерования.

ГЛАВА 2. МЕТОДЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ.

Эксперименты проводились в лаборатории КнАГТУ. Для проведения экспериментов использовались такие станки, как 1К62, 6К81Ш, 6М12П, «Снайпер-9». При обработке использовались такие материалы, как: сталь 45, сталь 40Х, сталь У8, титановый сплав ВТ3, алюминиевые сплавы. Обработка проводилась на режимах высокоскоростной обработки, различным инструментом.

2.1. Описание экспериментальной установки для исследования сил резания при высокоскоростной обработке.

Экспериментальная установка для исследования сил резания состоит из станка; заготовки; инструмента; четырехкоординатного динамометра марки СУР-600; десятиканального тензоусилителя "Топаз-3-02"; блока питания "Агат" и высокопроизводительного четырехканального цифрового осциллографа "Adlink NuDAQ PCI-9812" на базе ПЭВМ.

При снятии показаний на токарной операции, заготовка устанавливалась в патроне токарно-винторезного станка, а на место резцедержателя устанавливался динамометр, в котором закреплен резец. Сигнал с динамометра поступал на тензоусилитель, где он усиливался с двойным коэффициентом усиления, а затем поступал на компьютерный осциллограф, где происходит его дальнейшая обработка.

2.1.1. Четырехкоординатный динамометр марки СУР600.

Динамометр СУР600 по своим конструктивным особенностям может быть установлен как на токарный, так и на фрезерный станок. Основное отличие заключается в том, что при установке динамометра на токарный станок, в динамометр устанавливают режущий инструмент (рис. 2.1а), а сам динамометр устанавливают на место салазок резцедержателя. При установке

динамометра на фрезерный станок, в динамометр устанавливают заготовку (рис 2.1б), а сам динамометр устанавливают на стол станка вместо станочного приспособления.

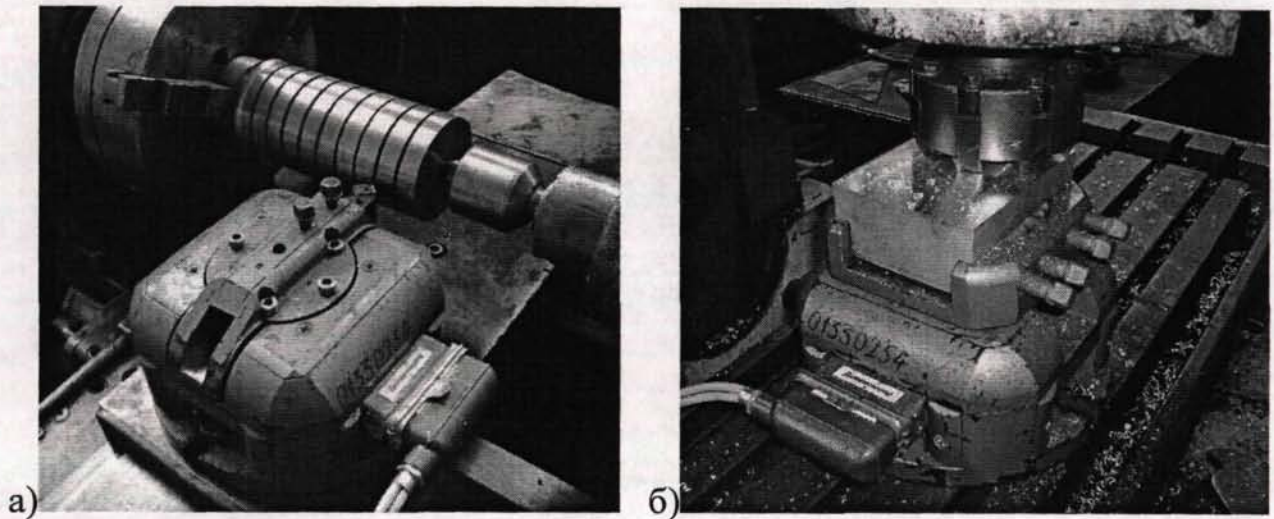


Рис. 2.1. Внешний вид четырехкоординатного динамометра СУР-600 в процессе измерения проекций силы резания: а – при точении, б – при фрезеровании.

В комплект с динамометром поставляется два приспособления: одно для крепления в нем резца (максимальный размер державки резца 30x20 мм), другое – для установки в нем обрабатываемой заготовки (максимальный диаметр круглой заготовки 120 мм, максимальная ширина заготовки прямоугольного сечения 90 мм).

Четырехкоординатный динамометр марки СУР600 по своей классификации относится к электрическим динамометрам, а в частности к тензорезисторным. В простейшем виде упругий чувствительный элемент динамометра представляет собой стержень, нагруженный вдоль оси. В данном динамометре упругий элемент выполнен в виде тонкостенной трубы и тензорезисторы наклеены на его наружную поверхность, как вдоль оси упругого элемента, так и перпендикулярно ей (рис. 2.2). Это сделано для расширения пределов измерений (даным динамометром можно измерять как большие силы резания, так и очень маленькие, например, возникающие при высокоскоростном резании) и для компенсации температурных расширений. При нагружении

упругий элемент сжимается вдоль оси, причем в соответствии с коэффициентом Пуассона одновременно увеличивается его периметр /29/.

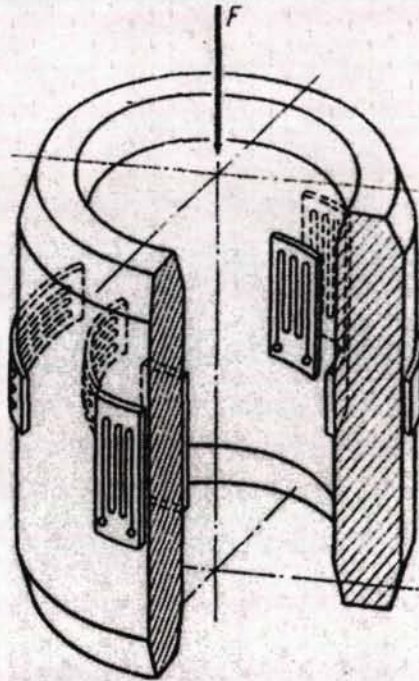


Рис. 2.2. Трубчатый чувствительный элемент, снабженный тензорезисторами на внутренней и наружной поверхностях.

Кроме тензорезисторов, в схему моста Уитстона входят дополнительные схемные элементы, служащие для компенсации различных зависящих от температуры эффектов, таких, например, как нестабильность нуля, изменение модуля упругости и теплового расширения материала чувствительного элемента, изменения чувствительности тензорезистора, а также линейаризация характеристики динамометра.

Выходное напряжение с тензодатчиков пропорционально относительной деформации, а последняя, в соответствии с законом Гука, пропорциональна нагрузке стержня.

Типичным свойством всех материалов и даже используемых для изготовления чувствительного элемента, является их ползучесть при нагрузке и при изменении нагрузки. В данном тензорезисторном динамометре имеется возможность соответствующей конфигурацией тензорезисторов компенсировать ползучесть предварительным нагружением чувствительных элементов и таким образом получить особенно стабильные характеристики.

Питание на тензодатчики динамометра поступает с тензоусилителя "Топаз-3" (рис. 2.3), в свою очередь, сигнал с датчиков поступает обратно в тензоусилитель.

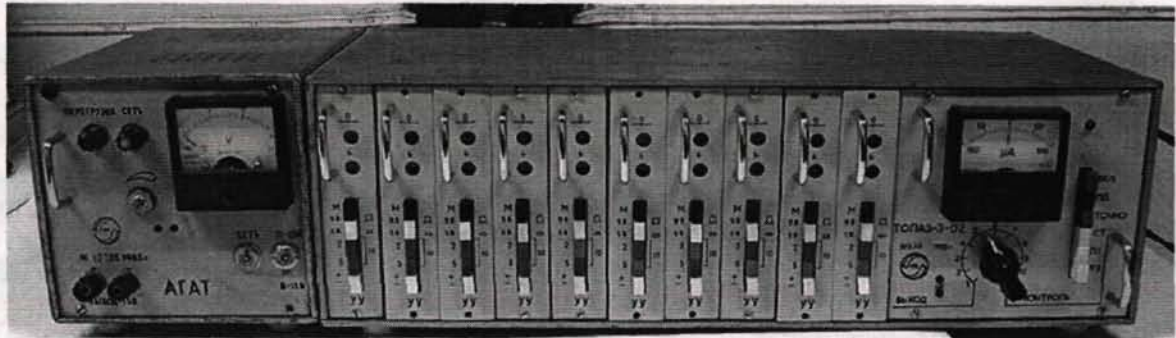


Рис. 2.3. Тензоусилитель «Топаз 3М».

Все измеряемые величины фиксировались с помощью прецизионного четырехканального цифрового осциллографа "Adlink NuDAQ PCI-9812" 2002 года выпуска. Осциллограф выполнен в виде модуля расширения для персональной ЭВМ. В измерительной части осциллографа используется 12-разрядный аналого-цифровой преобразователь, что позволяет снизить уровень погрешностей квантования до 0,025%. Максимальная частота преобразования составляет 20 МГц, максимальная длина осциллограммы – $6,7 \cdot 10^7$ отсчетов. Полученные данные обрабатываются программой «DynaAnaliser», разработанной на кафедре технология машиностроения КнАГТУ.

Анализ экспериментальных данных показал, что применение динамометра СУР-600 1985 года выпуска (повторно тарированного в 2007 г.) совместно с современным цифровым осциллографом «Adlink NuDAQ PCI-9812» позволяет исследовать динамику процесса резания для широкого спектра скоростей резания, в том числе и при использовании технологии высокоскоростного фрезерования.

2.2. Методика эксперимента и описание экспериментальной установки для определения температуры стружки при высокоскоростном фрезеровании.

В силу своих физических особенностей процесс фрезерования практи-

чески недоступен для прямых измерений (особенно температурных), поэтому диагностику рабочих процессов механической обработки чаще всего производят на основе измерений, полученных косвенными методами. Это в первую очередь относится к оптическим методам диагностики. Действительно, так как ВСО металлов в подавляющем большинстве производится без применения СОЖ, то в зоне резания отсутствуют пары и конденсат, которые очень затрудняют применение методов оптической диагностики при традиционной металлообработке. Кроме того, ВСО характеризуется образованием мелкой хорошо сегментированной стружки, часть из которой сгорает сразу же после отделения от заготовки, а остальная дробится на элементы малой массы, следовательно, вероятность повреждения оптических датчиков стружкой чрезвычайно мала.

Как известно, во время высокоскоростной обработки 75% произведенного тепла отводится со стружкой /107/. Следовательно, анализируя количество тепла, выделившегося вместе со стружкой, и имея заранее подготовленную модель образования тепла в зоне резания /81/, можно судить о характере протекания процесса высокоскоростного фрезерования. В свою очередь количество Q тепла в стружке может быть легко подсчитано, если известны температура T стружки, площадь сечения S срезаемого слоя и теплоемкость C обрабатываемого материала. Так как параметры C и S (при установившихся режимах резания) можно считать константами, то эффективную систему диагностики процесса высокоскоростного фрезерования можно построить на основе анализа температуры T получаемой стружки. Причем в силу того, что получаемые при ВСО сегменты стружки имеют небольшие геометрические размеры и, следовательно, обладают незначительной тепловой инерцией, предлагаемый температурный метод диагностики будет обладать достаточно высоким разрешением по временной шкале (быстродействием).

Наиболее распространенным методом дистанционного измерения температуры тел является оптическая пирометрия. Оптическая пирометрия основана на измерении интенсивности излучения нагретого тела, которая свя-

зана с его температурой законами теплового излучения или термического равновесия. Различают радиационную, спектральную и цветовую пирометрию.

Радиационная пирометрия основана на измерении полного излучения. Пирометр градуируется по полному излучению абсолютно черного тела в градусах радиационной температуры T_R , которая связана с термодинамической температурой T соотношением:

$$T = T_R \sqrt[4]{\varepsilon(T)},$$

где $\varepsilon(T)$ – полная излучательная способность вещества. Существенным недостатком радиационной пирометрии является большая погрешность при измерении температуры тел с низкой излучательной способностью ε . Так например, для неокисленного алюминия значение $\varepsilon \approx 0,02$ при максимально возможном $\varepsilon = 1$ для «абсолютно черного тела». Это означает что в общем потоке испускаемого алюминиевой стружкой излучения лишь 2% составляет ее собственной тепловое излучение и 98% приходится на отраженное от поверхности стружки излучение от внешних источников. То есть при попытке измерить температуру алюминиевой стружки при помощи радиационного пирометра мы с большой долей вероятности получим температуру Солнца при освещении зоны резания солнечным светом или температуру раскаленной вольфрамовой спирали – при освещении лампами накаливания.

Спектральная (яркостная) пирометрия основана на измерении интенсивности излучения при фиксированной длине λ волны. При этом спектральный пирометр калибруется по излучению (на той же длине волны) абсолютно черного тела в градусах яркостной температуры T_λ , связанной с термодинамической температурой T соотношением:

$$\frac{1}{T} = \frac{1}{T_\lambda} + \frac{\lambda}{1,4380} \ln \varepsilon(\lambda, T)$$

где $\varepsilon(\lambda, T)$ – излучательная способность тела на длине волны λ при температуре T . Яркостные пирометры обладают очень слабой чувствительностью и обычно применяются для измерения высоких температур, от 600 °С и выше.

Цветовые пирометры, называемые также пирометрами спектрального отношения, измеряют отношение энергий излучения в двух или более спектральных диапазонах, границы которых определяются оптическими фильтрами прибора. Величина отношения энергий зависит от температуры объекта и почти не зависит от его коэффициента излучения, что является главным достоинством цветковых пирометров. Цветовые пирометры принципиально не дают погрешность при измерении температуры серых тел. Под серым телом понимается тело, излучательная способность ε которого не зависит от длины λ волны излучения. К таким телам близки реальные объекты измерения

Цветовая пирометрия основана на определении отношения яркостей b в двух или более областях спектра. Чаще всего применяется отношение:

$$T_{\text{ц}} = f\left(\frac{b_1(\lambda_1, T)}{b_2(\lambda_2, T)}\right). \quad (2.1)$$

где в качестве b_1 и b_2 обычно используют яркости излучений в синей и красной областях спектра соответственно. Тогда $\lambda_1 = 0,48$ мкм – длина волны синего света, а $\lambda_2 = 0,60$ мкм – длина волны красного света.

Шкала пирометров спектрального отношения показывает цветовую температуру $T_{\text{ц}}$. Истинная температура T тела определяется по формуле:

$$\frac{1}{T} = \frac{1}{T_{\text{ц}}} + \frac{1}{1,4380} \left(\frac{1}{\lambda_1} + \frac{1}{\lambda_2} \right) \ln \frac{\varepsilon(\lambda_1, T)}{\varepsilon(\lambda_2, T)} \quad (2.2)$$

Одной из разновидностей цветовой пирометрии является определение температуры сталей с помощью цветов каления (табл. 2.1). Но такой визуальный способ обладает очень большой погрешностью, достигающей в некоторых случаях 100 – 150 °С. Поэтому на практике цветовую пирометрию обычно проводят с помощью специальных фотоэлектронных измерительных приборов. Единственной причиной по которой фотоэлектронные цветковые

пирометры не нашли пока широкого промышленного применения является сложность их конструкции и дороговизна. Однако наблюдающийся в последние годы бурный рост развития цифровых фото- и видеотехнологий открывает новые перспективы для создания компактных и недорогих цветowych пирометров.

Таблица 2.1.

Цвета калиения стали.

Цвет	Наименование	t, °C
	Ослепительно белый	1250 – 1300
	Светло-желтый	1150 – 1250
	Темно-желтый	1050 – 1150
	Оранжевый	900 – 1050
	Светло-красный	830 – 900
	Светло-вишнево-красный	800 – 830
	Вишнево-красный	770 – 800
	Темно-вишнево-красный	730 – 770
	Темно-красный	650 – 730
	Коричнево-красный	580 – 650
	Темно-коричневый	530 – 580

В настоящее время стоимость цифровых фотоэлектронных матриц – приборов с зарядовой связью (ПЗС) разрешением 2 – 3 мегапикселей составляет всего 600 – 900 рублей (в ценах 2007 года). А между тем каждая такая ПЗС-матрица содержит все необходимые компоненты для осуществления цветовой пирометрии (рис. 2.4).

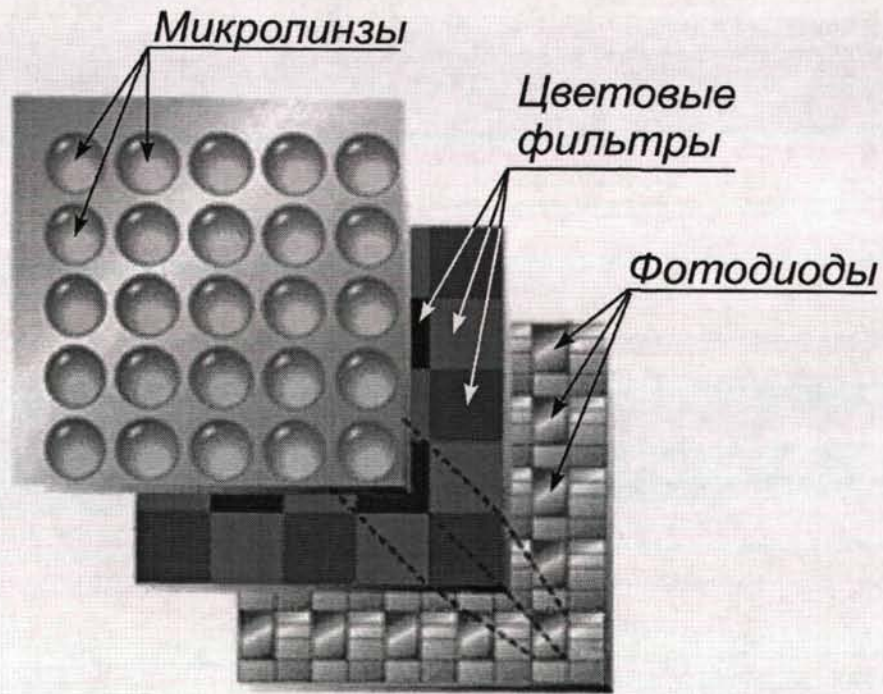


Рис. 2.4. Устройство ПЗС-матрицы.

Основой ПЗС-матрицы является массив фотодиодов, регулярно расположенных на подложке. Каждый фотодиод оснащен микролинзой, фокусирующей на него свет, получаемый через определенную область объектива (сам объектив может быть при этом снабжен отдельной фокусирующей линзой). Так как фотодиоды являются монохромными устройствами, то есть воспринимают только яркость b падающего света, но не длину λ его волны, то для обеспечения ПЗС-матрице возможности различать цвета между микролинзами и фотодиодами расположены цветные фильтры. Распределение таких светофильтров по поверхности ПЗС-матрицы может быть различным. Наибольшую популярность получил байеровский цветовой фильтр, по цветовой модели Байера /103/, предложенной в начале 70-х годов прошлого века.

В цветовой модели Байера (рис. 2.5а) красные, зеленые и синие фильтры располагаются в шахматном порядке, причем число зеленых фильтров в два раза больше чем красных или синих. Это связано с тем, что человеческий глаз более чувствителен к свету с длиной волны в зеленом диапазоне, чем к синему или красному диапазонам. Соответственно удвоение числа зеленых

пикселей должно обеспечивать лучшее восприятие яркости и более естественные цвета для человеческого глаза.

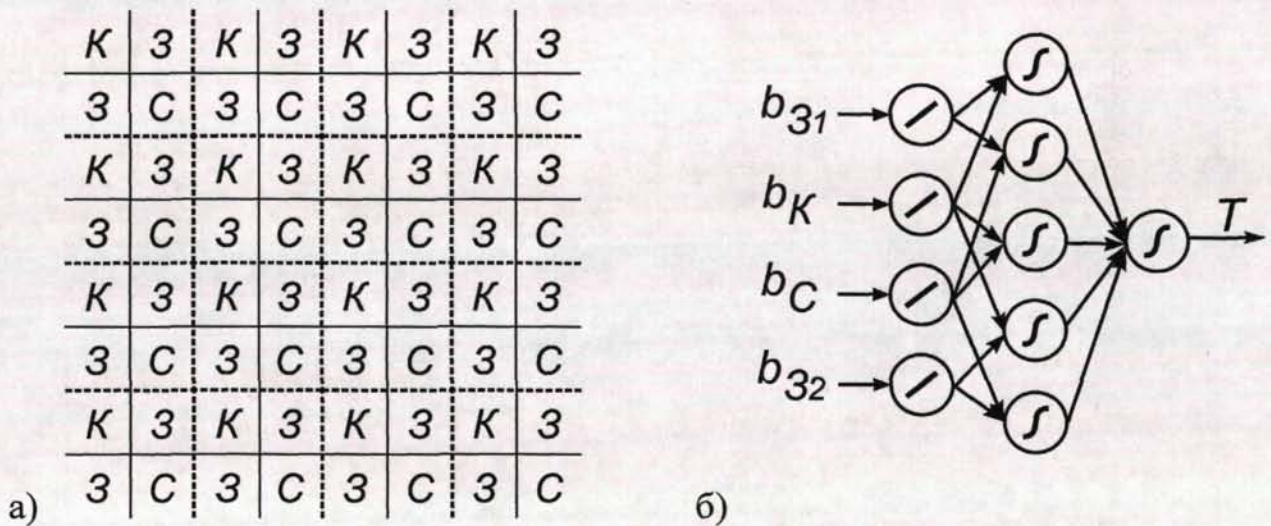


Рис. 2.5. Схема расположения цветов на байеровском мозаичном цветовом фильтре (а): К – красный светофильтр, З – зеленый, С – синий. Схема нейронной сети для измерения температуры участка тела по яркостным сигналам четырех смежных фотодиодов ПЗС-матрицы (б).

Между тем, несмотря на то, что ПЗС-матрицы в большинстве своем ориентированы на особенности человеческого зрения, эти фотоэлектронные приборы намного чувствительнее человеческого глаза и позволяют проводить съёмку частично в невидимом инфракрасном свете, так как входящие в их состав фотодиоды способны воспринимать верхнюю часть инфракрасного диапазона. Видимый свет, при необходимости, можно отфильтровать специальным светофильтром, например красными оптическими стеклами марки КС-15 /97/.

Таким образом, использование недорогих ПЗС-матриц позволяет создать эффективную тепловизионную систему оптической диагностики процесса высокоскоростного фрезерования. Для этого следует рассматривать ПЗС-матрицу как упорядоченный набор точечных оптических пирометров. Каждый такой пирометр состоит из четырех смежных фотодиодов, расположенных под ближайшими друг к другу красным, синим и двумя зелеными

светофильтрами, (на рис. 2.5а показаны штриховыми границами) и способен определить температуру в отдельной точке проецируемого объекта.

Если проградуировать сигналы, получаемые с четырех рассматриваемых фотодиодов в единицах яркости b , то мы получим возможность определить температуру T точки проецируемого объекта пятью разными способами, попарно подставляя в формулы (2.1) и (2.2) соотношения b_K/b_C , b_K/b_{31} , b_K/b_{32} , b_{31}/b_C и b_{32}/b_C , где b_K , b_C , b_{31} , b_{32} – соответственно яркости излучения прошедшего через красный, синий и два зеленых светофильтра, регистрируемого фотодиодами.

Однако практическое использование формул (2.1) и (2.2) затруднено в силу того, что излучательная способность ε обрабатываемого материала и его температура T являются взаимозависимыми параметрами. Кроме того, изменение ε с повышением T имеет необратимый характер, так как блестящая поверхность нагретой стружки быстро покрывается тончайшей пленкой окислов, окрашенной в цвет побежалости, что в свою очередь напрямую влияет на ε , и при остывании стружки цвет ее поверхности и, соответственно, излучательная способность не восстанавливается. Поэтому для определения температуры T применим эмпирический подход.

Так как формула (2.2) характеризуется логарифмической нелинейностью, то для получения эмпирической зависимости вида $T = F(b_K, b_C, b_{31}, b_{32})$ используем аппроксимацию на базе нелинейных функций. В этом плане очень эффективным математическим аппаратом для эмпирического анализа нелинейных процессов с априорно неизвестными параметрами являются искусственные нейронные сети на базе нейронов с логистической (сигмоидной) функцией активации. Их хорошие моделирующие способности объясняются тем, что логистическая функция обладает симметричной экспоненциальной нелинейностью и при достаточном количестве нейронов такие сети способны корректно аппроксимировать любые как степенные, так и логарифмические зависимости.

Схема нейронной сети для измерения температуры участка тела по яркостным сигналам четырех смежных фотодиодов ПЗС-матрицы приведена на рис. 2.5б. Нейронная сеть является трехслойной. Входной слой служит для приведения выходных значений фотодиодов к единому масштабу яркостей b и состоит из нейронов с линейной активационной функцией. Выходной слой выполняет функцию преобразования полученных сетью величин в значение температуры T , измеряемой в градусах Цельсия. Он состоит из одного нейрона. Так как это операция является нелинейной (необходимо произвести сдвиг при переходе от тепловой шкалы Кельвина к общеупотребительной в машиностроении шкале Цельсия), то выходной нейрон имеет нелинейную сигмоидную активационную функцию. Кроме входного и выходного в сети присутствует скрытый слой, состоящий из 5 нейронов с сигмоидной логистической активационной функцией. Для упрощения архитектуры сети скрытый слой выполнен неполносвязным, то есть его нейроны соединены синаптическими связями только с выборочными нейронами предыдущего слоя.

Для проверки вышеприведенной методики был создан экспериментальный стенд оптической диагностики процесса высокоскоростного фрезерования. В качестве оптического датчика использовался цифровой фотоаппарат «Sony DSC-F828», установленный на штативе рядом с фрезерным станком. Данный фотоаппарат имеет ПЗС-матрицу размером 3360×2460 фотодиодов (8 мегапикселов), что позволяет сформировать матрицу оптических пирометров размером 1680×1230 точек.

Оптическое измерение температуры стружки проводилась при фрезеровании трех наиболее характерных для ВСО типов материалов: закаленная сталь (в нашем случае – закаленная сталь 40Х твердостью 52HRC), титановый сплав (ВТЗ) и алюминиевый сплав (АМг). Обработка проводилась на вертикально-фрезерном станке 6М12П. В качестве режущего инструмента использовалась торцевая фреза диаметром 160 мм, оснащенная пластинами из твердого сплава. Обработка закаленной стали и титана проводилась пластинами из материала ВК8, а алюминиевого сплава – пластинами из Т15К6.

Режимы резания выбирались исходя из рекомендаций фирм- производителей режущего инструмента /30, 43/: скорость резания $V = 400 \dots 1000$ м/мин, подача $S_z = 0,015 \dots 0,3$ мм/зуб. Следует отметить, что, так как возможности используемого станка 6М12П ограничены и его максимальная частота n_{\max} вращения шпинделя равна 1600 об/мин, то достигнуть режима высокоскоростной обработки для алюминиевого сплава ($V_{\text{ВСО ал.}} \geq 2500$ м/мин /57/) не удалось. Поэтому повышение температуры образующейся алюминиевой стружки достигалось увеличением подачи S_z при максимальной скорости вращения инструмента. Для закаленной стали и титана технология ВСО была реализована в полной мере ($V_{\text{ВСО ст.}} \approx V_{\text{ВСО тит.}} \geq 300$ м/мин).

Световое и тепловое излучение стружки, возникающее в процессе резания (рис. 2.6а), фиксировалось при помощи цифрового фотоаппарата и передавалось в персональную ЭВМ в виде необработанных данных (рис 2.6б), называемых RAW-изображением (от слова *raw* – «сырой»). Эти данные представляют собой информацию, считанную напрямую с фотодиодов, с той точностью и динамическим диапазоном, на которые способна ПЗС-матрица. Как правило, это около 12 бит на пиксель в линейной шкале.

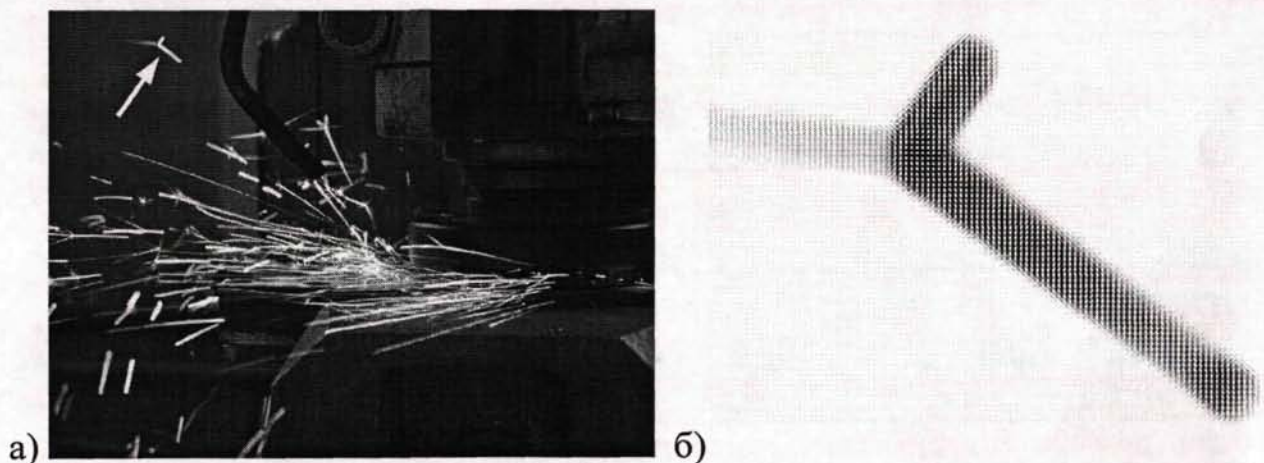


Рис. 2.6. Фотография процесса высокоскоростного фрезерования (а) и увеличенный фрагмент RAW-изображения, полученного непосредственно с выходов ПЗС-матрицы (б), показанный на рис. За стрелкой.

Для того, чтобы из RAW-данных получилась привычная человеку фотография процессор фотоаппарата должен провести несколько шагов обра-

ботки: линейризацию уровней, регулировку баланса исходного черно-белого изображения, наложение цветовой информации для получения псевдоцветного изображения, удаление шума, регулировку резкости и контрастности, финальную интерполяцию псевдоцветного изображения в цветное и коррекцию цветовой гаммы.

Для оптической пирометрии все эти процедуры не только избыточны, но крайне вредны, так как существенно искажают исходную картину излучения исследуемого объекта. Поэтому для оптической диагностики процесса высокоскоростного фрезерования было разработано собственное оригинальное программное обеспечение – программный комплекс «PiroHSM».

Данная программа получает исходное RAW-изображение исследуемого процесса с фотодиодов ПЗС-матрицы и разбивает его на группы из четырех смежных пикселей (пирометрические ячейки) как показано на рис. 2,5а. По количеству полученных ячеек программно формируется массив нейронных сетей (рис. 2.5б), преобразующих яркостные значения b_K, b_C, b_{31}, b_{32} пикселей каждой пирометрической ячейки в температуру T соответствующей точки воспринимаемого изображения. Нейронные сети всех пирометрических ячеек идентичны друг другу и имеют жестко заданные синаптические веса w_i , которые были определены опытным путем на стадии обучения программного комплекса.

Обучение проводилось путем нагревания полированного образца металла в плавильной печи в диапазоне температур от 25 до 1200 °С. В процессе нагревания с помощью цифрового термометра ЦТТ-ХА-А-1200 измерялась температура поверхности образца. Через каждые 25 °С цвет поверхности металла и световое излучение фиксировались с помощью цифрового фотоаппарата и сохранялись в виде RAW-изображения.

Полученные RAW-изображения разбивались на пирометрические ячейки и затем путем вычисления математического ожидания яркостных значений b_K, b_C, b_{31}, b_{32} некоторого числа ячеек, расположенных в центральной части кадра и соответствующих проекциям точек поверхности образца,

определялись средние яркости красной \tilde{b}_{Kj} , синей \tilde{b}_{Cj} и зеленой \tilde{b}_{3j} составляющих светового излучения образца, нагретого до температуры T_j . На основе полученных данных методом обратного распространения ошибки [10] проводилось обучение единственного экземпляра нейронной сети. Полученные значения весов w_i сохранялись для дальнейшего использования.

В целях повышения точности обучение производилось отдельно для каждого типа исследуемого материала – стали, титана и алюминиевого сплава. Вычисляемые при этом синаптические веса сохранялись в три отдельных массива, каждый из которых используется для определения температуры стружки, получаемой из определенного типа металла. Такое разделение не создает каких-либо неудобств для процесса диагностики, так как при высокоскоростном фрезеровании в промышленных условиях, как правило, заранее известен тип обрабатываемого материала и, следовательно, можно заблаговременно загрузить в нейронную сеть соответствующие синаптические массивы.

Используя полученные на стадии обучения синаптические веса массивов нейронных сетей, сформированных программой «PiroHSM», преобразует RAW-изображение в тепловую картину исследуемого процесса. Примеры таких картин для процессов высокоскоростного фрезерования закаленной стали и титана показаны на рис. 2.7-2.10. Анализ теплоснимка, представленного на рисунке 2.8б, показывает, что температура стружки при высокоскоростном фрезеровании закаленной стали 40X достигает $813\text{ }^{\circ}\text{C}$, средняя температура поверхности стружки составляет $678\text{ }^{\circ}\text{C}$. Для титанового сплава ВТЗ (рис. 2.7б) максимальная температура стружки равна $1041\text{ }^{\circ}\text{C}$, а средняя – $917\text{ }^{\circ}\text{C}$. Скорость получения тепловых картин в нашем случае составила 1,5 кадра в секунду, но может быть существенно повышена при использовании более современных ПЗС-матриц.

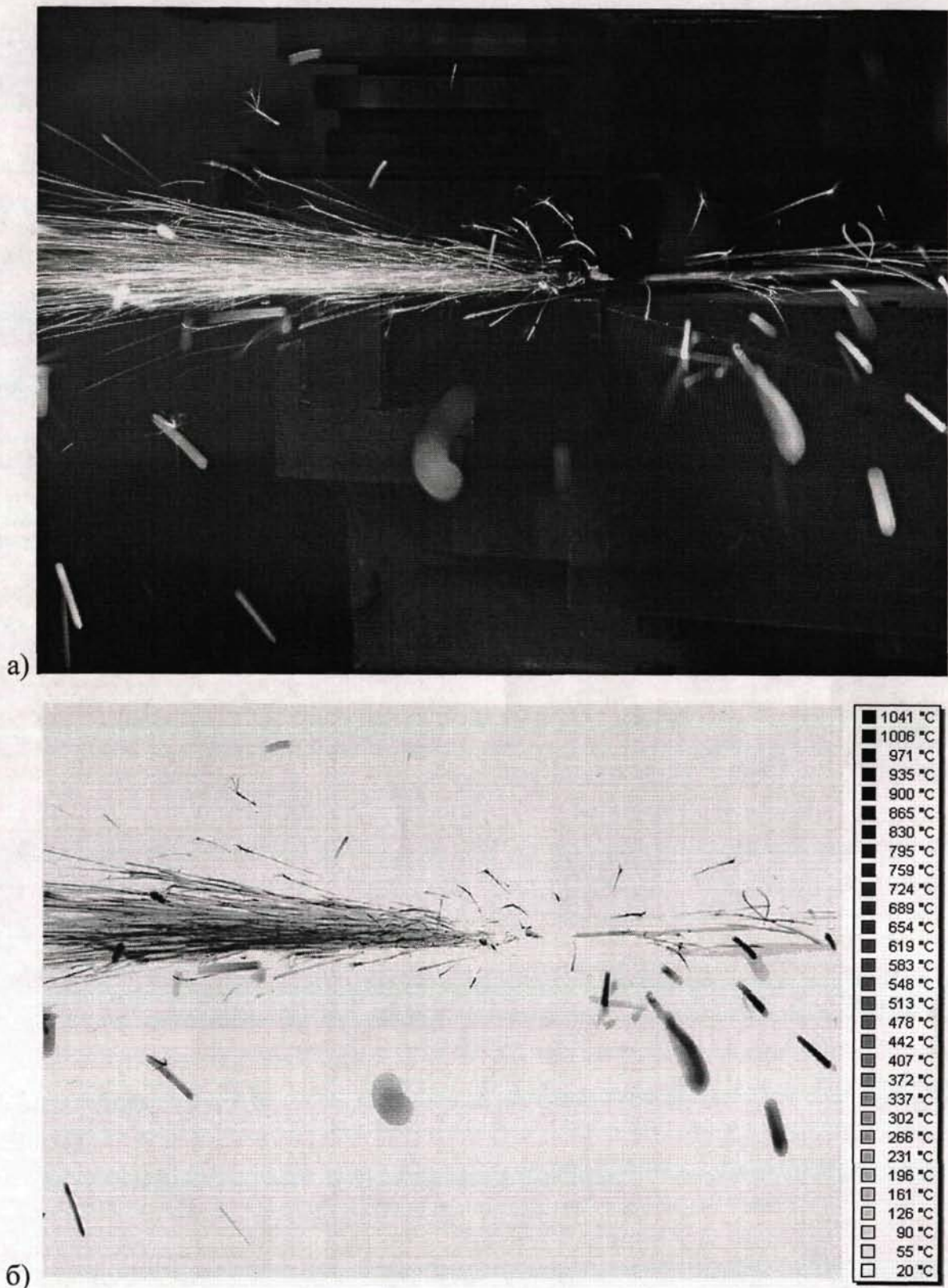


Рис. 2.7. Фотографии процесса высокоскоростного фрезерования титанового сплава ВТ3 (а) и температурная картина (б), полученная из RAW-изображения. Режимы резания: $V = 350$ м/мин, $S = 0,05$ мм/зуб, $t = 1$ мм.

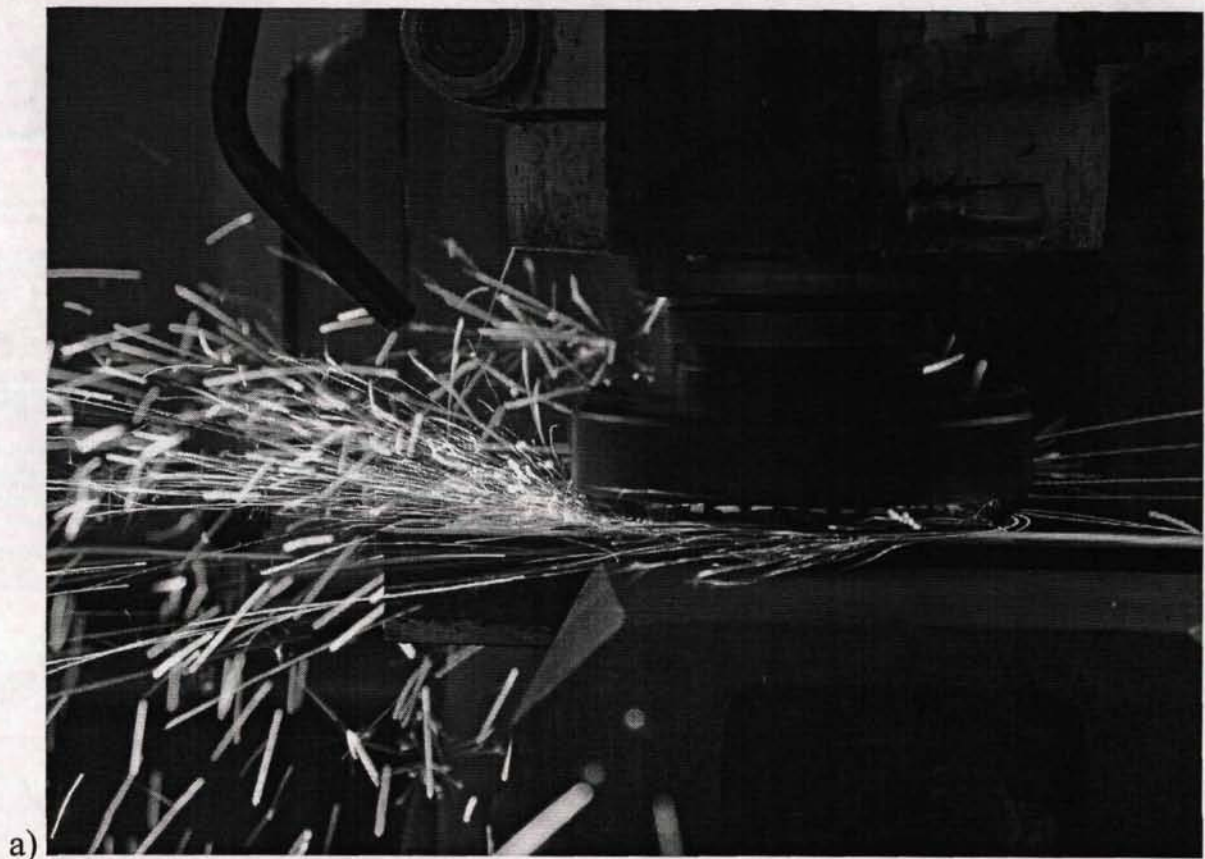
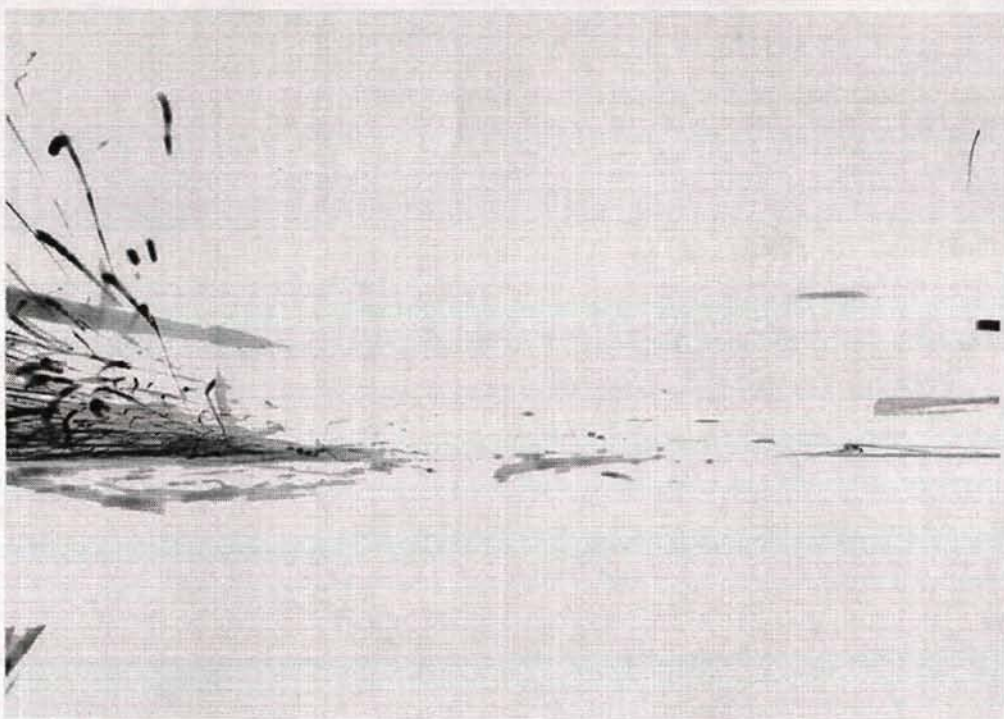


Рис. 2.8. Фотографии процесса высокоскоростного фрезерования закаленной стали 40X твердостью 52HRC (а) и температурная картина (б), полученная из RAW-изображения. Режимы резания: $V = 428$ м/мин, $S = 0,05$ мм/зуб, $t = 1$ мм.



а)



б)

Рис. 2.9. Фотографии процесса высокоскоростного фрезерования стали 45 (а) и температурная картина (б), полученная из RAW-изображения. Режимы резания: $V = 628$ м/мин, $S = 0,05$ мм/зуб, $t = 1$ мм.

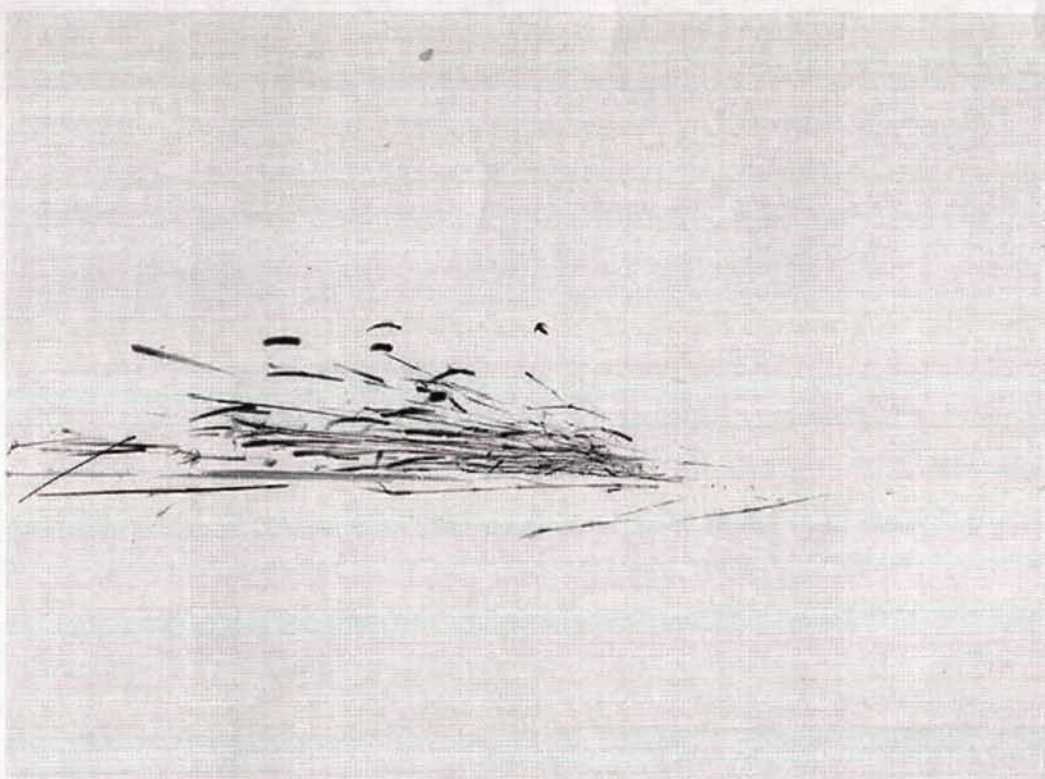
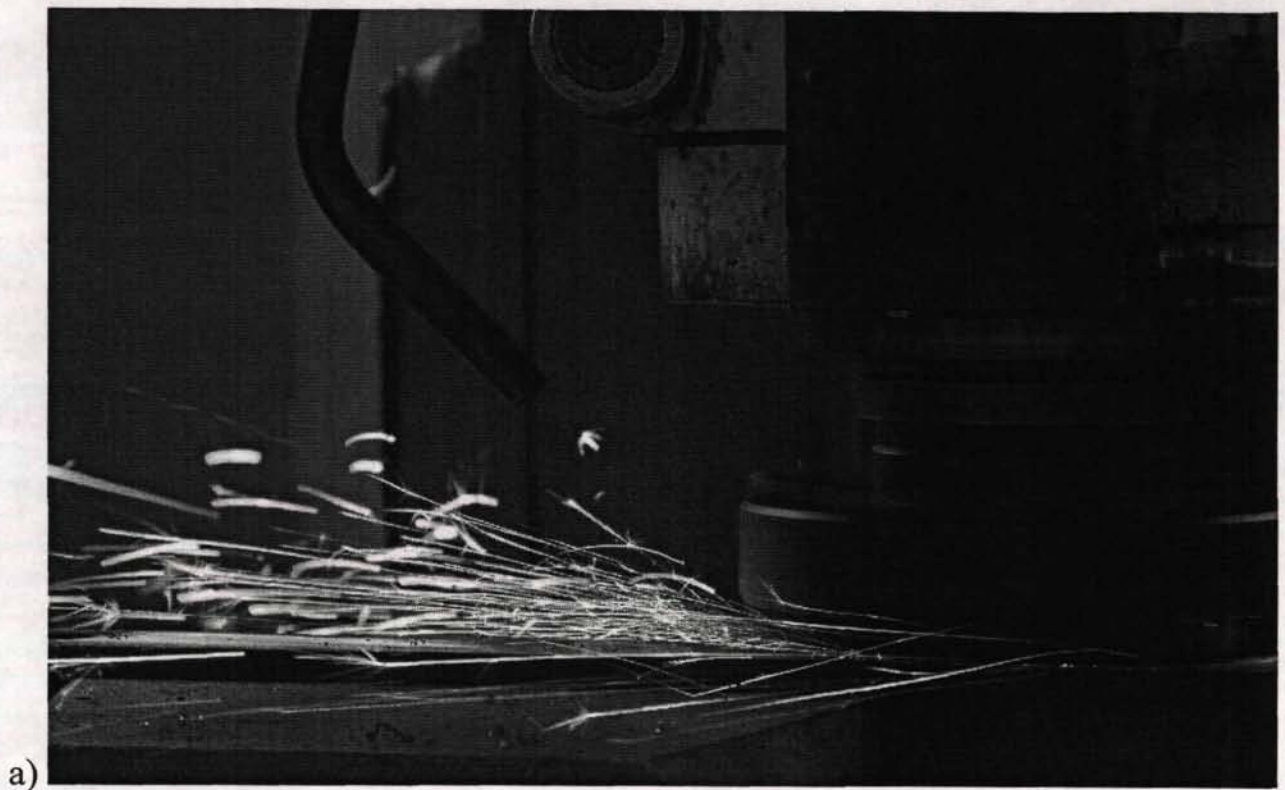


Рис. 2.10. Фотографии процесса высокоскоростного фрезерования стали У8 (а) и температурная картина (б), полученная из RAW-изображения. Режимы резания: $V = 628$ м/мин, $S = 0,05$ мм/зуб, $t = 1$ мм.

Проверка точности получаемых температурных изображений калориметрическим методом показали, что погрешность измерения средней температуры стружки составляет около $15\text{ }^{\circ}\text{C}$ для диапазона $500\dots1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ и снижается с ростом температуры. Для диапазона $20\dots500\text{ }^{\circ}\text{C}$ погрешность определения температуры чрезвычайно велика и может достигать $100\text{ }^{\circ}\text{C}$. Это связано с тем, что металлические тела начинают испускать излучение в световом диапазоне только при достижении определенной температуры ($\approx 530\text{ }^{\circ}\text{C}$). Ниже этой температуры металл испускает тепловое инфракрасное излучение, которое фиксируется лишь красными фотодиодами пирометрических ячеек, так как синие и зеленые фотодиоды его не воспринимают, то нейронная сеть производит аппроксимацию выходного значения T только по одному входному сигналу b_k .

Такое положение вещей можно исправить, заменив в ПЗС-матрице половину зеленых светофильтров инфракрасными, так чтобы каждая пирометрическая ячейка воспринимала четыре диапазона излучения: зеленый, синий, красный и инфракрасный. Создание таких ПЗС-матриц не составляет трудности для современной микроэлектронной промышленности. Кроме того, в состав таких пирометрических ПЗС-матриц можно будет интегрировать аппаратно реализованный массив нейронных сетей. В этом случае скорость определения температуры исследуемых объектов будет настолько высока, что позволит проводить тепловизионную диагностику процесса высокоскоростного фрезерования в реальном масштабе времени. Уже существуют промышленные образцы ПЗС-матриц, способных регистрировать изображения с частотой 2000 кадров в секунду /43/, что при частоте вращения шпинделя 60 тыс. об/мин позволит проводить измерение температуры стружки каждые 0,5 оборота фрезы.

Таким образом, применение искусственных нейронных сетей в совокупности с современными достижениями фотоэлектронной техники позволяют реализовать процедуру мониторинга температуры получаемой при ВСО стружки, оценить характер тепловых явлений, происходящих в зоне резания,

и на основе полученных данных осуществить диагностику таких тесно связанных с температурой резания параметрами как нагрузка на режущий инструмент, его стойкость, точность формообразования и качество обработанной поверхности.

2.3. Методы устранения шумов в измеряемых сигналах

Так как проводимые исследования направлены, в том числе, на изучение хаотической динамики рабочих процессов при резании, то было решено не использовать для обработки сигналов методы фильтрации шумов или другие алгоритмы предобработки, способные исказить исходную форму сигнала. Это обосновывается тем, что в используемые в настоящее время методы фильтрации (цифровая фильтрация, Фурье-фильтрация, Wavelet-фильтрация) не способны отделить нежелательный стохастический шум в сигнале от полезного (для исследования) детерминированного хаоса.

Поэтому для устранения шумов в исследуемых сигналах применялись различные методы защиты от измерительных помех, которые в основном и являются компонентами шума. Предпочтение было отдано трем методам защиты электрических сигналов от помех – экранированию, заземлению и ослаблению кабельного эффекта.

2.3.1. Экранирование

Основным источником шумов, с которым пришлось столкнуться при проведении экспериментов в цеховых условиях, являлись электромагнитные помехи. Эти помехи, как правило, наводятся от таких источников, как тиристорные преобразователи приводов станка, коллекторные электродвигатели, электросварочное оборудование, компьютеры, сотовые телефоны. Основной уровень электромагнитных помех приходится на промышленную частоту 50 Гц (цеховое электрооборудование). Помехи с частотой выше 100 кГц (компьютеры, сотовые телефоны) находятся за границей частотного диапазона измеряемых в процессе экспериментов сигналов, однако высокочастотные

помехи могут быть нежелательным образом выпрямлены или перенесены в область более низких частот по причине нелинейности характеристик диодов и транзисторов, из которых состоит измерительная аппаратура.

Следует отметить, что для проведения экспериментов использовались пьезокерамические преобразователи (датчики ВАЭ и акселерометры); выполненные из неферромагнитных материалов, магнитная восприимчивость которых близка к нулю /85/, поэтому сами датчики не чувствительны к электромагнитным помехам.

Таким образом, основное внимание было уделено защите от электромагнитных помех сигнальных линий, идущих от датчиков. Защита осуществлялась путем использования экранов из материала с высокой магнитной проницаемостью. В качестве сигнальных линий использовались экранированные коаксиальные кабели промышленного производства с медной оплеткой. Длина сигнальных кабелей на участке от преобразователей до усилительных устройств выбиралась наименьшей и составляла обычно $0,5 \div 0,7$ м.

В тех случаях, когда по техническим условиям требовалось использовать более длинные сигнальные линии ($1,5 \div 2$ м), как, например, в случае с датчиками, расположенными на шпинделе высокоскоростного фрезерного станка, использовались кабели с дополнительным экраном, выполненным в виде металлорукава.

2.3.2. Заземление

Значительные затруднения при измерении пьезокерамическими и динамометрическими датчиками могут быть вызваны образованием электрических контуров вследствие неверного заземления объекта испытаний и согласующей аппаратуры.

При этом к выходному сигналу преобразователей добавляется дополнительное напряжение, которое при низких уровнях измеряемых величин может существенно исказить результат измерения. Необходимым требованием, с целью исключения образования контуров заземления, является заземле-

ние объекта измерений, с установленными на нём преобразователями, и аппаратуры в одной точке.

В лабораторных условиях предпочтительным является заземление на регистрирующей аппаратуре. Но в реальных цеховых условиях, когда сами объекты измерений – металлорежущие станки в целях электробезопасности заземляются в обязательном порядке, в качестве единой точки заземления использовался корпус станка.

Также большое внимание было уделено способу заземления защитных электростатических экранов сигнальных кабелей. Во избежание возникновения продольных помех, экраны заземлялись только с одной стороны – со стороны датчиков, согласно схеме гибридного заземления (рис. 2.11).

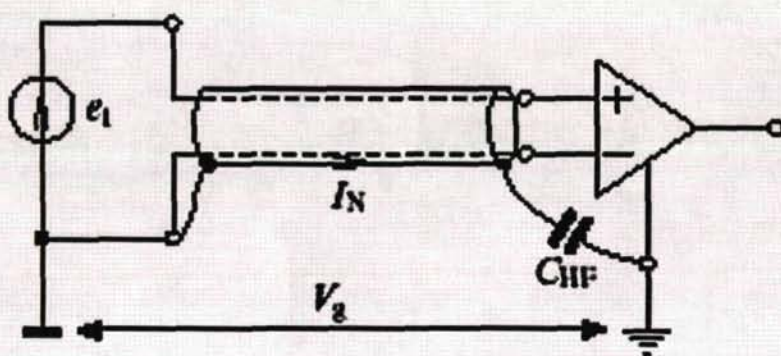


Рис. 2.11. Схема заземления защитных экранов сигнальных кабелей: e_1 – датчик; V_N – разность потенциалов между заземляющим контуром станка и «землей» измерительной аппаратуры; I_N – ток протекающий по защитному экрану; C_{HF} – электрический конденсатор.

В данной схеме ёмкость C_{HF} позволяет ослабить высокочастотную составляющую помехи. Таким образом, низкочастотный ток I_N , создающий индуктивную наводку, остается малым, а высокочастотные наводки заземляются через ёмкость.

2.3.3. Устранение кабельного эффекта

В применяемых для исследований вибропреобразователях использовался специальный антивибрационный малошумящий кабель. Однако, несмотря на это, при измерении ускорений низкого уровня могут появляться эффекты, связанные с трибоэлектрическими явлениями в кабеле. При ударных нагружениях данный эффект пропорционален длине колеблющейся (незакреплённой) части кабеля и длительности ударного нагружения. При длительностях ударного нагружения до 10-20 мс его влияние на результат измерений незначительно. В то же время при низкочастотных колебаниях влияние трибоэлектричества на результат измерения может оказаться решающим. Поэтому для устранения кабельного трибоэлектрического эффекта предпринимались следующие меры:

- длина участков кабеля, подвергающихся вибрационным или ударным возмущениям, сводилась к минимуму;
- максимально уменьшалась длина участка кабеля, расположенного между последней точкой крепления его на подвижном объекте и первой неподвижной точкой;
- крепление кабеля на объекте испытаний производилось без натяжения и провисания при помощи хомутов и скоб с шагом ≈ 250 мм и первой точкой крепления, отстоящей на 30–50 мм от вибропреобразователя;
- перед испытаниями оценивался уровень сигнала, обусловленного трибоэлектричеством в кабельных линиях, используя при этом вместо датчика его электрический эквивалент – сопротивление большого номинала (1 МОм).

2.4. Выводы

1. Создан экспериментальный стенд для исследования динамики сил резания при высокоскоростном фрезеровании.
2. Создан экспериментальный стенд для исследования тепловых процессов при высокоскоростном фрезеровании. Разработанный стенд позволяет

исследовать тепловые процессы не только при высокоскоростном фрезеровании, но и при любом виде высокоскоростной обработке.

3. Предложено не использовать для обработки сигналов методы фильтрации шумов или другие алгоритмы предобработки, способные исказить исходную форму сигнала. Это обосновано тем, что в используемые в настоящее время методы фильтрации не способны отделить нежелательный стохастический шум в сигнале от полезного (для исследования) детерминированного хаоса. Поэтому для устранения шумов в исследуемых сигналах рекомендовано применять только методы защиты от измерительных помех, такие как экранирование, заземление и ослабление кабельного эффекта.

ГЛАВА 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

Приведены результаты экспериментальных исследований силы резания, профиля поверхности, получаемой после обработки, и температуры стружки, исследуемой методом оптической пирометрии. Температура в зоне резания зависит от устойчивости самого процесса. Для повышения эффективности фрезерования, исследования температурных процессов в зоне резания должны быть направлены на установление взаимосвязи температуры в приконтактном слое с шероховатостью поверхности.

3.1. Исследование зависимостей сил резания от условий обработки при высокоскоростном точении и высокоскоростном фрезеровании

Исследования проводились на стендах на базе фрезерных станков моделей 6М12П, 6К81Ш и "Снайпер-9".

При анализе экспериментальных данных было установлено, что силы резания при точении и фрезеровании изменяются в зависимости от режимов резания, то есть скорости резания, глубины резания, подачи. Анализ зависимостей показывает, что увеличение силы резания отрицательно сказывается на качестве обработанной поверхности.

На рис 3.1 - 3.3 приведены зависимости силы резания и шероховатости обработанной поверхности от скорости резания при фрезеровании различных материалов.

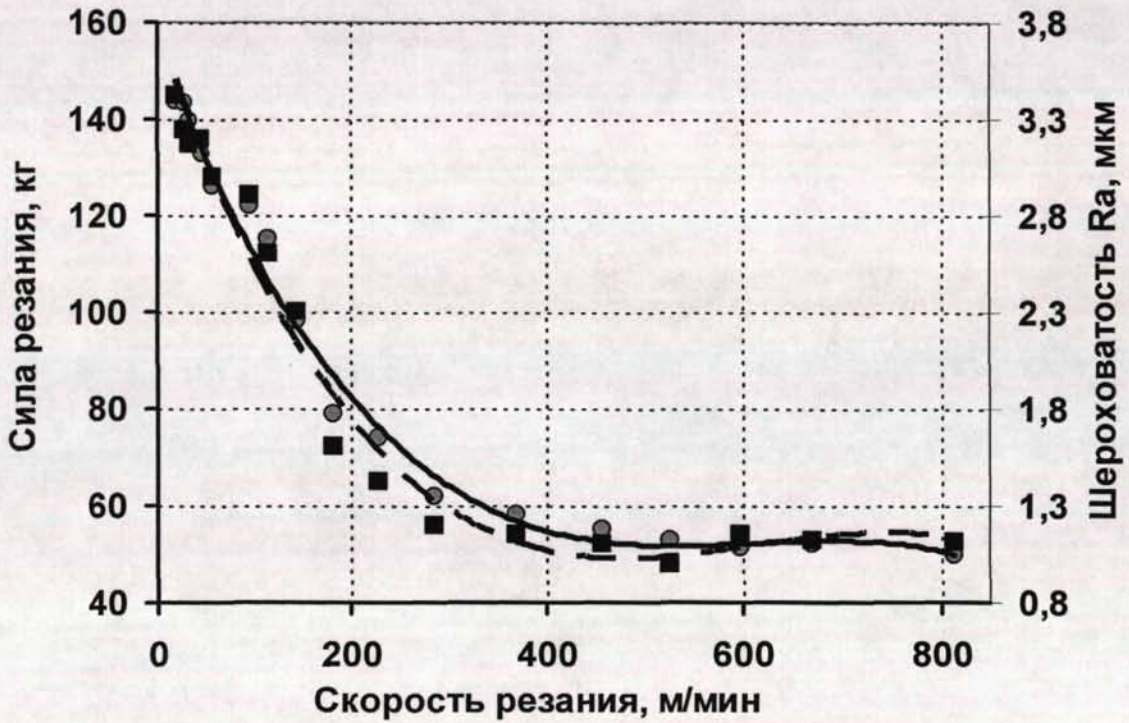


Рис. 3.1. Зависимость силы резания (сплошная линия) и шероховатости обработанной поверхности (пунктирная линия) от скорости резания при фрезеровании закаленной стали 40X ($s=0,05$ мм/зуб; $t=1$ мм).

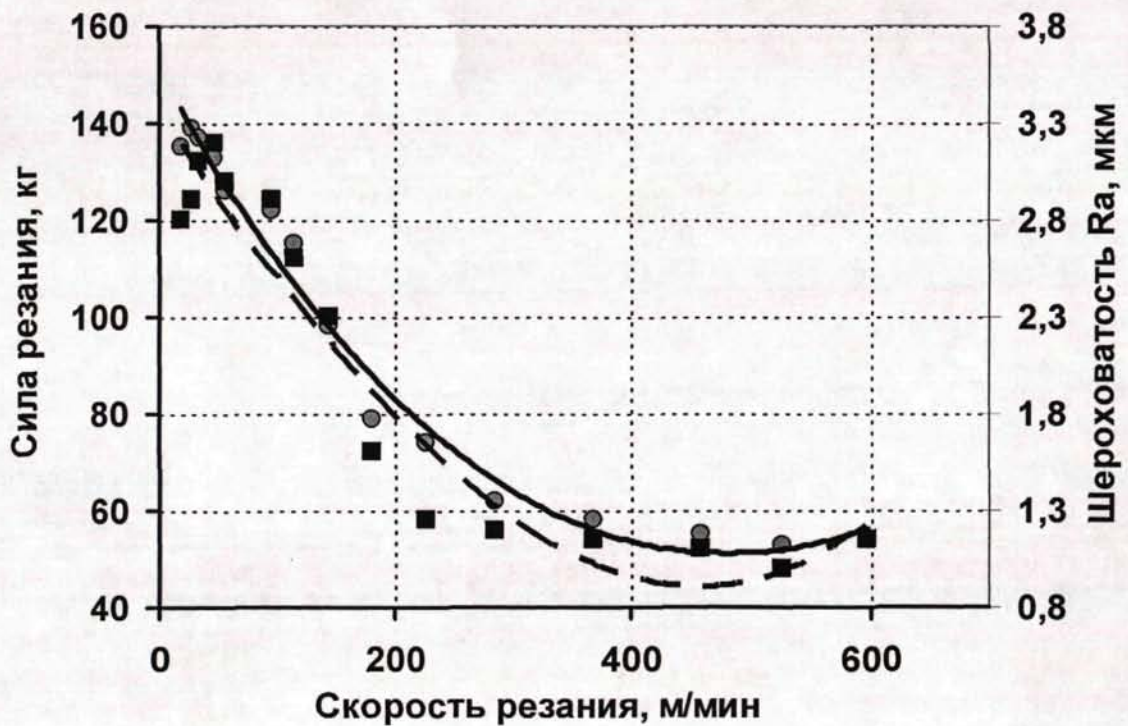


Рис. 3.2. Зависимость силы резания (сплошная линия) и шероховатости обработанной поверхности (пунктирная линия) от скорости резания при фрезеровании стали Y8 ($s=0,05$ мм/зуб; $t=1$ мм).

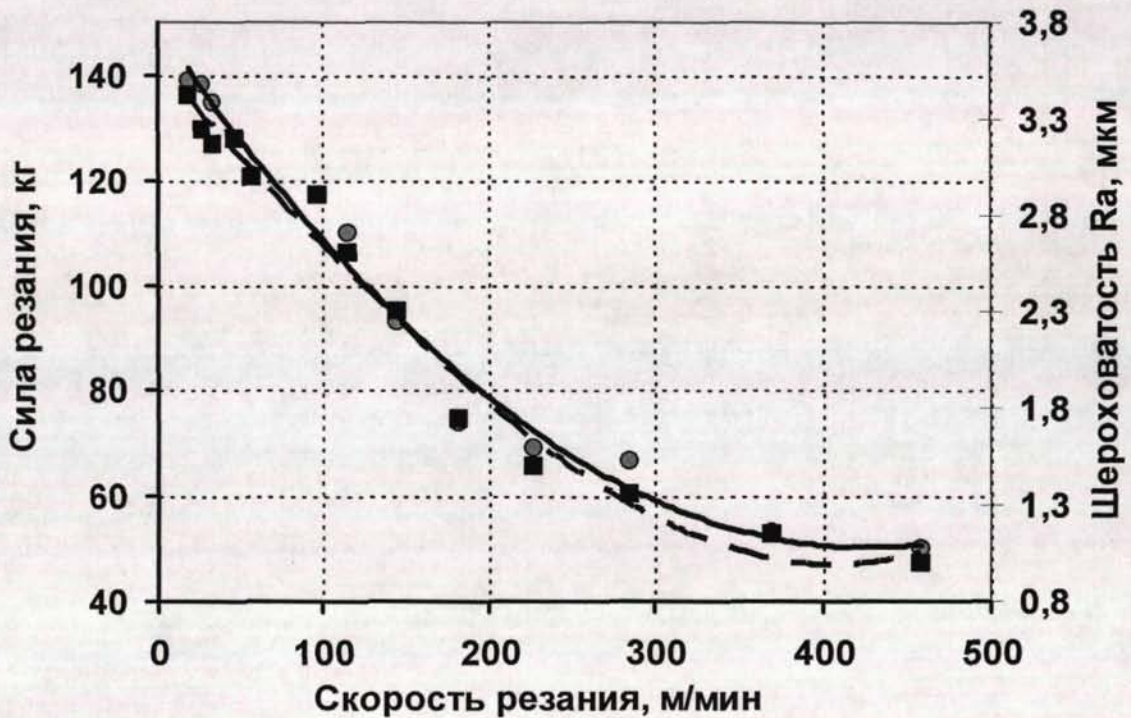


Рис. 3.3. Зависимость силы резания (сплошная линия) и шероховатости обработанной поверхности (пунктирная линия) от скорости резания при фрезеровании титанового сплава ВТ3 ($s=0,05$ мм/зуб; $t=1$ мм).

Из графиков видно, что при обработке сталей (рис. 3.1; 3.2), с увеличением скорости резания, уменьшается сила резания, а также высота микронеровностей (шероховатость) обработанной поверхности. При фрезеровании титанового сплава (рис. 3.3), с ростом скорости резания, сила резания уменьшается более интенсивно, а вместе с ней и уменьшается высота микронеровностей. Коэффициент корреляции между зависимостью силы резания и шероховатости обработанной поверхности от скорости резания для закаленной стали 40Х составил 0,94, для стали У8 – 0,87, а для титанового сплава ВТ3 – 0,89.

3.2. Исследование теплофизических процессов при высокоскоростном фрезеровании методом оптической пирометрии

Вторым этапом исследования было определение температуры стружки методом оптической пирометрии. Эксперименты показали, что при высоко-

скоростной обработке, температура в зоне резания может достигать температуры плавления обрабатываемого материала (рис. 3.4-3.6).



Рис. 3.4. Зависимость температуры стружки от скорости резания при фрезеровании закаленной стали 40X ($s=0,05$ мм/зуб; $t=1$ мм)

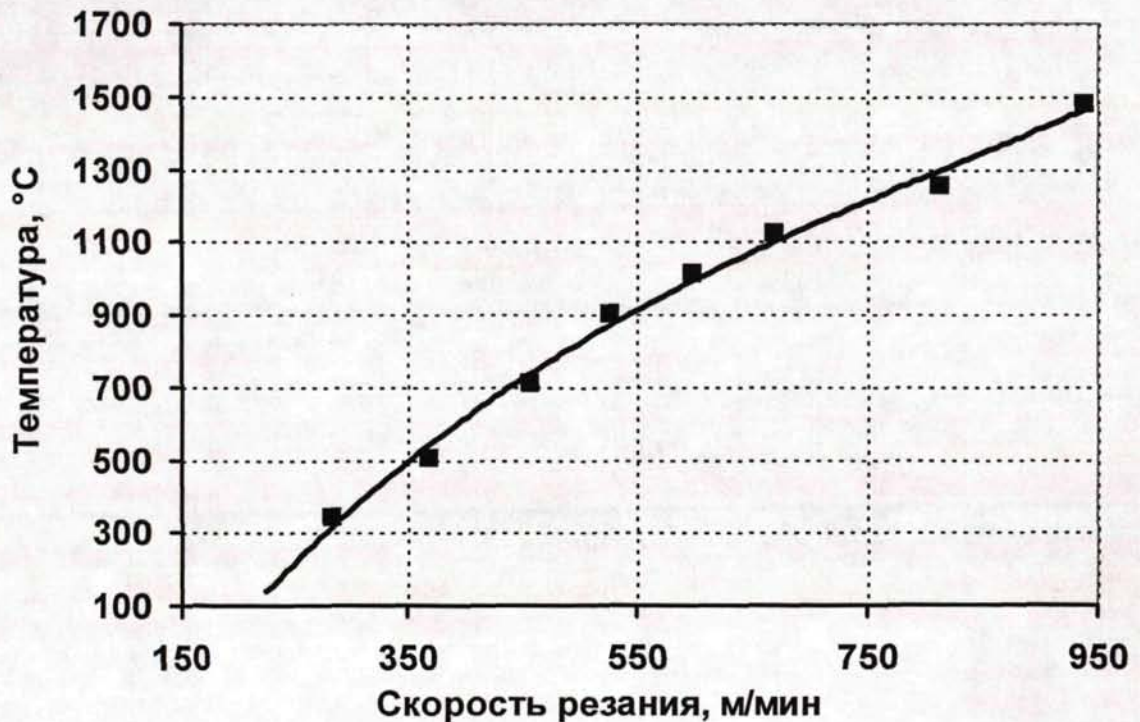


Рис. 3.5. Зависимость температуры стружки от скорости резания при фрезеровании стали У8 ($s=0,05$ мм/зуб; $t=1$ мм)



Рис. 3.6. Зависимость температуры стружки от скорости резания при фрезеровании титанового сплава ВТ3 ($s=0,05$ мм/зуб; $t=1$ мм)

В результате расчетов, проверка точности измерения температуры стружки методом оптической пирометрии показала, что погрешность измерения максимальной температуры стружки составила не более 5% для сталей и 9% для титановых сплавов.

3.3. Моделирование тепловых процессов при высокоскоростном фрезеровании, расчет температур и сопоставление полученных значений с результатами эксперимента

В процессе резания определяющее влияние на образование и вид стружки оказывают области локализованного сдвига как в зоне стружкообразования, так и в прирезцовых слоях контакта инструмента со стружкой и с обработанной поверхностью /38/.

Локализация пластической деформации в зонах сдвига может сопровождаться значительным эффектом тепловыделения и развитием структурных и фазовых превращений. При этом температура в месте контакта инст-

румента с обрабатываемым материалом может достигать температуры плавления металла, особенно при высоких скоростях резания.

Рассмотрим математическую модель процесса резания с плавлением в прирезцовых слоях стружки и обработанной поверхности. Режущий клин (рис. 3.7) прижат силой P к рассекаемой им на две части полосе, которая движется с постоянной скоростью V .

При трении клина о подвижные рассеченные части полосы (стружка и обрабатываемая поверхность) выделяется тепло, в результате чего в прирезцовом слое толщиной δ металл может расплавляться [98].

При достаточно высоких скоростях резания V вся жидкость в слое увлекается этими частями полосы в направлении их движения. Вследствие вязкости скорость частиц расплава на поверхности клина обращается в ноль. Переход от нулевой скорости на клине к полной скорости V на внешней границе слоя совершается в очень тонком слое расплава. В этом слое градиент скорости в направлении, перпендикулярном режущим кромкам очень велик и, следовательно, вязкость оказывает существенное влияние на течение расплава. Толщина расплава δ очень мала по сравнению с размерами контактных площадок клина и рассеченных частей полосы.

На границе плавления температурное поле должно удовлетворять условию равенства температуре плавления металла $T_{пл}$, а составляющая потока тепла, перпендикулярная грани, должна быть равна количеству уносимой эффективной теплоты плавления.

$$T = T_{re}, k \frac{\partial T}{\partial x} = -\rho u L,$$

где k – коэффициент теплопроводности.

Эффективная теплота плавления ΔH равна сумме истинной теплоты плавления $\Delta H'$ и тепла, необходимого для нагревания обрабатываемого металла от его исходной температуры T' до $T_{пл}$,

$$\Delta H = \Delta H' + C(T_{re} - T'),$$

где C – теплоемкость металла.

В первом приближении увеличение температуры в приконтактном слое стружки с передней поверхностью инструмента можно оценить по формуле:

$$\Delta T = \frac{\tau_s \varepsilon}{C_V},$$

где τ_s – предел текучести обрабатываемого материала; ε – пластическая деформация (относительный сдвиг) и C_V – теплоемкость металла при постоянном объеме.

Для стали при $\tau_s = 5 \cdot 10^5 \text{ Н/м}^2$, $C_V = 5000 \text{ Дж/(м}^3\text{К)}$ и $\varepsilon = 20$, что соответствует величине относительного сдвига в приконтактном слое стружки на передней поверхности резца /94/, получим $\Delta T = 1200 \text{ К}$, что близко к температуре плавления 1543 К для стали У8.

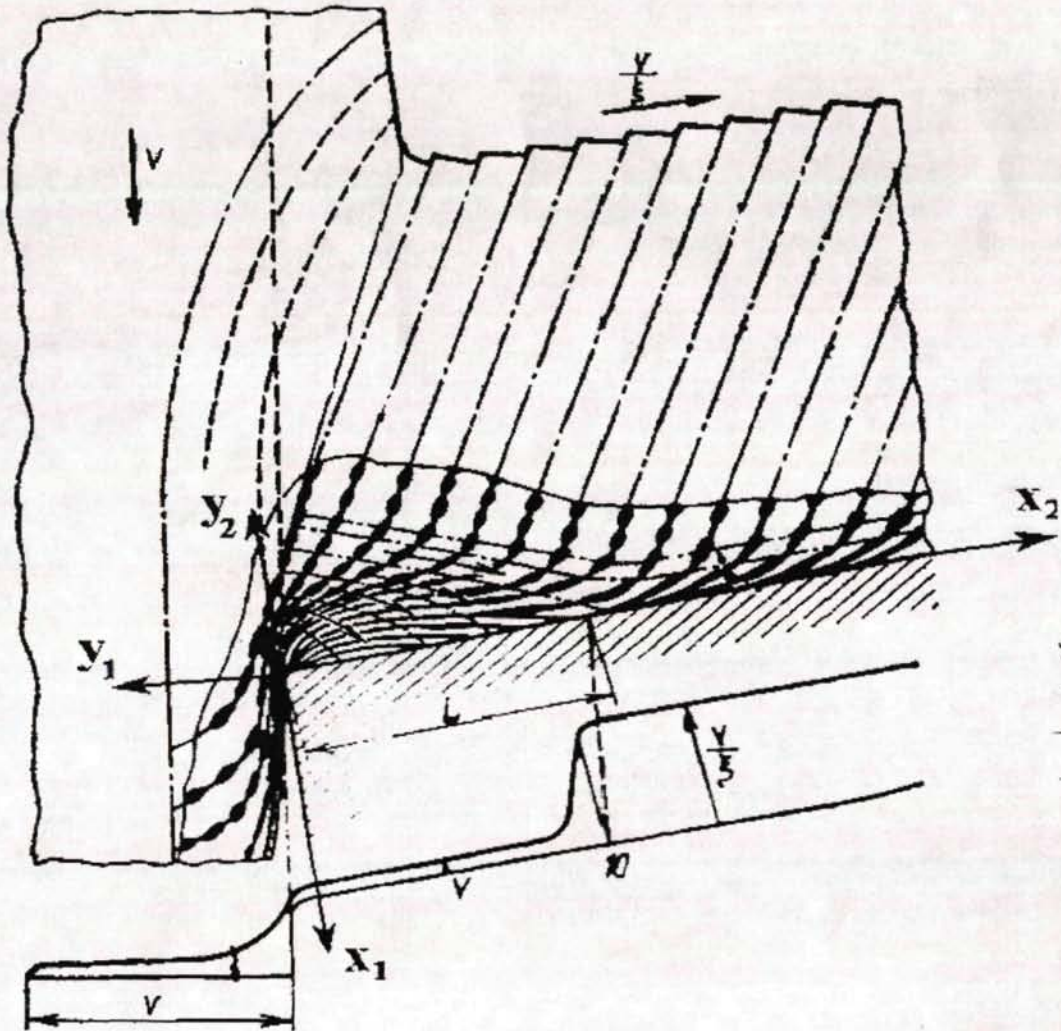


Рис. 3.7. Схема течения срезаемого слоя и обрабатываемой поверхности (В нижней части рисунка – схема распределения скоростей параллельно граням)

Рассмотрим возможность формирования тонкого расплавленного слоя в окрестности режущей кромки (рис. 3.7) на основе схемы Н.Н. Зорева /23/ с использованием классических законов вязкости и теплообмена и применением интегральных методов для пограничного слоя. При этом будем исходить из того, что для передней поверхности инструмента имеем течение набегающего потока на вертикальную стенку с критической точкой, где металл может застаиваться, а для задней поверхности инструмента – течение параллельное плоскости, начало которой совпадает с режущим лезвием.

В общем случае при течении расплавленного металла вдоль стенки толщина температурного пограничного слоя δ_T превышает толщину вязкого пограничного слоя δ_μ из-за малости числа Прандтля Pr . В нашем случае толщина расплавленного слоя δ_H может быть больше или равна толщине вязкого слоя δ_μ . Определим условия отдельно для задней и передней поверхностей инструмента, при которых возможен каждый из этих случаев.

Если $\delta_H \geq \delta_\mu$ при любом x_1 (рис. 3.7), то вязкий пограничный слой развивается как в несжимаемой вязкой жидкости, в окрестности передней кромки пластины при течении потока вдоль нее, поскольку в нашей задаче скорость набегающего потока можно принять постоянной и равной скорости резания V . Тогда:

$$\delta_\mu \cong 5 \sqrt{\frac{\mu x_1}{\rho V}}, \quad (1)$$

где μ – динамическая вязкость, ρ – плотность.

Вязкость жидких металлов вблизи температуры плавления $\mu = 2,5 \cdot 10^{-3}$ Па·с. При скорости $V=10$ м/с из уравнения (1) получим:

$$\frac{\delta_{\mu_{\max}}}{b} \cong \frac{5}{\sqrt{Re_b}} \quad (2)$$

где $Re_b = Vb\rho/\mu$ – число Рейнольдса, b – ширина фаски износа.

Подставим в эту формулу параметры для стали, получим $Re_b \approx 3120$ и соответственно, $\delta_{\mu_{\max}} \approx 0,09$.

Таким образом, при резании возможно плавление приконтактных слоев обрабатываемого материала, интенсивность которого существенно определяется как термодинамическими (ΔH), теплофизическими (C_p , λ) характеристиками обрабатываемого материала, так и контактными нагрузками и степенью деформации срезаемого слоя. Плавление прирезцовых слоев на фрикционном контакте с позиции теории самоорганизации следует рассматривать как неравновесный фазовый переход, способствующий образованию новых диссипативных структур.

3.4. Выводы

1. В ходе работы широко исследована динамика сил резания при ВСО. Установлена тесная корреляционная зависимость между изменением силы резания и шероховатостью обработанной поверхности.

2. Исследованы тепловые процессы, протекающие в зоне резания при ВСО. Установлено, что температура в зоне резания при ВСО может достигать температуры плавления обрабатываемого материала.

3. Для получения полной картины процессов, происходящих в зоне резания при ВСО, диагностику ВСО необходимо проводить, используя параллельно несколько методов, с применением различного оборудования.

ГЛАВА 4. АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ И ПОСТРОЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ИССЛЕДУЕМЫХ ПРОЦЕССОВ

После проведения экспериментальных исследований необходимо сравнить данные, полученные экспериментальным путем с теоретическими расчетами. Для этого разработаем математические модели процесса ВСО и теоретически рассчитаем температуру стружки.

4.1. Динамика сил резания при высокоскоростном фрезеровании и силовая модель процесса прерывистого резания

Разработка новых эффективных технологий для машиностроительного производства немыслима без исследований динамики технологических систем механической обработки. При проектировании, изготовлении и эксплуатации современных высокоскоростных металлорежущих станков все чаще возникает необходимость решения задач, связанных с динамикой процесса обработки. В первую очередь это относится к обеспечению условий устойчивого движения инструмента и заготовки /53/.

Наиболее нестационарным из всех процессов механической обработки и, обладающий вследствие этого наиболее сложной динамикой, является процесс высокоскоростного фрезерования.

Для практического исследования динамики фрезерования достаточно часто бывает полезным знать примерное значение суммы сил $\vec{F}_1, \vec{F}_2, \dots, \vec{F}_k$ резания, приложенных к режущим кромкам инструмента, и направление вектора \vec{F} равнодействующей этих сил в координатах станка. Данные параметры являются основополагающими, как при расчетах погрешностей размерной точности обработки вследствие упругих перемещений технологической системы, так и при построении моделей процесса фрезерования (рис. 4.1).

Кроме того, заранее известные значения направления математического ожидания \vec{F} равнодействующей сил резания и телесного угла ее разброса $\Delta\vec{F}$, позволят корректно, в соответствии с наиболее информативным пространственным направлением, расположить на станке систему датчиков для проведения экспериментальных исследований. В дальнейшем сигналы с этих датчиков с минимальной предобработкой могут быть использованы для исследования методами нелинейной динамики.

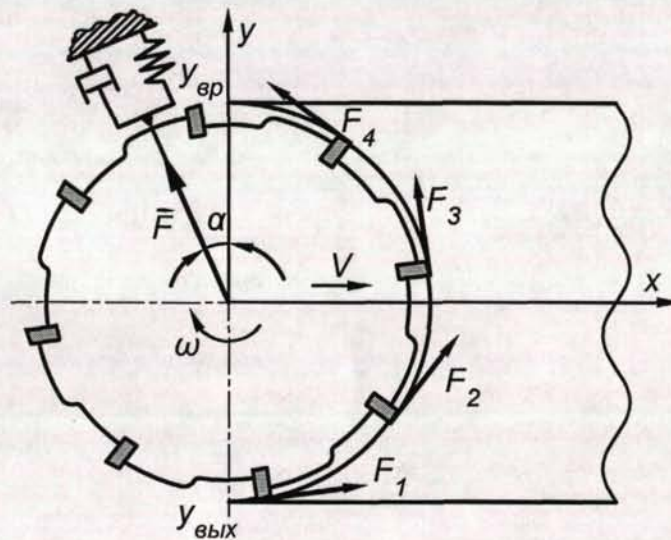


Рис. 4.1. Силовая схема процесса высокоскоростного фрезерования.

Как известно /4/, при фрезеровании траекторией относительного рабочего движения любой точки режущего лезвия является удлиненная циклоида – трохоида (рис. 4.2). Высота трохоиды равна диаметру D фрезы, а расстояние между ее петлями равно величине подачи S_0 на один оборот фрезы. Траектории движения лезвий отдельных зубьев сдвинуты друг относительно друга на величину подачи S_z на один зуб фрезы, равное S_0/z , где z – число зубьев фрезы.

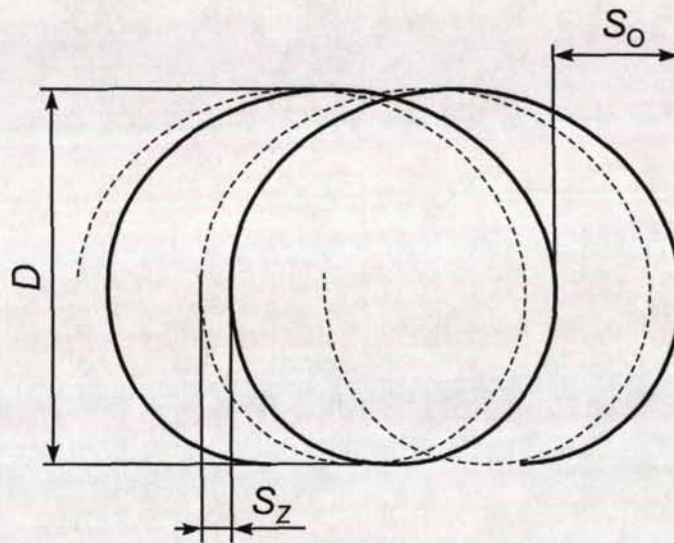


Рис. 4.2. Траектории рабочих движений двух смежных зубьев осевой цилиндрической фрезы (для $z = 4$, $S_o = 0,32D$).

Для упрощения расчета сил резания и вычисления размеров срезаемого слоя при фрезеровании трохоиду нередко заменяют окружностью. При этом предполагается /4/ что, ошибка от указанной замены не будет превышать 1%. Однако в условиях высокоскоростной обработки (ВСО) даже такая незначительная погрешность может иметь существенное значение. Зачастую высокая скорость процессов пластической деформации при ВСО в совокупности с существенной нелинейностью зависимости силы резания от толщины среза и скорости резания приводят к возникновению особого типа поведения динамической системы – детерминированному хаосу, в результате чего динамическая система станка становится очень чувствительной даже к незначительным возмущениям /35/. В режиме детерминированного хаоса любая погрешность, проявляющаяся вследствие какого-либо неучтенного фактора или неточности расчетов, подвергается экспоненциальному усилению и, в итоге, динамика реальной динамической системы сильно отличается от расчетных данных.

Таким образом, для условий высокоскоростного фрезерования следует использовать более тонкие расчеты силы резания. Для этого представим траекторию рабочего движения режущего лезвия при фрезеровании в виде кри-

вой, описываемой точкой $A(x, y)$, отстоящей на фиксированном расстоянии $R = D/2$ от центра $O(x_0, y_0)$ круга, причем круг вращается по часовой стрелке с угловой скоростью $\omega = V_p / (2\pi \cdot D)$ (где V_p – скорость резания), а центр круга перемещается по оси абсцисс с линейной скоростью $v = S_o \cdot \omega / (2\pi)$. Тогда запишем траекторию движения зуба фрезы (сплошная линия на рис. 4.3) в виде системы параметрических уравнений:

$$\begin{cases} x = x_0 + R \cdot \cos(\varphi_0 - \omega\tau) \\ y = y_0 + R \cdot \sin(\varphi_0 - \omega\tau) \\ x_0 = S_o \cdot \frac{\omega}{2\pi} \cdot \tau \\ y_0 = 0 \end{cases},$$

где $\varphi_0 = \pi$ – начальный угол поворота фрезы; τ – параметр времени.

Теперь рассмотрим траекторию движения предыдущего зуба фрезы (штриховая линия на рис. 4.3). Отложим отрезок от центра O фрезы до точки A текущего положения режущего лезвия. Очевидно, что мгновенное значение толщины h_z срезаемого слоя равно расстоянию от точки A до точки A_1 пересечения отрезка OA и траектории движения предыдущего зуба. Найдем координаты x_2 и y_2 этой точки.

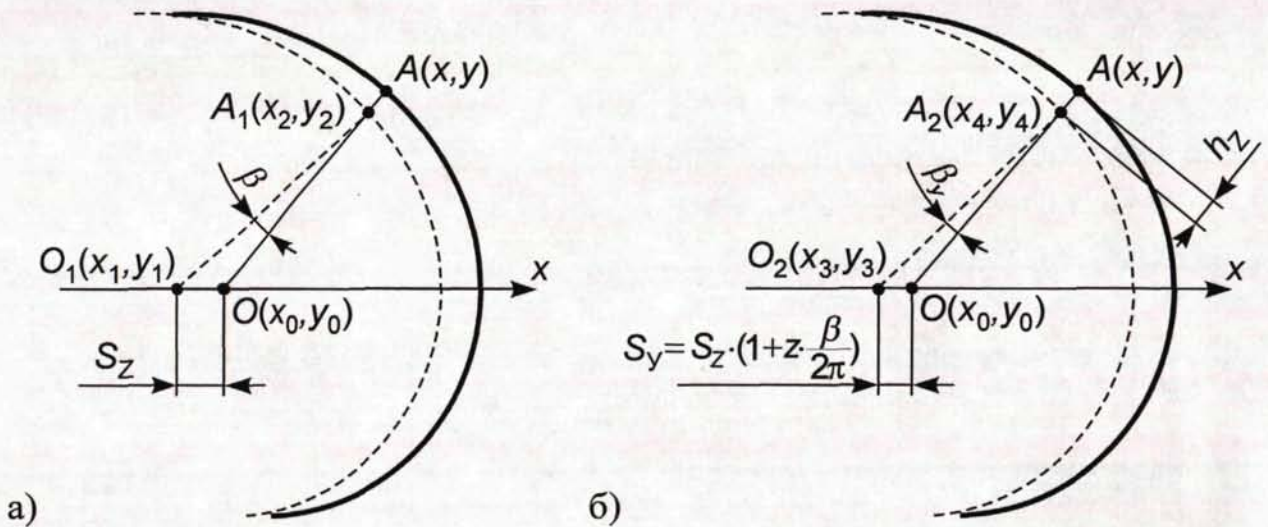


Рис. 4.3. Схема расчета мгновенного значения толщины h_z срезаемого слоя.

Предположим, что центр фрезы в момент прохождения предыдущим зубом точки A_1 находился в точке $O_1(x_1, y_1)$ (рис. 4.3а), отстоящей от текуще-

го центра фрезы O на расстояние, равное подаче на зуб S_Z , то есть:

$$\begin{cases} x_1 = x_0 - S_Z \\ y_1 = y \end{cases} \quad (4.1)$$

Теперь о точке A_1 нам известно, что, во-первых, она принадлежит отрезку OA :

$$\begin{cases} x_2 = x_0 + t \cdot (x - x_0) \\ y_2 = y_0 + t \cdot (y - y_0) \end{cases} \quad (4.2)$$

$$0 \leq t \leq 1 \quad (4.3)$$

где t – параметр принадлежности отрезку, а во-вторых, что она удалена от точки O_1 на расстояние, равное радиусу R фрезы:

$$\sqrt{(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2} = R. \quad (4.4)$$

Подставляя формулы (1) и (2) в (4) получим следующее выражение:

$$(x_0 + t \cdot (x - x_0) - (x_0 - S_Z))^2 + (y_0 + t \cdot (y - y_0) - y_0)^2 = R^2,$$

которое после преобразований обращается в квадратное уравнение вида:

$$t^2 \cdot R^2 + t \cdot (2 \cdot (x - x_0) \cdot S_Z) + (S_Z^2 - R^2) = 0. \quad (4.5)$$

Решим уравнение (5) относительно t по формуле:

$$t_{1,2} = \frac{-2 \cdot (x - x_0) \cdot S_Z \pm \sqrt{(2 \cdot (x - x_0) \cdot S_Z)^2 - 4 \cdot R^2 \cdot (S_Z^2 - R^2)}}{2 \cdot R^2},$$

что в конечном итоге приводит к выражению:

$$t_{1,2} = -\frac{S_Z \cdot (x - x_0)}{R^2} \pm \sqrt{1 - \left(\frac{S_Z \cdot (y - y_0)}{R^2}\right)^2}. \quad (6)$$

Так как по условию (3) параметр t неотрицателен, то один из корней t_2 уравнения (6), являющийся суммой двух отрицательных чисел и явно приводящий к отрицательному результату, можно отбросить. То есть получим:

$$t = \sqrt{1 - \left(\frac{S_Z \cdot (y - y_0)}{R^2}\right)^2} - \frac{S_Z \cdot (x - x_0)}{R^2}.$$

Зная параметр t , из (2) найдем точку $A_1(x_2, y_2)$. Однако при анализе рисунка 4.3а выявляется некоторая неточность – отрезки OA и O_1A_1 расположе-

ны относительно друг друга под углом β . А это значит, что точкам A и A_1 соответствуют разные фазы поворота зубьев фрезы и, следовательно, действительное расстояние между точками центров вращения не равно величине подачи S_z на зуб. Вычислим уточненное расстояние между точками центров вращения фрезы:

$$S_y = S_z + \frac{\beta}{2\pi} \cdot S_0 = S_z \cdot \left(1 + z \cdot \frac{\beta}{2\pi}\right)$$

Для этого, воспользовавшись одним из свойств векторного произведения, вычислим значение угла β по формуле:

$$\beta = \arcsin \frac{\begin{vmatrix} (x_2 - x_0) & (y_2 - y_0) \\ (x_2 - x_1) & (y_2 - y_1) \end{vmatrix}}{\sqrt{(x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2} \cdot \sqrt{(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2}},$$

которая после упрощения сводится к выражению:

$$\beta = \arcsin \frac{S_z \cdot (y_0 - y)}{R^2} = \arcsin \frac{-S_z \cdot y}{R^2} \quad (7)$$

Нетрудно заметить, что максимального своего абсолютного значения угол β достигает при условии $|y| = R$, когда он становится равным $\mp \arcsin(S_z/R)$. Таким образом, для условий фрезерования, соответствующим траекториям, отображенным на рис. 4.2 и 4.3, получим $S_z = 0,08D = 0,16R$, $\beta_{\max} = \pm 9,2^\circ$. То есть погрешность наших вычислений может достигать величины $\pm 9,2^\circ/360^\circ = \pm 2,6\%$.

Чтобы скомпенсировать данную погрешность найдем уточненную точку $O_2(x_3, y_3)$ (рис. 4.3б), в которой находился центр вращения фрезы в момент пересечения предыдущим зубом отрезка OA :

$$\begin{cases} x_3 = x_0 - S_y \\ y_3 = y \end{cases} \quad (8)$$

Тогда в соответствии с вышеописанным алгоритмом найдем уточненную точку $A_2(x_4, y_4)$, которая принадлежит отрезку OA :

$$\begin{cases} x_4 = x_0 + t_y \cdot (x - x_0) \\ y_4 = y_0 + t_y \cdot (y - y_0) \end{cases} \quad (9)$$

$$0 \leq t_y \leq 1 \quad (10)$$

где t_y – уточненное значение параметра и находится на расстоянии R от точки O_2 :

$$\sqrt{(x_4 - x_3)^2 + (y_4 - y_3)^2} = R. \quad (11)$$

С учетом (7), (8) и (11) получим следующее выражение для t_y :

$$t_y = \sqrt{1 - \left(\frac{S_y \cdot (y - y_0)}{R^2} \right)^2} - \frac{S_y \cdot (x - x_0)}{R^2}.$$

Отсюда, исходя из того, толщина срезаемого слоя $h_z = |A_2A|$, где $|A_2A|$ – длина отрезка A_2A (рис. 4.3б), отношение длин отрезков $|O_2A_2|/|OA| = t_y$ и значение $|OA| = R$ получим формулу для вычисления мгновенного значения h_z , которая с учетом (10) приобретет вид разрывной функции:

$$h_z(\tau) = \begin{cases} R \cdot (1 - t_y(\tau)) & \text{при } 0 \leq t_y(\tau) \leq 1 \\ 0 & \text{при } t_y(\tau) < 0 \text{ или } t_y(\tau) > 1 \end{cases} \quad (12)$$

Следует отметить, что для расчета S_y мы использовали значение угла β , вычисленное по формуле (7). Поэтому для оценки погрешности вычислений необходимо выяснить насколько реальное значение угла β_y между отрезками OA и O_2A_2 в наших уточненных расчетах отличается от значения β , взятого за исходное. Величину β_y рассчитаем по формуле, аналогичной (7), но с учетом того, что параметры S_y и y зависят от параметра времени τ :

$$\beta_y(\tau) = \arcsin \frac{S_y(\tau) \cdot y(\tau)}{R^2}.$$

Численная проверка с помощью компьютерных расчетов показала, что расхождение между β_y и β составляет $\pm 0,05^\circ$, то есть погрешность вычислений равна $\pm 0,015\%$.

Зная значение $h_z(\tau)$ толщины срезаемого слоя, согласно методике /61/ найдем величину силы резания $F_z(\tau)$, приложенной к одному зубу:

$$F_z(\tau) = \frac{10C_p t_\phi^x h_z^y B^u z}{D^q n^w} K_{mp}, \quad (13)$$

где t_ϕ – глубина фрезерования, мм; K_{mp} – поправочный коэффициент, зависящий от качества обрабатываемого материала; n – частота вращения фрезы, об/мин, z – число зубьев фрезы; B – ширина фрезерования, мм.

Значения параметров C_p, x, y, u, q, w приведены в таблице 4.1 [61].

Таблица 4.1

Фрезы	Материал режущей части инструмента	C_p	x	y	u	q	w
Обработка конструкционной углеродистой стали, $\sigma_b=750$ МПа							
Торцовые	Твердый сплав	825	1,0	0,75	1,1	1,3	0,2
	Быстрорежущая сталь	82,5	0,95	0,8	1,1	1,1	0
Цилиндрические	Твердый сплав	101	0,88	0,75	1,0	0,87	0
	Быстрорежущая сталь	68,2	0,86	0,72	1,0	0,86	0
Обработка жаропрочной стали 12Х18Н9Т в состоянии поставки, 141 НВ							
Торцовые	Твердый сплав	218	0,92	0,78	1,0	1,15	0
Обработка гетерогенных медных сплавов средней твердости, 100...140 НВ							
Цилиндрические, дисковые, концевые, прорезные и отрезные	Быстрорежущая сталь	22,6	0,86	0,72	1,0	0,86	0

Величина K_{mp} различна для разных обрабатываемых материалов и определяется по таблице 4.2.

Таблица 4.2

Обрабатываемый материал	Расчетная формула	Показатель степени n (в числителе приведены значения для твердого сплава, в знаменателе – для быстрорежущей стали)
Конструкционная углеродистая и легированная сталь	$K_{vp} = \left(\frac{\sigma_s}{750}\right)^n$	0,3/0,3
Алюминий	1,0	
Дюралюминий, σ_b , МПа:		
250	1.5	
350	2.0	
>350	2.75	

Согласно предложенной методике рассчитаем ширину срезаемого слоя и силу резания для стали У8 (рис: 4.4). Для иллюстрации используем фрезы с числом зубьев z равным 1, 8 и 30, а величину подачи S_z на зуб примем постоянной, равной 1 мм, глубину фрезерования 1 мм, скорость резания 800 м/мин.

На графиках хорошо заметно, что чем больше оборотная подача S_0 (зависящая от z при $S_z = \text{const}$), тем более асимметрично выглядят графики толщин h_z и, следовательно, тем сильнее реальные значения h_z отличаются от тех значений, которые бы мы получили аппроксимацией трохоидальных траекторий режущих лезвий участками окружностей.

На практике, при высокоскоростном фрезеровании, режимов резания полным диаметром фрезы ($B = D$) стараются избегать, так как такой режим обработки сильно нагружает инструмент и катастрофически сокращает его ресурс. Для каждого высокоскоростного инструмента существуют рекомендуемые значения ширины B фрезерования при обработке различных материалов, превышение которых ведет к изменению теплового режима и, как

следствие, к усиленному износу инструмента. Так для инструментов фирмы *Sandvik Coromant* при обработке алюминиевых сплавов рекомендуется выбирать $B = 0,6D$, при обработке закаленных сталей – $B = 0,2D / 61/$.

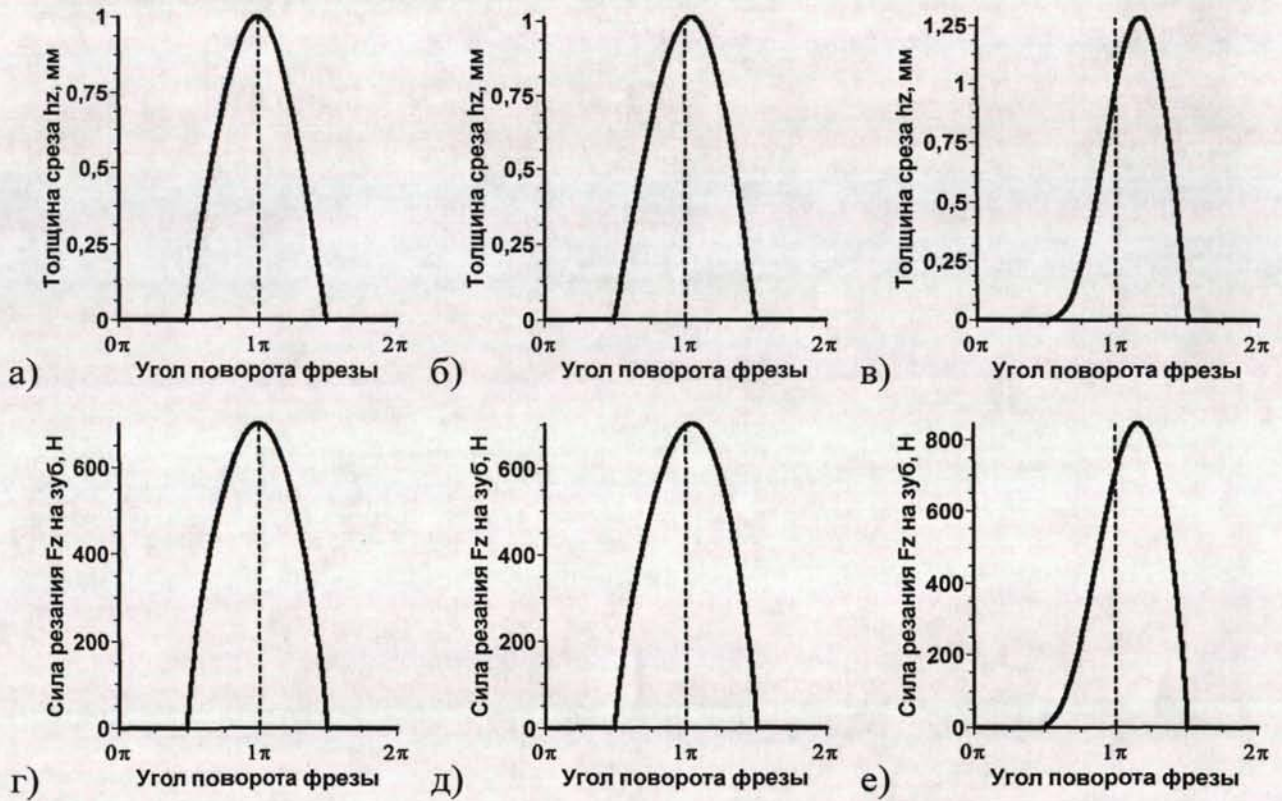


Рис. 4.4. Графики зависимостей ширины срезаемого слоя h_z и силы F_z резания, приложенной к одному зубу, при обработке стали У8 торцевой фрезой $D=160$ мм с различным количеством зубьев: а, г – $z=1$; б, д – $z=8$; в, е – $z=30$ ($S_z=1$ мм, $t_\phi=1$ мм, ширина фрезерования $B=0,5D$).

Добавим условие обработки неполным диаметром фрезы в выражение (12) в виде дополнительных разрывных зависимостей. Тогда функция мгновенного значения толщины срезаемого слоя при фрезеровании приобретет вид:

$$h_z(\tau) = \begin{cases} R \cdot (1 - t_y(\tau)) & \text{при } (0 \leq t_y(\tau) \leq 1) \wedge (y_{\text{вых}} \leq y(\tau) \leq y_{\text{вр}}) \\ 0 & \text{при } (t_y(\tau) < 0) \vee (t_y(\tau) > 1) \vee (y(\tau) > y_{\text{вр}}) \vee (y(\tau) < y_{\text{вых}}) \end{cases},$$

где $y_{\text{вр}}$ и $y_{\text{вых}}$ – ординаты врезания и выхода соответственно, определяемые в зависимости от способа обработки:

– для симметричного фрезерования (рис. 4.1) $y_{\text{вр}} = B/2$, $y_{\text{вых}} = -B/2$;

- для встречного фрезерования $y_{вр} = D/2$, $y_{вых} = y_{вр} - B$;
- для попутного фрезерования $y_{вых} = -D/2$, $y_{вр} = y_{вых} + B$.

Используем полученные математические зависимости для расчета силы резания при высокоскоростном фрезеровании. Первоначально определим как изменяется суммарная сила \vec{F} резания всех режущих лезвий фрезы в течении одного оборота инструмента. Проведенные компьютерные расчеты (рис. 4.5) показывают, что направление математического ожидания \vec{F} силы резания сильно зависит от способа обработки. Так при симметричном фрезеровании (рис. 4.5а) математическое ожидание \vec{F} направлено строго в направлении оси Y , при встречном фрезеровании (рис. 4.5б) \vec{F} составляет с осью Y положительный угол, а при попутном (рис. 4.5в) – отрицательный.

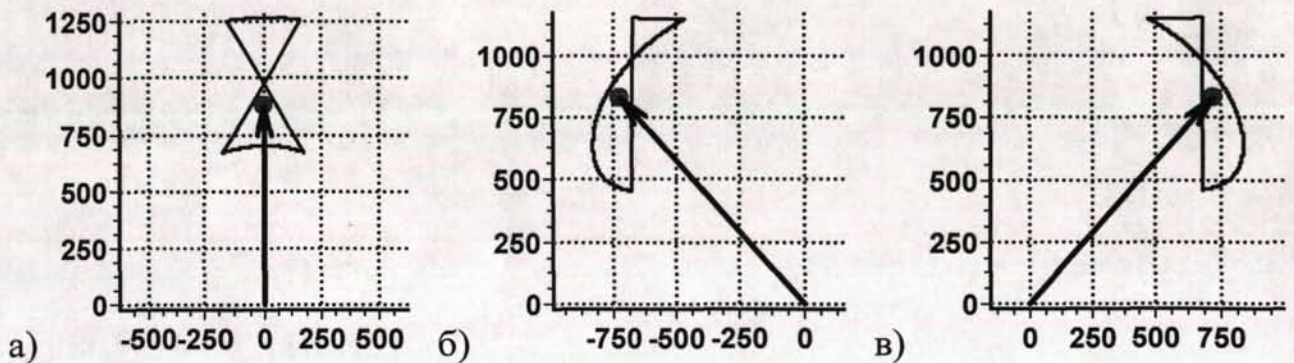


Рис. 4.5. Графики изменения проекций вектора \vec{F} результирующей силы резания всех зубьев торцевой фрезы за один ее оборот: а – симметричное фрезерование; б – встречное; в – попутное. По осям абсцисс отложены проекции \vec{F} на ось X (в Ньютонах), по осям ординат – проекции на ось Y (в тех же ед.), стрелкой показано математическое ожидание \vec{F} ($D=160$ мм, $z=8$, $S_z=1$ мм, $t_\phi=1$ мм, $B=0,5D$, сталь У8).

Следующим этапом рассмотрим, в какой степени на направление математического ожидания силы резания влияет величина ширины B фрезерования. Для этого проведем численные расчеты, результаты которых представлены на рис. 4.6.

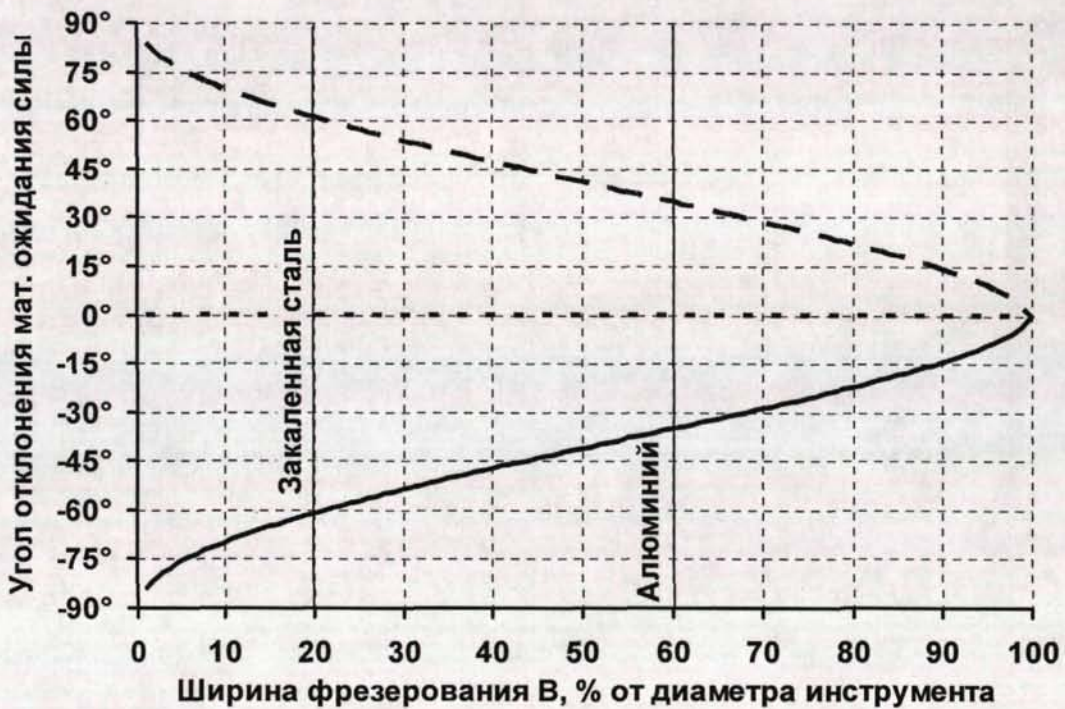


Рис. 4.6. Графики зависимости угла α наклона (относительно оси Y) математического ожидания \tilde{F} равнодействующей сил резания от ширины B фрезерования: встречное фрезерование (сплошная линия), попутное (штриховая линия), симметричное (пунктир).

В соответствии с полученными графиками можно сделать вывод о том, что для проведения экспериментальных исследований динамики сил резания при высокоскоростном фрезеровании целесообразно придерживаться симметричного направления резания, так как в этом случае математическое ожидание \tilde{F} всегда будет направлено вдоль оси Y и, следовательно, систему динамометрических датчиков также следует ориентировать строго вдоль оси Y , что в технологическом плане достаточно удобно. Кроме того, при симметричном фрезеровании угол наклона \tilde{F} не зависит от ширины B обработки и, поэтому нет необходимости менять ориентацию системы датчиков при смене обрабатываемого материала.

При необходимости экспериментальные исследования можно проводить также для встречного и попутного фрезерования, но в этом случае систему измерительных датчиков необходимо будет ориентировать под существ-

венным углом относительно оси Y : 37° для алюминия (рекомендованное значение $B=0,6D$) и 61° для закаленных сталей (рекомендованное $B=0,2D$).

4.2 Математическая модель устойчивости процесса фрезерования в виде нелинейного осциллятора с разрывными характеристиками

Совершенствование технологических процессов и автоматизация производства при обработке металлов резанием существенно сдерживается неустойчивостью динамических процессов /53, 71/. Это снижает качество обработанной поверхности, увеличивает потери от брака, создает трудные (а иногда и неприемлемые) условия для использования автоматизированного оборудования.

Проблема повышения устойчивости процесса резания является весьма актуальной, прежде всего, для обработки лезвийным инструментом. Этим объясняется разработка многочисленных мероприятий для усиления жесткости станков и выявления наиболее благоприятных режимов резания. Однако большинство из этих мероприятий имеют ограниченное применение или требуют длительных экспериментальных исследований с целью нахождения оптимальных параметров.

В настоящее время /53/ в качестве динамической характеристики широко используется характеристика резания. Однако процесс резания является нестационарным процессом, поэтому при расчете динамической системы станка применяют гармоническую линеаризацию нелинейной динамической характеристики резания /80/.

Наиболее признанными механизмами возникновения автоколебаний при резании являются координатная связь упругой системы станка, нелинейность характеристик сил резания и инерционность процесса резания /53, 71/.

Нелинейность процесса резания обуславливает необходимость изыскания новых подходов к анализу его динамической устойчивости. В настоящее

время предложен ряд нелинейных математических моделей процесса резания, позволяющих адекватно описать многие его особенности с позиций эволюционных преобразований /22/ или с позиций стохастичности /93/. Нами впервые /36/ для этой цели применены подходы нелинейной динамики, в частности, фрактальный анализ и качественная теория дифференциальных уравнений, развитых в работах А. Пуанкаре, А. А. Андронова и др. /1, 67/.

Рассмотрим координатную связь упругой системы станка и динамическую систему процесса резания в виде двухмассовой модели с четырьмя степенями свободы (рис. 4.7).

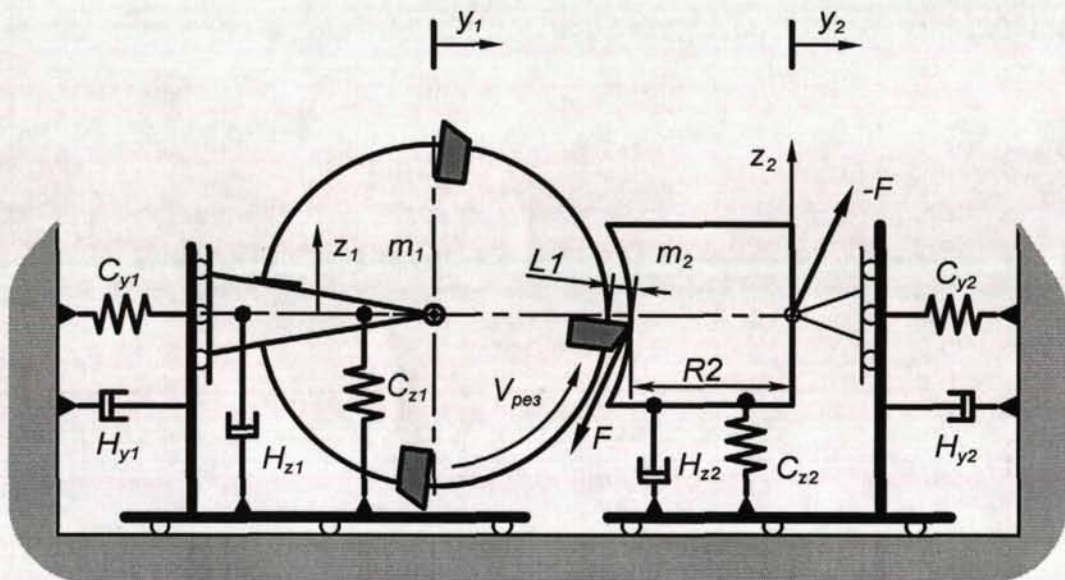


Рис. 4.7. Кинематическая схема процесса резания при фрезеровании.

Состояние данной динамической системы можно описать с помощью системы дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{z}_1 + h_{z1} \dot{z}_1 + c_{z1} z_1 = -F_z \\ m_1 \ddot{y}_1 + h_{y1} \dot{y}_1 + c_{y1} y_1 = -F_y \\ m_2 \ddot{z}_2 + h_{z2} \dot{z}_2 + c_{z2} z_2 = F_z \\ m_2 \ddot{y}_2 + h_{y2} \dot{y}_2 + c_{y2} y_2 = F_y \end{cases}, \quad (1)$$

где m_1 и m_2 – приведенные массы инструмента и заготовки соответственно; h_{z1} , h_{y1} , h_{z2} , h_{y2} – коэффициенты диссипации (рис. 4.7); c_{z1} , c_{y1} , c_{z2} , c_{y2} – ко-

эффиценты жесткости; F_Z и F_Y – проекции силы резания, вычисляемые следующим образом:

$$F_Z = F(v) \frac{\Delta y}{L_2} \text{ и } F_Y = F(v) \frac{\Delta z}{L_2}, \quad (2)$$

где $\Delta y = y_2 - y_1 + (L_1 - \sqrt{L_1^2 - z_1^2}) + R_2$, $\Delta z = z_1 - z_2$, $L_2 = \sqrt{\Delta y^2 + \Delta z^2}$, а $F(v) = |\vec{F}|$ – функция модуля силы резания в зависимости от скорости $v = V_{рез.} + \dot{z}_1 - \dot{z}_2$ перемещения режущей кромки инструмента относительно обрабатываемой поверхности детали.

Параметры динамической системы резания при точении проходным резцом с сечением державки 20X20 мм (вылет $L_1 = 35$ мм) стальной заготовки (длина 400мм; диаметр $2R_2 = 80$ мм), закрепленной в патроне и задней бабке, на токарно-винторезном станке 16К20 были получены экспериментально с помощью обстукивания упругой системы станка измерительным молотком марки АУ01. Данная модель оснащена встроенным датчиком силы и позволяет развивать ударные нагрузки до 500 Кгс. Результаты данных исследований приведены в таблице 4.3.

Таблица 4.3.

Параметры динамической системы процесса резания

Параметры инструмента				
m_1 , кг·с ² /м	h_{y1} , кг·с/м	c_{y1} , кг/м	h_{z1} , кг·с/м	c_{z1} , кг/м
0,25	160	1200000	200	1000000
Параметры заготовки				
m_2 , кг·с ² /м	h_{y2} , кг·с/м	c_{y2} , кг/м	h_{z2} , кг·с/м	c_{z2} , кг/м
5	2000	400000	2000	400000

Согласно предложенной схемы (рис. 4.7) и с учетом реальной кинематики процесса резания примем функцию силы резания $F(v)$ в виде разрывной зависимости, имеющей вид:

$$F(v) = \begin{cases} P(v), & \text{если } v > 0 \\ 0, & \text{если } v \leq 0 \end{cases},$$

где $P(v)$ – аппроксимирующая функция.

Функция $F(v)$ определена как для положительных, так и для отрицательных скоростей v . Но при переходе в область отрицательных значений функция терпит разрыв (инструмент обгоняет обрабатываемую поверхность и выходит из контакта с заготовкой). И, таким образом, при неположительных значениях v сила резания $F(v)$ всегда равна нулю.

Численный анализ наших собственных экспериментальных данных, определяющих зависимость силы резания от скорости, а также данных, представленных в литературе [25] показал, что наиболее компактным и точным (среднеквадратичная ошибка в пределах 5%) видом аппроксимирующей функции $P(v)$ будет полином вида:

$$P(v) = \frac{a + cv + ev^2}{1 + bv + dv^2 + fv^3},$$

где a, b, c, d, e и f – константы.

В качестве обрабатываемого материала использовалась закаленная сталь 40X. В результате получены следующие значения коэффициентов аппроксимации: $a = 17,08754423017558$; $b = -4,377098362031012$; $c = 280,2773464187285$; $d = 9,953859217122154$; $e = 820,0877102971809$; $f = -0,4384511508848986$.

Для численного решения системы уравнений (1) и расчета процессов, протекающих в исследуемой динамической системе, применим метод Рунге-Кутты четвертого порядка и собственное, разработанное нами, программное обеспечение. Для достижения приемлемой точности метода Рунге-Кутты используем фиксированный шаг по времени Δt , равный $1/100$ периода T_k (см. ниже) собственных колебаний самой высокочастотной степени свободы исследуемой системы.

Многие стороны поведения фазовых траекторий динамической системы, а в ряде случаев и полная картина разбиения фазового пространства на

траектории могут быть выяснены путем исследования поведения точек пересечения траекторий с так называемым отрезком без контакта /7/ (в случае двумерного фазового пространства) или с секущей поверхностью (в случае трехмерного фазового пространства). Последовательность точек пересечения образует некоторое точечное преобразование, к изучению которого и сводится задача об исследовании доведения фазовых траекторий. При этом оказывается, что структура рассматриваемой динамической системы взаимно однозначно определяется структурой порождаемого ею точечного отображения.

Проведем предварительное исследование динамики системы (1) с помощью одномерного точечного (дискретного) отображения. В целях упрощения расчета на этапе построения точечного отображения будем учитывать только вертикальные колебания z_1 вершины инструмента. То есть временно сведем систему (1) к одному уравнению:

$$m_1 \ddot{z}_1 + h_{z_1} \dot{z}_1 + c_{z_1} z_1 = -F(V_{рез} + \dot{z}_1), \quad (3)$$

имеющему двумерное фазовое пространство (плоскость).

Информативность точечного отображения напрямую зависит от правильного выбора расположения на фазовом пространстве отрезка без контакта. Для получения максимальной информативности проведем отрезок без контакта вертикально, так чтобы его абсцисса \tilde{z}_1 соответствовала математическому ожиданию абсцисс всех точек исследуемой фазовой траектории на начальном ее участке:

$$\tilde{z}_1 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z_1(t_i).$$

Начальным участком фазовой траектории примем путь, пройденный изображающей точкой в фазовом пространстве за время равное 200 периодам собственных колебаний осциллятора (3). Период собственных колебаний осциллятора с затуханием найдем по формуле:

$$T_K = \frac{2\pi}{\sqrt{\frac{c_{z1}}{m_1} - \left(\frac{h_{z1}}{2m_1}\right)^2}}$$

Примеры расположения отрезков без контакта относительно фазовых траекторий приведены на рис 4.8.

Процедуру получения одномерного точечного отображения проведем следующим образом: Вычислим положения отрезков без контакта для решений уравнения (3) при различных начальных условиях: $V_{рез.} = \text{const}$; $z_1(0) = 0$; $\dot{z}_1(0) = -2, -1.95, \dots, 2$ м/с (что соответствует $-120, -117, \dots, 120$ м/мин) и усредним полученные значения:

$$\tilde{z}_1^* = \frac{1}{41} \sum_{j=1}^{41} \tilde{z}_1(\dot{z}_1(0)_j).$$

Затем, зная наиболее выгодное с информативной точки зрения положение отрезка без контакта, проведем расчет решения уравнения (3) для тех же самых значений $V_{рез.} = \text{const}$; $\dot{z}_1(0) = -2, -1.95, \dots, 2$ м/с, но таким образом, чтобы фазовая траектория всегда начиналась на отрезке без контакта, то есть $z_1(0) = \tilde{z}_1^*$.

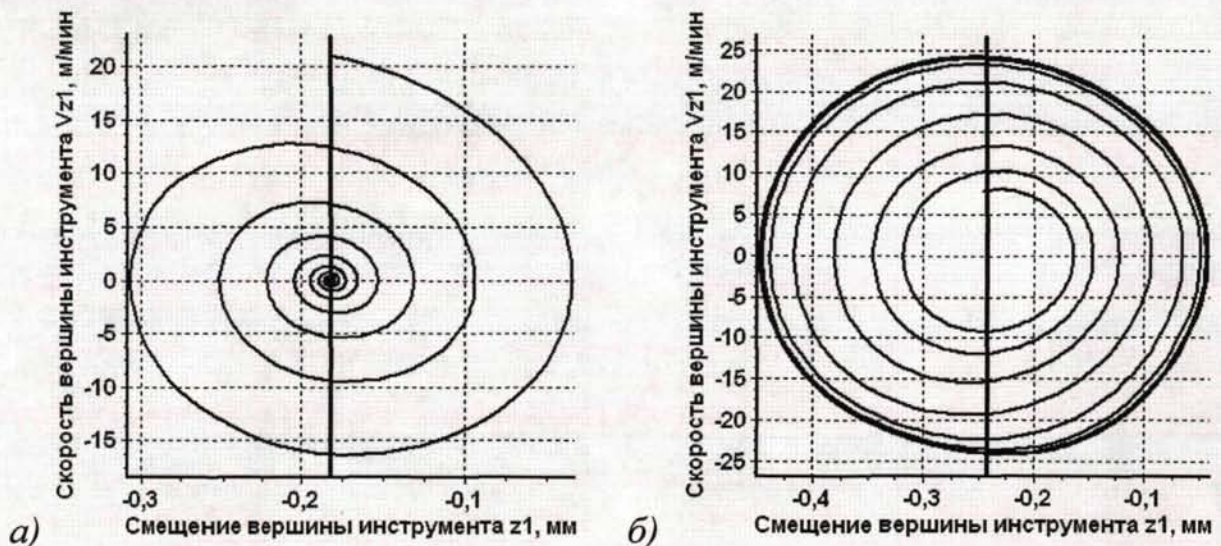


Рис. 4.8. Примеры расположения отрезка без контакта для фазовых траекторий имеющих притягивающую точку – фокус (а) и предельный цикл (б).

Для построения точечного отображения нас интересует начальный участок фазовой траектории, равный одному периоду собственных колебаний осциллятора (на фазовой плоскости это будет один виток траектории), но во избежание погрешностей, связанных с нелинейным и разрывным характером правой части уравнения (3) будем анализировать два первых периода колебаний системы. То есть решать данное уравнение на отрезке времени $0 \leq t \leq 2T_K$ (рис. 4.9).

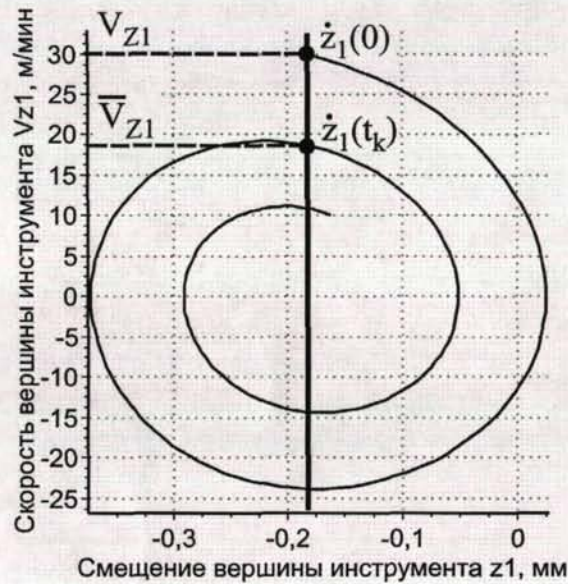


Рис. 4.9. К описанию алгоритма построения одномерного точечного отображения для осциллятора (3).

Искомое одномерное точечное отображение построим в виде графика функции последования $\bar{V}_{z_1} = f(V_{z_1})$, где V_{z_1} – значение скорости режущей кромки инструмента при первом пересечении фазовой траекторией отрезка без контакта при начальных условиях $z_1(0) = \tilde{z}_1^*$, $\dot{z}_1(0) = V_{z_1}$ (точка $\dot{z}_1(0)$ на рисунке 4.9), а \bar{V}_{z_1} – значение скорости при повторном пересечении данного отрезка в том же направлении (точка $\dot{z}_1(t_k)$ на рисунке 4.9).

Согласно предложенному алгоритму построим точечные отображения /66/ для нескольких значений параметра $V_{рез.}$ (рис. 4.10).

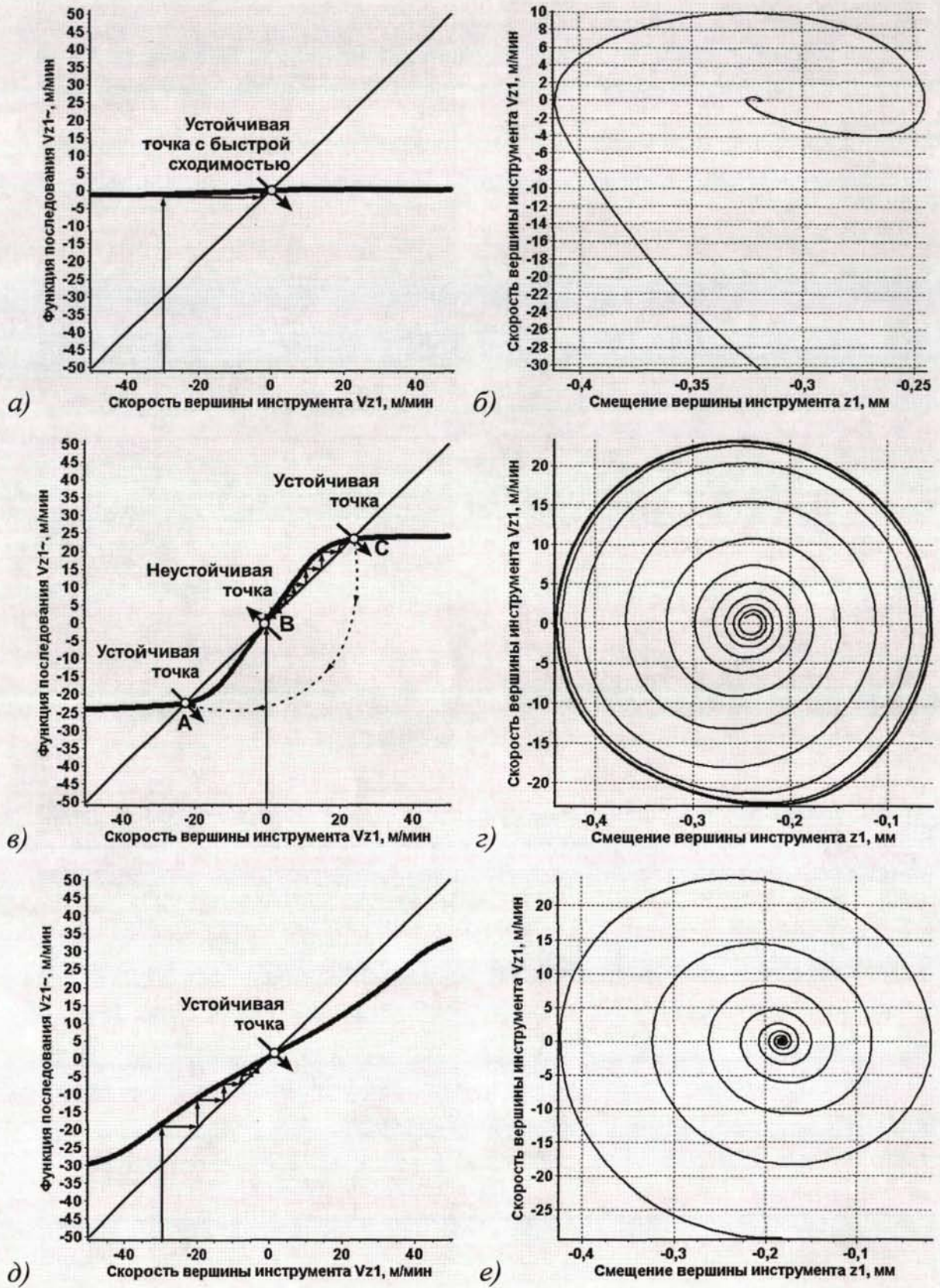


Рис. 4.10. Одномерные точечные отображения и фазовые траектории для различных значений скорости $V_{рез}$: 20 м/мин (а, б), 40 м/мин (в, г), 60 м/мин (д, е)

Эволюцию, описываемую дискретными отображениями, удобно представлять с помощью итерационных диаграмм (диаграмм Ламерея). Для этого на графике точечного отображения проводят биссектрису $\bar{V}_{Z1} = V_{Z1}$. Тогда эволюция переменной \dot{Z}_1 представляется на диаграмме некоторым ступенчатым геометрическим построением (откуда появилось второе название диаграммы – лестница Ламерея).

Анализируя полученные отображения, мы наблюдаем, что при значении скорости $V_{\text{рез.}} = 20$ м/мин точечное отображение (рис. 4.10а) пересекает биссектрису один раз в направлении по часовой стрелке (если взять за центр вращения левый нижний угол графика). Это означает, что фазовая траектория осциллятора (3) при данном значении параметра $V_{\text{рез.}}$ имеет одну устойчивую точку, в которой режущая кромка инструмента находится в покое ($V_{Z1}=0$). И, судя по тому, что диаграмма Ламерея имеет всего 2-3 видимых итераций, эта точка является фокусом с очень сильным притяжением, что хорошо заметно на графике фазовой траектории (рис. 4.10б). Другими словами при скорости $V_{\text{рез.}} = 20$ м/мин процесс резания очень устойчив и любые колебания динамической системы, вызванные внешними возмущениями, в течение очень короткого времени затухнут.

Для значения скорости $V_{\text{рез.}} = 40$ м/мин точечное отображение (рис. 4.10в) имеет несколько другую, сигмоидную форму и пересекает биссектрису в трех точках, причем два раза по часовой стрелке (точки *A* и *C*) и один раз против часовой (точка *B*). Применительно к исследуемой динамической системе это означает, что ее фазовая траектория в данном случае имеет две устойчивые точки *A* и *C* и одну неустойчивую точку *B*. Точки *A* и *C* являются симметричными (для точки *A* значение $V_{Z1} < 0$, а для точки *C* $V_{Z1} > 0$) и принадлежат одному устойчивому предельному циклу. Это значит, что осциллятор (3) при данном $V_{\text{рез.}}$ способен совершать автоколебания. Наличие внутри цикла неустойчивой точки *B* говорит о том, что в данном случае присутству-

ет режим мягкого самовозбуждения колебаний, то есть автоколебания, возникнут с течением времени при любых начальных условиях. Таким образом, при повышении скорости $V_{рез.}$ до значения 40 м/мин процесс резания становится неустойчивым и сопровождается самовозбуждающимися автоколебаниями.

При увеличении скорости $V_{рез.}$ до 60 м/мин точечное отображение (рис. 4д) все еще сохраняет несколько изогнутую форму, но пересекает биссектрису всего один раз и по часовой стрелке. Что означает, что фазовая траектория имеет всего одну устойчивую точку $V_{Z1} = 0$, и как заметно из диаграммы Ламерея (6-8 видимых итераций) эта точка является устойчивым фокусом со слабым притяжением. То есть при дальнейшем повышении параметра $V_{рез.}$ до величины 60 м/мин динамическая система резания возвращается в устойчивое состояние, но степень устойчивости к внешним возмущающим воздействиям (неравномерность припуска, биение шпинделя, срыв нароста) в этом случае гораздо ниже, чем при скорости 20 м/мин.

Для более компактного представления информации о свойствах исследуемой динамической системы можно совместить несколько одномерных точечных отображений для различных значений параметра $V_{рез.}$ на одном графике (рис. 4.11). Так на рисунке 4.11а показано семейство точечных отображений для значений скорости $V_{рез.}$ от 5 до 100 м/мин с шагом 5 м/мин при исходной величине коэффициента диссипации $h_{Z1} = 200$ кГ·с/м (табл. 1). На графике хорошо заметно, что осциллятор (3) при данном значении h_{Z1} допускает возникновение автоколебаний – некоторые из точечных отображений имеют сигмоидную форму и пересекают биссектрису в точках отличных от состояния покоя режущей кромки инструмента ($V_{Z1} \neq 0$). То есть динамическая система инструмента при данном значении параметра h_{Z1} частично неустойчива и ее устойчивость зависит от выбранного режима резания.

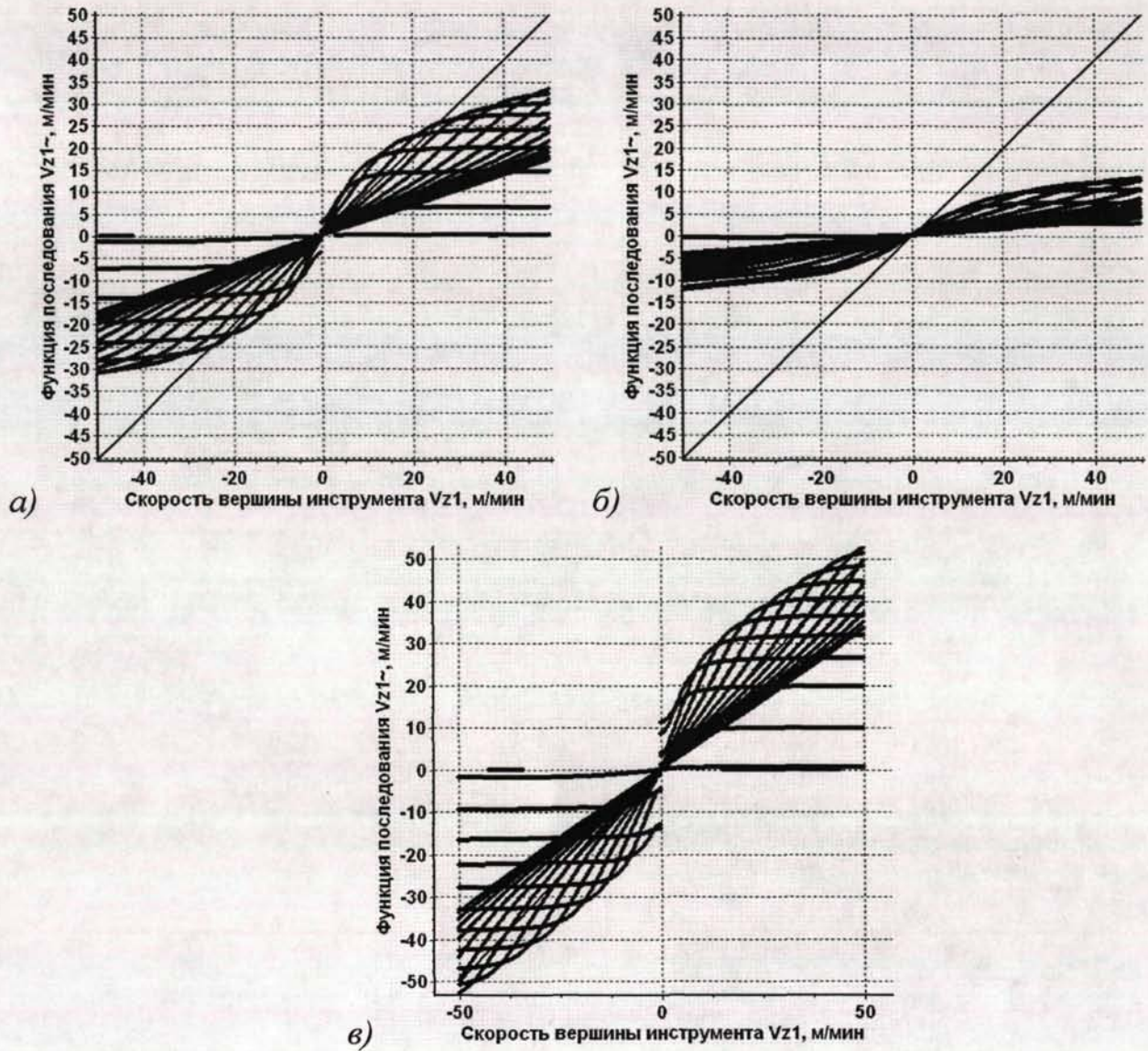


Рис. 4.11. Семейства одномерных точечных отображений нелинейного осциллятора (3) для значений скорости $V_{рез.} = 5, 10, \dots, 100$ м/мин и величин параметра h_{z1} , равных: 200 кг·с/м (а); 400 кг·с/м (б) и 100 кг·с/м (в).

Увеличим значение коэффициента диссипации h_{z1} до величины 400 кг·с/м (на практике это можно сделать, изменив конструкцию инструмента) и построим новое семейство точечных отображений для того же диапазона скоростей $V_{рез.}$, что и в первом случае (рис. 4.11б). Здесь мы наблюдаем, что все точечные отображения для всех значений $V_{рез.}$ пересекают биссектрису в одно точке – точке покоя инструмента ($V_{z1} = 0$). Таким образом динамическая система инструмента при значении параметра $h_{z1} = 400$ кг·с/м обладает

очень хорошей устойчивостью и не переходит в автоколебательный режим ни при каких режимах резания.

В третьем случае уменьшим коэффициент диссипации h_{z1} до $100 \text{ кГ}\cdot\text{с/м}$ (рис. 4.11в) и убедимся, что динамическая система инструмента при данном значении коэффициента диссипации становится малоустойчивой и примерно половина значений из исследуемого диапазона скоростей $V_{\text{рез.}}$ резания характеризуются возникновением автоколебаний.

Для дальнейшего исследования динамической системы процесса резания перейдем от упрощенной модели (3) к более развернутому виду (1). В практическом плане, с точки зрения оценки точности формообразования, более всего интересны траектория перемещения вершины инструмента в координатах y_1, z_1 и относительные перемещения инструмента и детали в координатах y_2-y_1, z_2-z_1 (рис. 4.12).

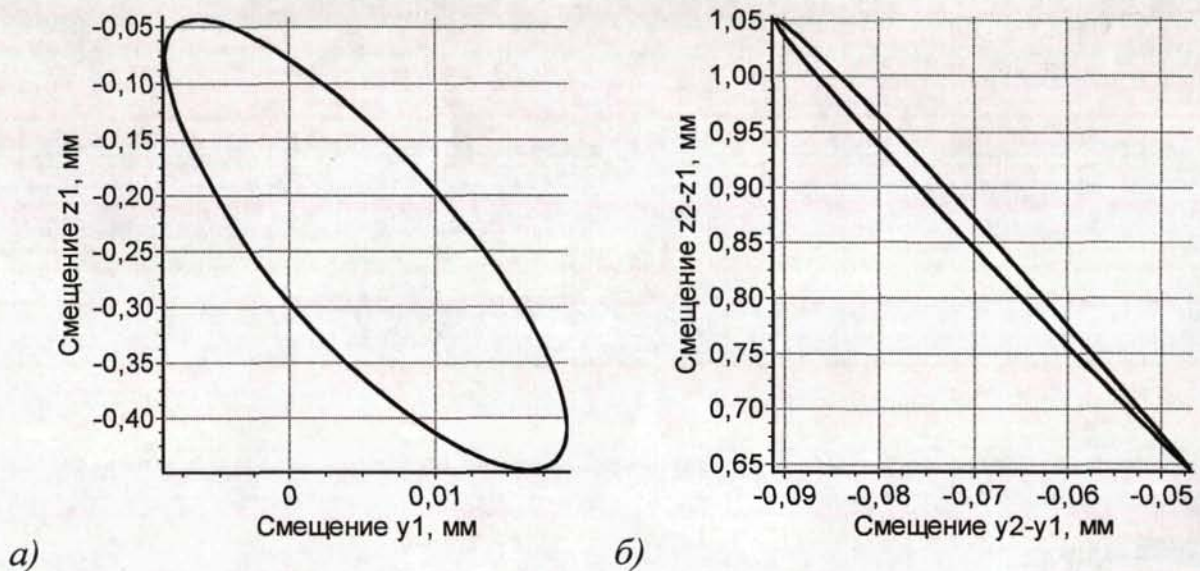


Рис. 4.12. Траектории перемещений для модели динамической системы резания (1) при скорости резания $V_{\text{рез.}} = 40 \text{ м/мин}$: траектория перемещений вершины инструмента (а) и траектория относительных перемещений инструмента и детали (б) .

На рисунке 4.12 изображены двумерные проекции фазовых траекторий динамической системы (1) для значения параметра $V_{\text{рез.}}$, равном 40 м/мин. С точки зрения механообработки /53, 71/ в данном случае динамическая система резания находится в неустойчивом состоянии, то есть совершает автоколебания. Но с точки зрения теории колебаний /67/ данная система устойчива, так как:

- а) обладает общей устойчивостью – фазовая траектория системы не убегает с течением времени в бесконечность, а локализуется в конечном объеме фазового пространства;
- б) обладает и локальной устойчивостью – небольшие внешние возмущения не изменяют форму фазовой траектории, траектория сохраняет форму предельного цикла.

Рассмотрим, возможна ли в динамической системе резания неустойчивость с математической точки зрения, другими словами возможно ли при обработке металлов точением возникновение динамического хаоса. Для этого условимся, что резание, как это достаточно часто бывает при обработке жаропрочных сталей, сопровождается образованием элементной /5/ стружки (рис. 4.13). Тогда добавим в динамическую систему (1) еще одну нелинейную функцию с разрывной правой частью. Проекция силы резания F_Z и F_Y в этом случае будут вычисляться следующим образом:

$$F_Z = F^*(t, v) \frac{\Delta y}{L_2} \text{ и } F_Y = F^*(t, v) \frac{\Delta z}{L_2}, \quad (4)$$

где $F^*(t, v)$ – сила резания при элементном стружкообразовании, значение которой с некоторой долей приближения можно вычислить следующим образом:

$$F^*(t, v) = \begin{cases} F(v), & \text{если } \{t/T_{\text{cmp}}\} < 1 - \delta \\ 0, & \text{если } \{t/T_{\text{cmp}}\} \geq 1 - \delta \end{cases},$$

где $\{ \}$ – означает дробную часть от числа; $T_{\text{стр.}} = 1 / F_{\text{стр.}}$ – период времени, за который образуется один элемент стружки; $F_{\text{стр.}}$ – частота стружкообразования; δ – относительная доля времени холостого пробега инструмента после отделения очередного элемента стружки к периоду стружкообразования $T_{\text{стр.}}$.



Рис. 4.13. График изменения силы резания при образовании элементной стружки.

Положим значение параметра δ равным 0,1 и скорость резания $V_{\text{рез.}}$ равной 40 м/мин. Зададим значение частоты стружкообразования $F_{\text{стр.}} = 58,5$ Гц и построим траектории перемещения вершины инструмента и относительных перемещений инструмента и детали (рис. 4.14а, 4.14б). На графиках видно, что перемещение вершины инструмента в данном случае уже не представляет собой правильный эллипс перемещений, как при использовании зависимостей (2) (рис. 4.12). Предельный цикл рассогласовывается, происходит удвоение его периода.

При увеличении частоты $F_{\text{стр.}}$ стружкообразования до 88,5 Гц (рис. 4.14в, 4.14г) разрушение предельного цикла продолжается – происходит утроение периода.

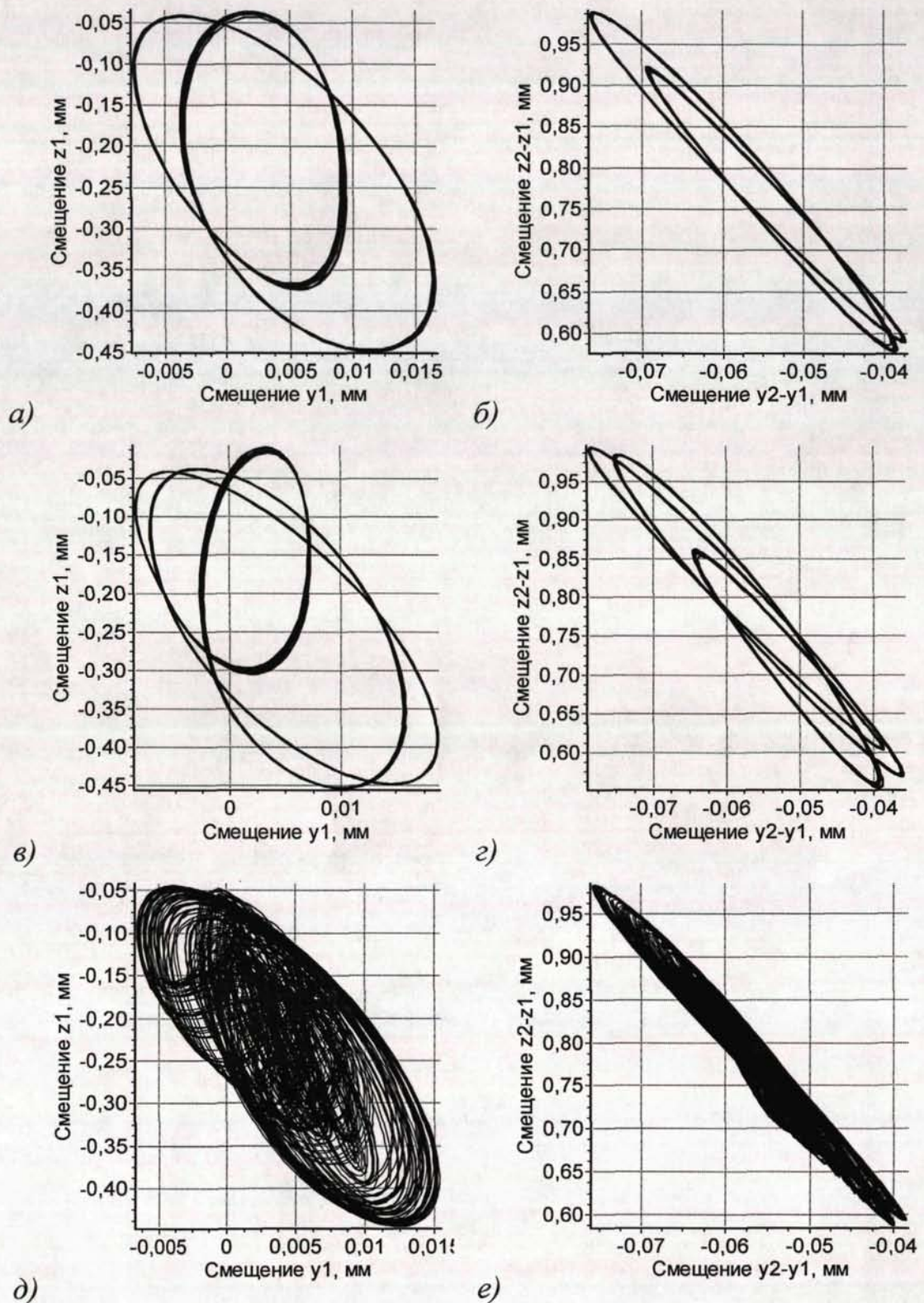


Рис. 4.14. Последовательность разрушения предельного цикла динамической системы резания и образования хаоса: а, б – резание с образованием элементной стружки и частотой отделения элементов $F_{\text{стр.}} = 58,5$ Гц (удвоение периода предельного цикла); в, г – $F_{\text{стр.}} = 88,5$ Гц (утроение периода); д, е – $F_{\text{стр.}} = 200$ Гц (хаотический аттрактор). Позиции а, в, д – перемещения вершины инструмента, позиции б, г, е – относительные перемещения инструмента и детали.

И при значении $F_{стр} = 200$ Гц (рис. 4.14д, 4.14е) предельный цикл разрушается полностью и превращается в странный (хаотический) аттрактор. Этот аттрактор характеризуется тем, что обладает общей устойчивостью, но при этом имеет локальную неустойчивость – фазовые траектории, принадлежащие этому аттрактору, подвергаются интенсивному перемешиванию, что хорошо заметно на графике. Таким образом, в данном случае динамическая система резания проявляет хаотические свойства и является неустойчивой как по Кудинову /53/, так и по Андронову /1, 67/.

Несколько слов следует сказать о наблюдаемом сценарии перехода к хаосу. Наличие удвоения периода при частоте $F_{стр.} = 58,5$ Гц (рис. 4.14а) первоначально наводит на мысль, что динамический хаос в системе возникает согласно сценарию Фейгенбаума – через каскад бифуркаций, сопровождаемых удвоениями периода. Согласно этому сценарию первая бифуркация удвоения состоит в том, что траектория при обходе вокруг цикла не попадает в исходную точку, а идет на второй оборот, после которого замыкается. После следующей бифуркации оказывается, что, совершив два оборота, траектория промахивается мимо начальной точки и замыкается только после четырех оборотов, затем после восьми оборотов и т. д. Но присутствие ситуации, когда после удвоения периода следует его утроение (рис. 4.14в), то есть увеличение относительно первоначальной величины в три раза, а не в четыре (как было бы в случае каскада бифуркаций Фейгенбаума) говорит о том, что в данном случае реализуется сценарий Рюэля-Такенса – разрушение предельного цикла.

Удостоверившись в том, что хаотическое поведение присуще исследуемой динамической системе (1) с дополнением (4), проведем более полный ее анализ. Воспользуемся методом стробоскопических отображений /96/. Для этого построим семейство проекций фазовых траекторий осциллятора (1, 4)

на плоскость координат z_1 и \dot{z}_1 для значений параметров $F_{\text{стр.}} = \text{const}$, $V_{\text{рез.}} = 5, 10, \dots, 200$ м/мин. Причем при построении будем откладывать на отображающую плоскость не все точки фазовых траекторий, а только для моментов времени $t = m \cdot T_K$, где m – целое число.

Фазовый портрет осциллятора (1, 4) в стробоскопическом сечении для значения $F_{\text{стр.}} \rightarrow 0$ (нет образования элементной стружки) приведен на рис. 4.15а, а для значений $F_{\text{стр.}} = 100, 200, 300$ и 500 м/мин – на рис. 4.16а–4.19а. На графиках видно, что при отсутствии стружкообразования фазовые траектории осциллятора (1, 4) представляют собой предельные циклы.

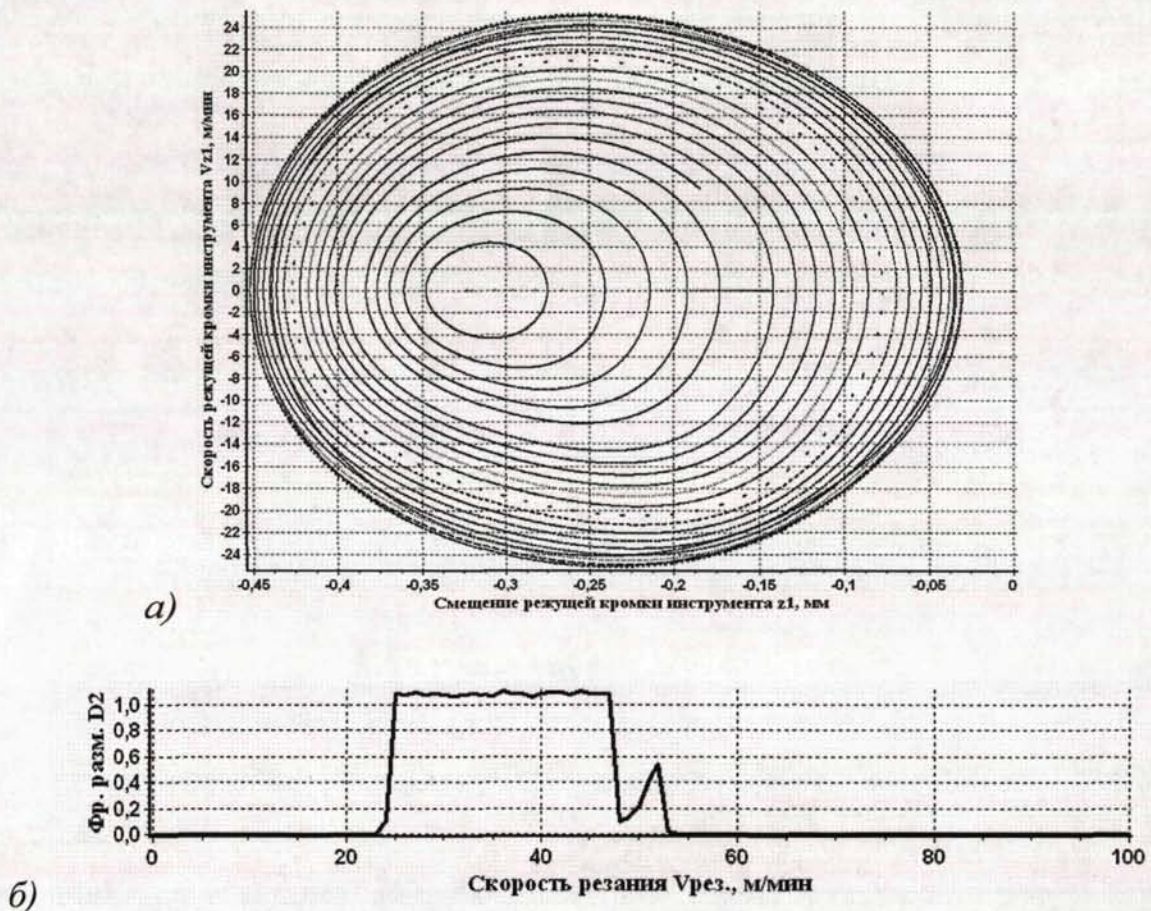
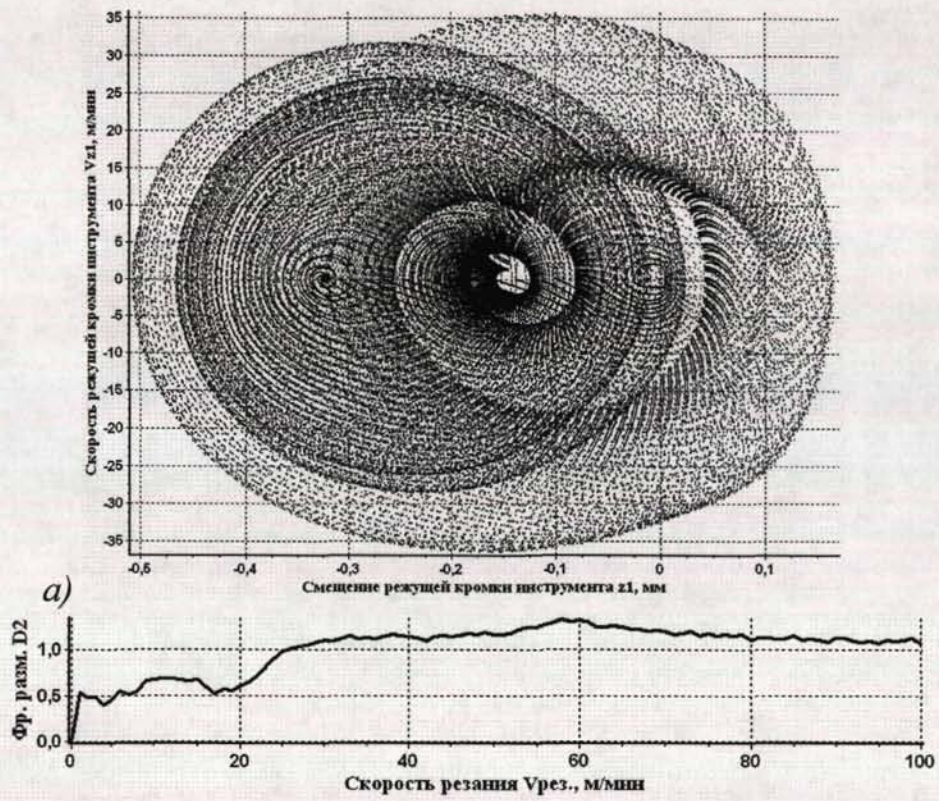
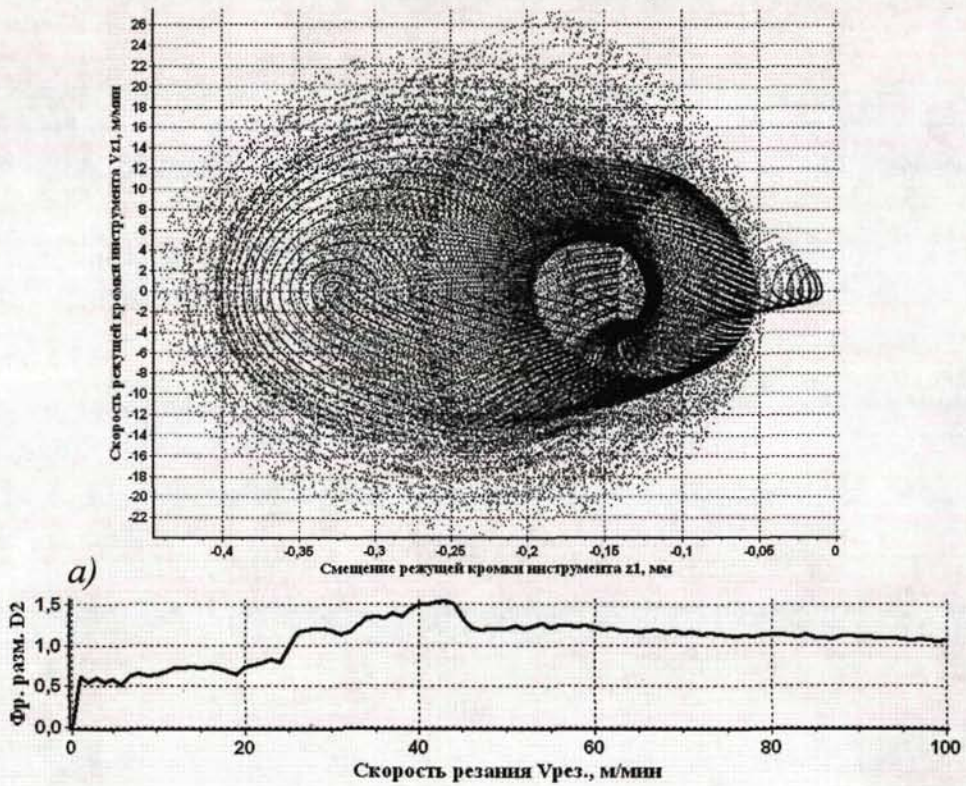


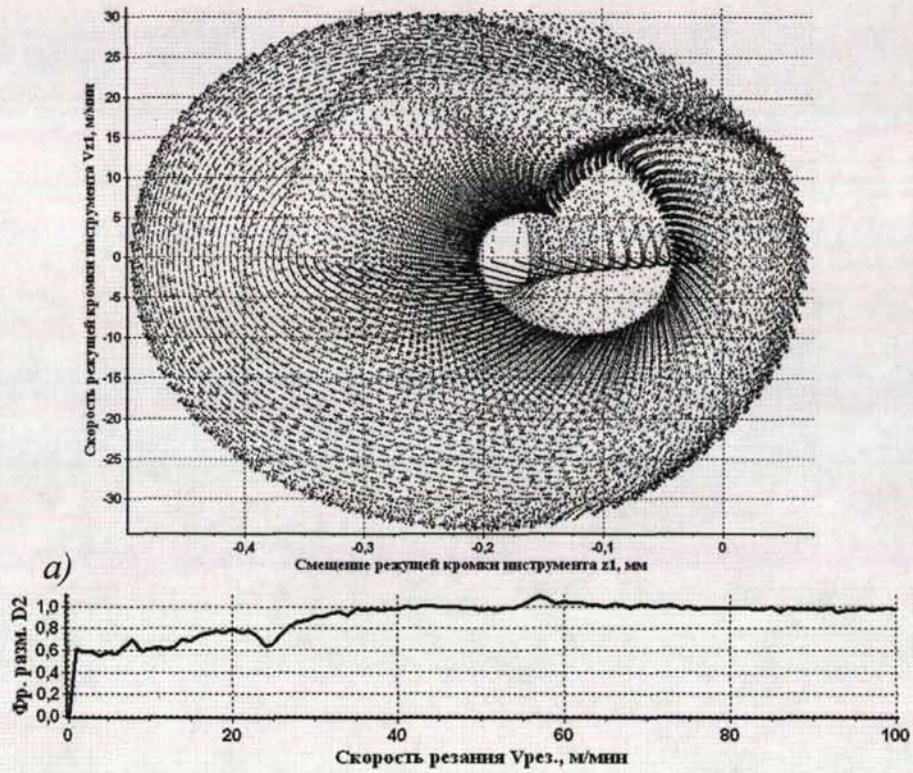
Рис. 4.15. Семейство аттракторов (а) и график зависимости корреляционной размерности D_2 от скорости $V_{\text{рез.}}$ (б) динамической системы резания (1,4) без образования элементной стружки.



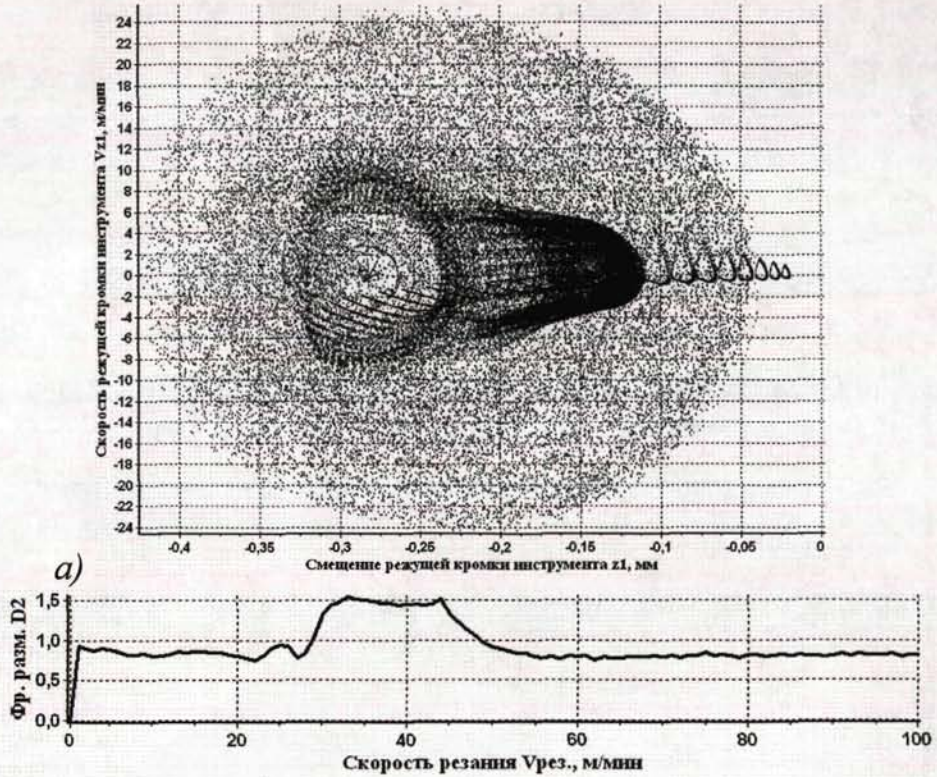
б)
Рис. 4.16. Семейство аттракторов (а) и график зависимости D_2 от $V_{рез.}$ (б) динамической системы резания с образованием элементной стружки и частотой отделения элементов $F_{стр.}=100$ Гц.



б)
Рис. 4.17. Семейство аттракторов (а) и график зависимости D_2 от $V_{рез.}$ (б) динамической системы резания с образованием элементной стружки и частотой отделения элементов $F_{стр.}=200$ Гц.



б)
Рис. 4.18. Семейство аттракторов (а) и график зависимости D_2 от $V_{рез.}$ (б) динамической системы резания с образованием элементной стружки и частотой отделения элементов $F_{стр.}=300$ Гц.



б)
Рис. 4.19. Семейство аттракторов (а) и график зависимости D_2 от $V_{рез.}$ (б) динамической системы резания с образованием элементной стружки и частотой отделения элементов $F_{стр.}=500$ Гц.

При $F_{\text{стр}} = 100$ м/мин предельные циклы уже начинают деформироваться, но динамического хаоса еще не наблюдается. И при $F_{\text{стр}} \geq 200$ м/мин динамическая система резания проявляет явные хаотические свойства.

Следует заметить, что двумерные точечные отображения (рис 4.15а – 4.19а) позволяют получить лишь наглядную картину хаоса в динамической системе резания. Количественную меру хаоса можно определить, исследовав фрактальные характеристики фазовых траекторий осциллятора (1, 4) на интересующих нас режимах резания (рис 4.15б – 4.19б). Наиболее удобным и быстрым, на наш взгляд, алгоритмом вычисления фрактальных характеристик является расчет корреляционной фрактальной размерности D_2 методом Грассберга-Прокаччиа [40, 59].

Полученная величина D_2 достаточно тесно коррелирует с хаусдорфовой фрактальной размерностью D_0 и позволяет количественно оценить топологию фазовой траектории динамической системы или, как в нашем случае, ее аттрактора. Так для аттрактора, имеющего вид устойчивой точки корреляционная размерность $0 \leq D_2 < 1$ и чем D_2 ближе к 0, тем сильнее притягивающая способность аттрактора и устойчивее (по Кудинову) процесс резания.

Для предельного цикла значение $D_2 \approx 1$ (с учетом погрешности вычисления), то есть превышение величиной D_2 порога равного 1 означает, что процесс резания динамически неустойчив и в динамической системе с течением времени, рано или поздно, возникнут автоколебания.

Для странного хаотического аттрактора $D_2 > 1$, причем, чем больше значение D_2 , тем сильнее его хаотичность (или, применительно к нашему случаю, – тем сильнее разрушен исходный предельный цикл).

Анализ графиков зависимости корреляционной размерности D_2 от скорости $V_{\text{рез}}$ резания (рис 4.15б – 4.19б) показывает, что наиболее неблагопо-

лучным с точки зрения динамической устойчивости диапазон скоростей резания является $20 \leq V_{\text{рез.}} \leq 50$ м/мин.



Рис. 4.20. График зависимости D_2 от частоты образования элементов стружки $F_{\text{стр.}}$ при значении скорости резания $V_{\text{рез.}} = 42$ м/мин.

Проведем исследование на предмет того, каким образом на устойчивость процесса резания влияет частота образования элементов стружки $F_{\text{стр.}}$ (рис. 4.20). Согласно приведенному графику процесс образования элементной стружки неоднозначно влияет на хаотичность процесса резания. И, если для большинства значений $F_{\text{стр.}}$ процесс стружкообразования является возбудителем хаоса в динамической системе, то для значения $F_{\text{стр.}} = 311,8$ Гц, равном частоте собственных колебаний инструмента, наоборот выступает стабилизирующим фактором и приводит к затуханию автоколебаний. Это же, хотя и в меньшей степени, относится к кратным гармоникам частоты собственных колебаний инструмента, например для $F_{\text{стр.}} = 623,6$ Гц (рис. 4.20).

На практике значением частоты $F_{\text{стр.}}$ стружкообразования при точении можно управлять (хотя и не в очень широких пределах) с помощью изменения глубины t резания и подачи s /40/. Поэтому для прогнозирования динамической устойчивости процесса резания на различных режимах обработки будет полезно составить двумерную карту, отражающую зависимость параметра D_2 топологической размерности аттрактора динамической системы от условий резания $V_{\text{рез.}}$ и $F_{\text{стр.}}$. Пример такой карты для определения условий

динамической устойчивости процесса резания при фрезеровании закаленной стали 40X приведен на рис. 4.21.

Таким образом, нами рассмотрены механизмы возникновения динамической неустойчивости и хаоса при резании. Согласно нашим исследованиям для возникновения динамической неустойчивости в процессе резания необходимо присутствие, как координатной связи упругой системы станка, так и нелинейной зависимости сил резания от скорости резания. Для возникновения хаоса дополнительно необходимо присутствие ударных воздействий, которые в нашей модели отображены в виде разрывных функций.

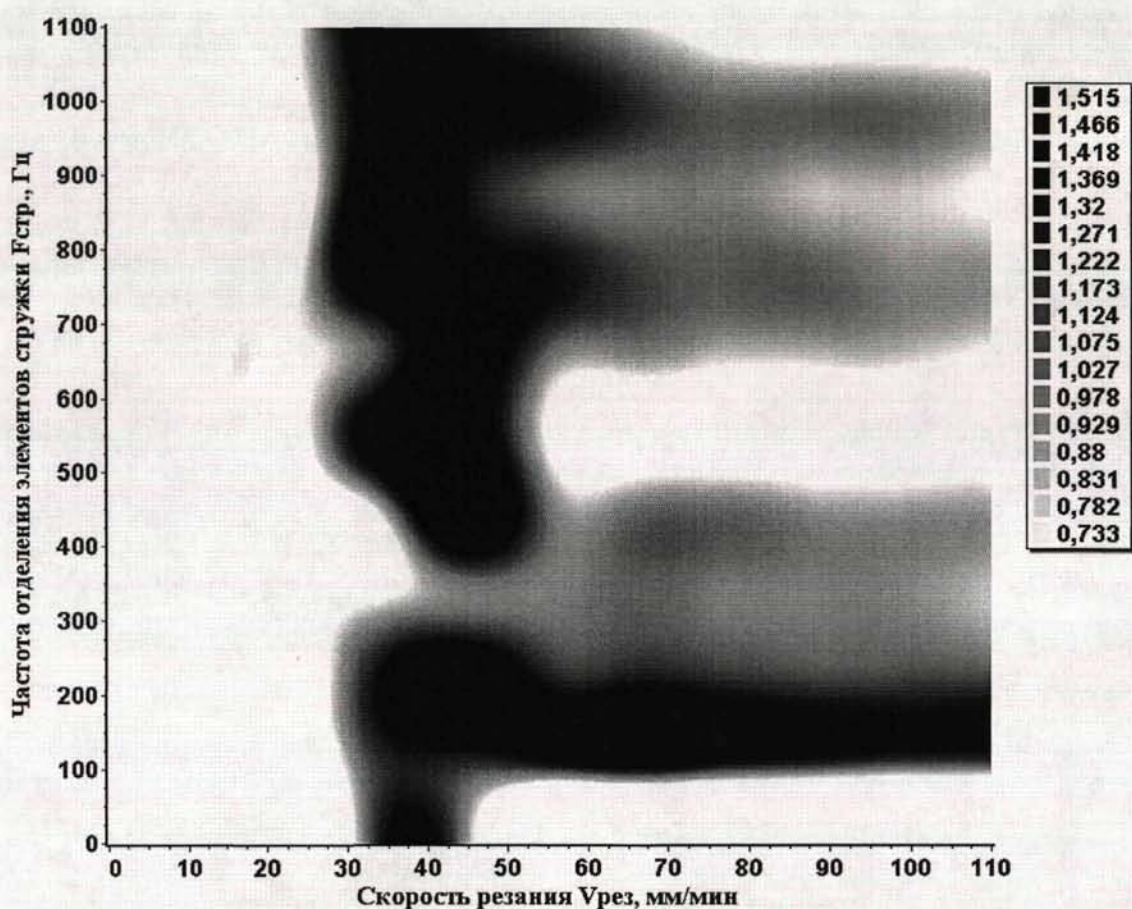


Рис. 4.21. Карта динамической устойчивости процесса резания при фрезеровании закаленной стали 40X (расчетные данные). Оттенками серого обозначена фрактальная размерность D_2 аттрактора динамической системы.

При $D_2 \geq 1$ процесс резания динамически неустойчив.

Следует отметить, что предложенная математическая модель (1, 4) описывает неавтономную динамическую систему, так как в уравнениях движения присутствует явная зависимость от времени. Введя время в качестве одной из координат фазового пространства, данную систему можно рассматривать как автономную. При таком подходе систему, описываемую четырьмя дифференциальными уравнениями второго порядка с внешним воздействием, можно рассматривать как систему с 4,5 степенями свободы. В своей работе /15/ Д. Рюэль и Ф.Тakens показали, что для появления хаотического поведения достаточно всего 1,5 степени, поэтому возникновение хаоса в нашей модели не противоречит основным постулатам нелинейной динамики.

Предложенная математическая модель динамики процесса резания позволяет моделировать условия устойчивости динамической системы при резании и определять пути повышения ее устойчивости.

Следует отметить, что образование элементной стружки является типичным случаем при точении титановых сплавов и жаропрочных сталей. Поэтому предложенная модель (1, 4) достаточно хорошо иллюстрирует механизм возникновения хаоса при обработке этих материалов.

4.3. Выводы

1. Предложена математическая модель динамики сил резания при высокоскоростном фрезеровании с использованием разрывных функций, позволяющая в полной мере отследить математическое ожидание силы резания.

2. Предложена математическая модель динамической устойчивости процесса фрезерования в виде нелинейного осциллятора с разрывными характеристиками, позволившая изучить механизмы возникновения динамической неустойчивости и детерминированного хаоса при высокоскоростном фрезеровании.

3. Установлено, что присутствие периодических импульсных возмущений силы резания, вызванных образованием суставчатой или элементной стружек, приводит автоколебательную систему резания к режиму детерминированного хаоса.

ГЛАВА 5 ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ОСНОВЕ МЕТОДОВ НЕЛИНЕЙНОЙ ДИНАМИКИ И НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ

Рассмотрены вопросы повышения качества обработанной поверхности и повышения производительности ВСО с применением предложенных средств диагностики. Предложена адаптивная система управления высокоскоростным фрезерным станком

5.1. Оптимизация траектории движения инструмента на станках с ЧПУ на основе методов нелинейной динамики

При создании управляющих программ сегодня уже практически невозможно обойтись без САМ-системы. Для снижения трудоемкости разработки оптимальных управляющих программ необходимо наделить САМ-систему элементами интеллекта.

Но зачастую даже самая функциональная САМ-система не способна самостоятельно, без вмешательства человека, сформировать оптимальную управляющую программу для станка ЧПУ. Дело в том, что практически все, существующие на данный момент, САМ-системы используют для своих расчетов только статические математические модели инструмента и детали и не учитывают динамику движения исполнительного органа станка.

В соответствии со своими встроенными алгоритмами САМ-система генерирует УП, основываясь на использовании множества методов и шаблонов обработки (обработка по границам, радиальная, по концентрическим окружностям, зигзагом вдоль заданной траектории, спиральная или произвольная обработка). Настройка алгоритма и выбор шаблона в большинстве САМ-систем производится технологом вручную на этапе проектирования детали.

При неправильной настройке САМ-системы, траектория исполнительного органа станка получается довольно запутанной, изобилующей моментами резкой смены направления движения. При отработке такой УП на станке приводы станка просто не успевают выйти на номинальную, заданную программой, скорость подачи, а на 80% времени работают в режиме разгона или торможения. Особенно это актуально для высокоскоростных металлорежущих станков, для которых номинальные скорости подач составляют 6000 мм/мин и более. Кроме того, такой «дерганый» режим перемещения исполнительного органа станка не позволяет добиться равномерного процесса удаления материала. Режущий инструмент испытывает нежелательные циклические нагрузки из-за постоянно меняющейся толщины срезаемого слоя, что приводит к его преждевременному износу.

Для оптимальной настройки алгоритма формирования УП в наиболее распространенных САМ-системах (*Unigraphics, T-Flex*) необходимо задать несколько десятков параметров. Параметры эти назначаются технологом исходя из его эвристических знаний, и не всегда удачно. До сих пор не существует научно обоснованных методик, позволяющих осуществить задачу настройки САМ-систем для формирования оптимальной УП для конкретной модели станка с конкретными динамическими свойствами.

Между тем, такая методика может быть разработана на базе алгоритмов нелинейной динамики /35/. Для этого строится фазовое пространство динамической системы станка, включающее в себя следующие степени свободы:

координаты исполнительного органа станка (X, Y, Z и т.д.);

координатные скорости ($\dot{X}, \dot{Y}, \dot{Z}$ и т.д.);

ускорений координатных перемещений ($\ddot{X}, \ddot{Y}, \ddot{Z}$ и т.д.);

объем материала, снимаемого за единицу времени V .

В полученном фазовом пространстве моделируется поведение динамической системы станка в соответствии с заданной управляющей программой ЧПУ и строится аттрактор.

Далее этот аттрактор анализируется методами нелинейной динамики. Для него вычисляются критерии хаотичности (такие как энтропия Шеннона, фрактальные показатели, коэффициенты Ляпунова) и скорость перемешивания траектории.

Цель настройки САМ-системы – получение наименее хаотичного аттрактора, минимизировав при этом время изготовления детали.

Безусловным преимуществом современных компьютерных САД/САМ технологий является то, что для диагностики качества УП вовсе не обязательно производить натурные эксперименты на станках (рис. 5.1а). Достаточно провести компьютерное моделирование процесса обработки детали (рис. 5.1б).

Более того, проверка на станке не всегда позволяет достоверно оценить качество испытываемой управляющей программы. Дело в том, что параметры физических процессов, происходящих непосредственно в зоне резания, в большинстве своем, недоступны для прямого измерения, поэтому диагностику процессов механической обработки проводят по результатам косвенных замеров.

Для осуществления бесконтактной диагностики процессов механообработки наиболее часто используют косвенные измерения на основе регистрации термо-ЭДС или ВАЭ; возникающих в зоне резания. Причем вибродиагностике в последнее время отдается явное предпочтение по причине легкости встраивания вибродатчиков в технологическое оборудование. Однако при использовании косвенных измерений неизбежно возникают погрешности. Так, согласно нашим исследованиям, для токарной обработки при измерении виброакустической эмиссии датчиками, закрепленные на корпусе ре-

жущего инструмента (токарного резца) в 40 мм от зоны резания соотношение сигнал/шум составляет 12 дБ (4 к 1). После неизбежной цифровой фильтрации сигнала с датчиков относительная погрешность определения виброскоростей и виброускорений составляет 10-15%.

При фрезерной обработке возникает ещё ряд проблем. Из-за технологических особенностей процесса фрезерования самыми удобными точками для крепления вибродатчиков являются либо сама деталь, либо стол, на котором деталь закреплена. Расстояние между датчиками и зоной резания в этом случае достаточно велико и, кроме того, динамически изменяется в соответствии перемещениями режущего инструмента. Соотношение сигнал/шум в вибросигнале при фрезерной обработке снижается до 0 дБ (1 к 1), а относительная погрешность определения виброскоростей и виброускорений может достигать 35%.

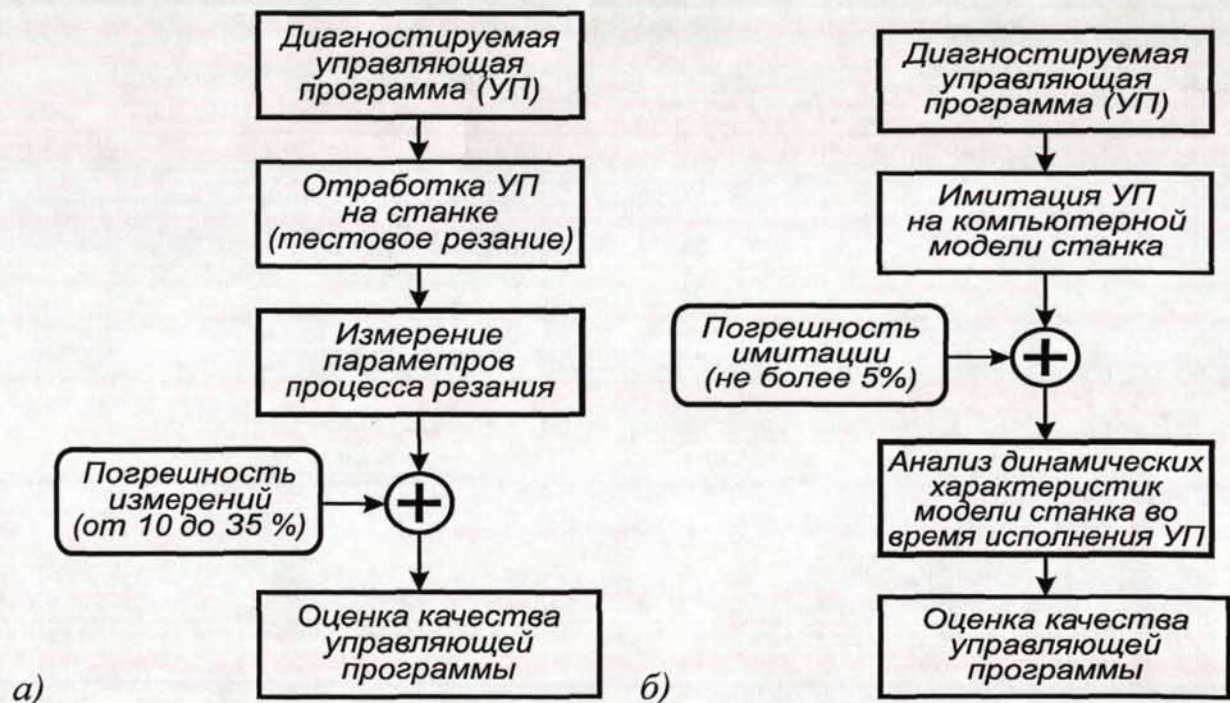


Рис. 5.1. Алгоритм диагностики качества управляющей программы ЧПУ, сгенерированной САМ-системой: с помощью тестового резания на станке (а); с помощью компьютерной имитации (б)

При использовании компьютерного моделирования процессов механической обработки возникают погрешности другого рода. Как правило, компьютерные модели строятся для «идеализированных» станков, характеристики которых строго совпадают с паспортными данными данной модели станка. При этом не учитываются систематические погрешности изготовления отдельных узлов и их взаимного расположения с учетом их износа в процессе эксплуатации и случайные погрешности в следствии неравномерности свойств материала заготовки, инструмента и т.д. Однако данные погрешности регламентированы международным стандартом качества ISO 230 и для исправного металлообрабатывающего оборудования относительные их значения не должны превышать 5%.

Для компьютерной имитации процессов механообработки могут применяться специализированные программные пакеты, например виртуальный производственный комплекс *Vericut* компании *CGTech*, США.

Vericut использует в качестве входной информации управляющую программу для станка с ЧПУ и выполняет реалистичную имитацию процесса обработки. Процесс работы проверяемой УП можно наблюдать на экране монитора компьютера. Виртуальный станок будет работать так же, как если бы он находился в цехе. Возможные столкновения инструмента с оснасткой, «зарезания» заготовки или «недобег» инструмента – все ошибки будут визуально отображены цветом и запротоколированы в файлах результатов с указанием кадра ошибки и текущего инструмента. Также фиксируются время работы каждого инструмента и общее время работы программы.

Пакет *Vericut* содержит библиотеку из нескольких десятков уже готовых трехмерных моделей станков. Можно создавать собственные описания станков или редактировать имеющиеся.

Проиллюстрируем данный подход на примере изготовления детали пунсона (рис. 5.2). Деталь имеет габаритные размеры 700×600×200 мм и изготавливается на фрезерном станке /19/.

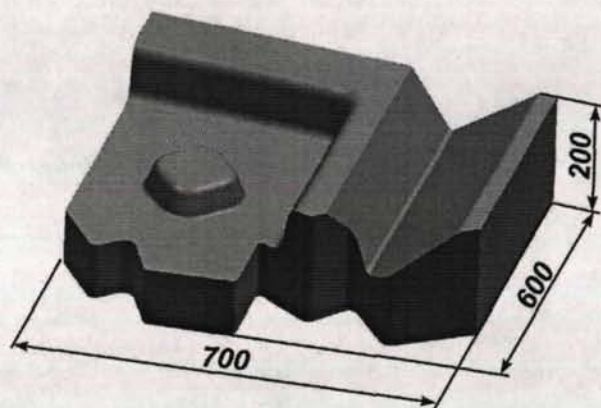


Рис. 5.2. Деталь пунсона

Составим для данной детали два варианта управляющей программы, используя два разных шаблона формирования траектории движения режущего инструмента. Например, в первом случае применим метод резания *зиг-заг* (zig-zag), а во втором – *резание по спирали вдоль наружной границы* (follow periphery) /109/.

Для исследования используем пакет конструктора и технолога ЧПУ *Manufacturing Bundle*, входящий в состав CAD/CAM-системы *Unigraphics*. Скорость подачи для операций черновой обработки назначим равной 2500 мм/мин, а для получистовых и финишных операций – 4000 и 6000 мм/мин соответственно. Для имитации процесса отработки управляющей программы на станке применим пакет *Vericut* версии 5.2.

При использовании шаблона *зиг-заг* система *Unigraphics* генерирует УП, общая длина перемещений инструмента которой составляет 2016,9 метра с учетом петель на изломах траектории. Промоделируем на компьютере процесс изготовления детали с учетом реальных динамических характеристик станка ИС800ПМФ4 /15, 16/ и построим фазовую траекторию в координатах $X, Y, Z, \dot{X}, \dot{Y}, \dot{Z}, \ddot{X}, \ddot{Y}, \ddot{Z}$ и V .

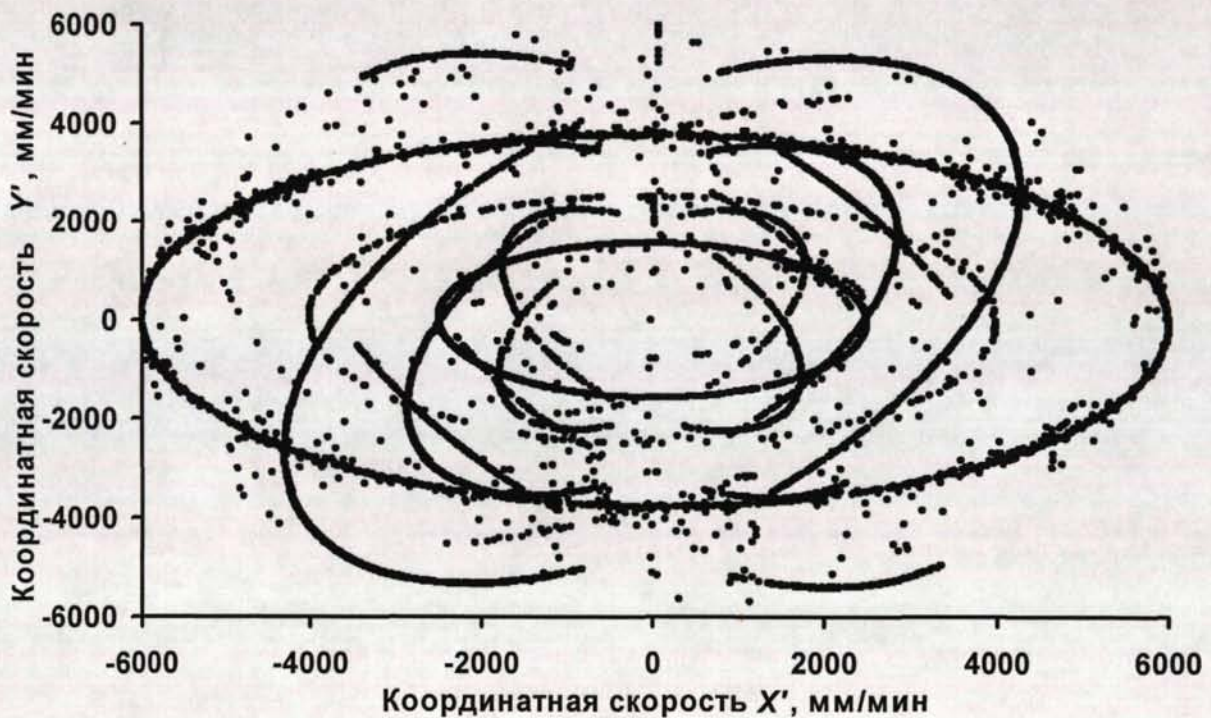


Рис. 5.3. График координатных скоростей \dot{X} и \dot{Y} движения режущего инструмента при изготовлении детали пуансона с использованием метода резания «зигзаг»

Анализ данной фазовой траектории показал, что ее старший показатель Ляпунова положителен: $\lambda_1 = 0,186$. То есть последовательность движений, задаваемая данным вариантом УП, характеризуется некоторой степенью неупорядоченности, выраженной в перемешивании фазовой траектории в фазовом пространстве. Факт перемешивания фазовой траектории хорошо заметен при проецировании фазового пространства на плоскость координатных скоростей \dot{X} и \dot{Y} (рис. 5.3).

Следствием такого неупорядоченности траектории движения в процессе изготовления детали является нестабильная динамика станка, что хорошо видно на проекции фазового пространства в плоскость координатных ускорений \ddot{X} и \ddot{Y} (рис. 5.4).

График показывает, что достаточно большая часть точек фазовой траектории расположена в области высоких координатных ускорений и прибли-

жаются к предельно допустимым для станка ИС800ПМФ4 значениям

$$\ddot{X}_{\max} = \ddot{Y}_{\max} = 8 \text{ м/с}^2.$$

Расчетное время изготовления детали на станке (по результатам компьютерного моделирования) при использовании метода резания *зигзаг* составило 393,5 минуты.

Теперь рассмотрим другой вариант формирования траектории движения режущего инструмента – *резание по спирали вдоль наружной границы*. При использовании данного шаблона CAD/CAM-система Unigraphics генерирует управляющую программу, общая длина перемещений инструмента которой составляет 2089,2 метра, что на 3,6% больше чем при использовании шаблона *зигзаг*. Но при моделировании процесса обработки на компьютере расчетное время изготовления составило 369,1 минуты, то есть выигрыш во времени по сравнению с *зигзагом* составил почти 0,5 часа.

Рассмотрим каким образом такой выигрыш достигается. Построим фазовую траекторию процесса изготовления детали в соответствии с новой УП, и рассчитаем показатель Ляпунова, который в этом случае тоже положительный, но гораздо меньший по модулю: $\lambda_1 = 0,054$. То есть траектория движения исполнительного органа станка в этом случае более упорядочена. Проектирование фазового пространства на плоскость координатных скоростей \dot{X} и \dot{Y} визуально подтверждает меньшую степень перемешивания фазовой траектории (рис. 5.5).

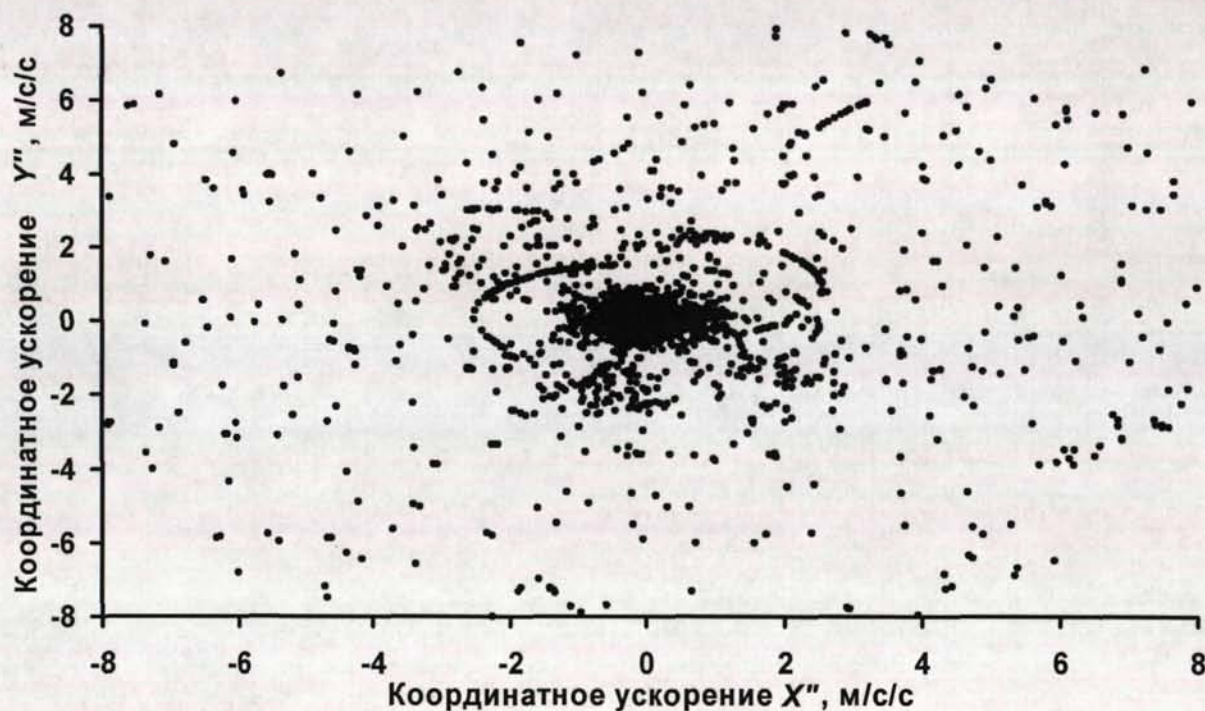


Рис. 5.4. График координатных ускорений \ddot{X} и \ddot{Y} движения режущего инструмента при изготовлении детали пуансона с использованием метода резания «зигзаг»

При исследовании фазового пространства в координатах ускорений \ddot{X} и \ddot{Y} (рис. 5.6) мы наблюдаем, что в данной проекции точки фазовой траектории расположены более компактно и практически не попадают в области высоких координатных ускорений. Это означает, что скоростной режим движения инструмента, задаваемый этим вариантом УП более ровный и интерполатору ЧПУ приходится делать меньше циклов разгона и торможения. Именно сокращение во втором варианте УП числа избыточных участков разгона и торможения формообразующего органа станка позволяет получить уменьшение времени обработки на 24,4 минуты при увеличении общей длины перемещений на 73,7 метра.

Следует заметить, что с точки САМ-системы оптимальным будет признан первый вариант УП (резание «зигзагом»), так как он минимизирует общую длину перемещений инструмента. Тогда как с точки зрения производст-

ва оптимальным является второй вариант (резание «по спирали»), так как в этом случае минимизируется количество участков разгона и торможения приводов станка и, как следствие, уменьшается время изготовления детали.

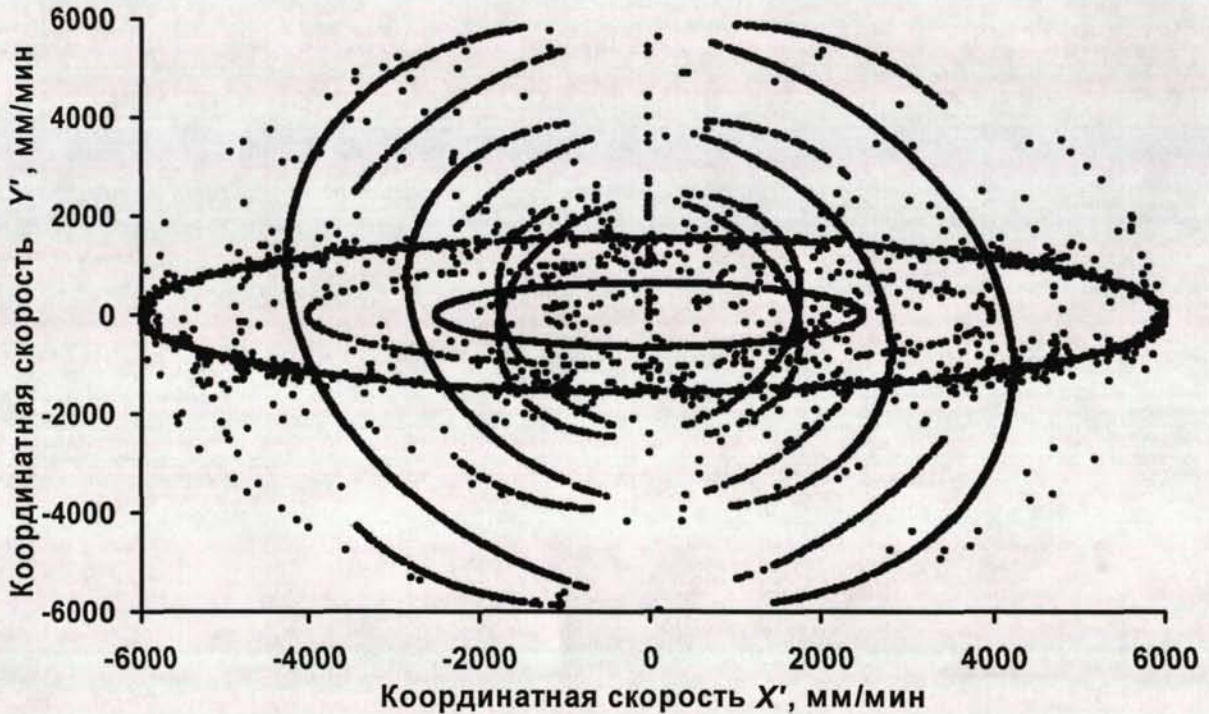


Рис. 5.5. График координатных скоростей \dot{X} и \dot{Y} движения режущего инструмента при изготовлении детали пуансона с использованием метода резания «по спирали»

Наиболее ощутимый результат применение методов нелинейной динамики дает при изготовлении деталей летательных аппаратов методом плоского высокоскоростного фрезерования. Для изготовления типичной авиационной детали типа нервюра, шпангоут или лонжерон следует выполнить ряд операций по формированию комбинации «карманов», отверстий и ребер. Эти технологические элементы расположены по поверхности детали в соответствии с расчетной силовой схемой, причем достаточно нерегулярно. От того, в какой последовательности будет происходить обработка «карманов» и от того, насколько менее путанной будет траектория движения инструмента, напрямую зависит оптимальность обработки.

Задача выбора оптимальной траектории движения фрезы в данном случае во многом схожа с проблемой выбора оптимального маршрута в известной «задаче коммивояжера» и является NP-полной. Поэтому для приближенного решения этой задачи следует использовать хорошо зарекомендовавшую себя в решении подобного класса задач нейронную сеть Хопфилда, обучаемую по алгоритму Хебба [92].

Изложенная выше модель была опробована в вычислительном эксперименте. Нейронной сети удавалось находить близкие к оптимальным решения в 86 случаях из 100. Причем в случае успеха, предложенный нейронной сетью, вариант траектории движения инструмента давал от 7 до 15% выигрыша по времени обработки. Следует отметить, что именно использование в обучении нейросети методов нелинейной динамики позволяет добиться таких стабильно хороших результатов.

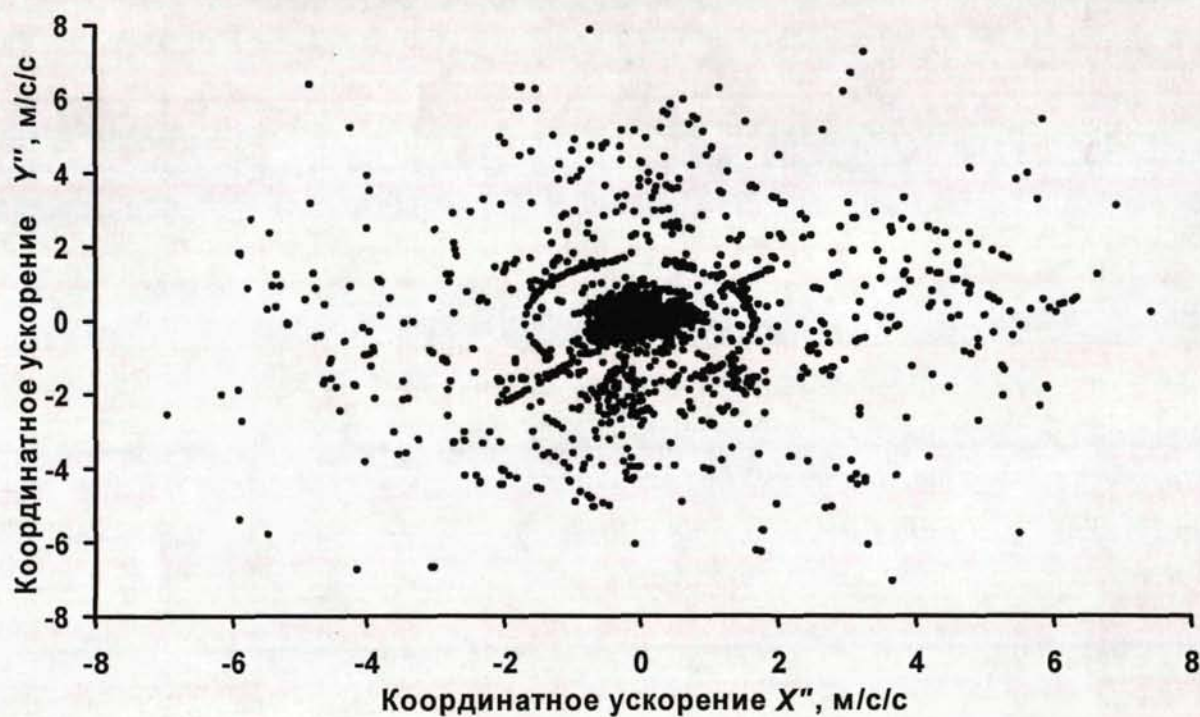


Рис. 5.6. График координатных ускорений \ddot{X} и \ddot{Y} движения режущего инструмента при изготовлении детали пуансона с использованием метода резания «по спирали»

Помимо расчета наилучшей траектории движения инструмента еще одной важной областью применения методов нелинейной динамики является оптимизация значений рабочих подач и скоростей вращения шпинделя.

Например, эффективный алгоритм назначения оптимального значения подачи для каждого участка УП можно построить, на основе метода реконструкции уравнений динамической системы станка.

Для этого представим значения координатных скоростей \dot{X} , \dot{Y} и \dot{Z} , задаваемых УП станка в виде временных рядов и рассмотрим каждый такой ряд в отдельности (рис. 5.7а). Для каждого ряда реконструируем математическую модель динамической системы соответствующего привода станка в виде системы эволюционных дифференциальных уравнений.

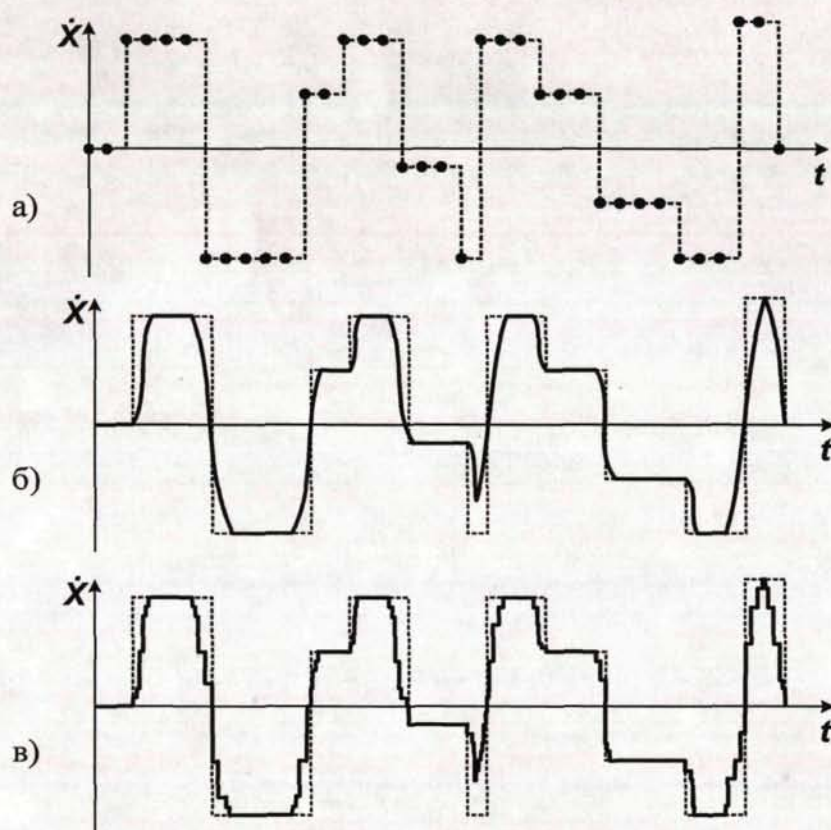


Рис. 5.7. Координатная скорость по оси X: временной ряд значений, задаваемых исходной УП (а); после сглаживания путем реконструкции уравнений динамической системы станка (б); после оптимизации УП путем разделение координатных перемещений на ряд меньших сегментов и последующего сглаживания (в)

Воспользовавшись данной моделью, рассчитаем оптимальную динамику изменения координатной скорости для каждого участка смены направления движения инструмента с учетом ограничения на предельно допустимую величину координатного ускорения (рис. 5.7б). Другими словами произведем нелинейное сглаживание функции \dot{X} для исключения случаев превышения ее производной \ddot{X} определенного уровня ($|\ddot{X}| \leq \ddot{X}_{\max}$). Затем произведем изменение управляющей программы для ЧПУ таким образом, чтобы диаграмма координатной скорости, задаваемой УП, максимально соответствовала по форме сглаженной функции. Для этого при необходимости произведем разделение координатных движение на ряд меньших сегментов (рис. 5.7в). Зная оптимизированные значения координатных скоростей $\dot{X}, \dot{Y}, \dot{Z}$ и закон интерполяции перемещений исполнительного органа станка в каждом сегменте, произведем расчет наилучшей скорости подачи для данного сегмента пути.

Таким образом, для достижения хороших результатов при работе с САМ-системами следует дополнить процесс формирования управляющей программы ЧПУ следующими процедурами:

- оценка хаотичности УП методами нелинейной динамики;
- нейронносетевая оптимизация траектории движения инструмента;
- оптимизации скорости подачи путем реконструкции уравнений динамической системы станка.

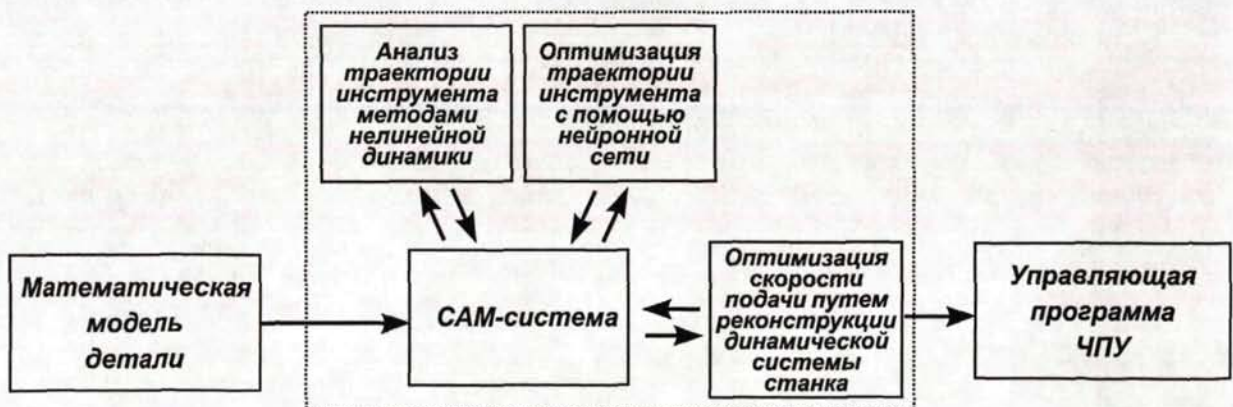


Рис. 5.8. Схема процесса формирования и оптимизации управляющей программы ЧПУ с учетом динамических характеристик станка

Эти процедуры можно оформить в виде программных модулей встраиваемых в САМ-систему (рис. 5.8). Алгоритм взаимодействия данных программных модулей с ядром САМ-системы можно представить в виде блок-схемы, изображенной на рис. 5.9.

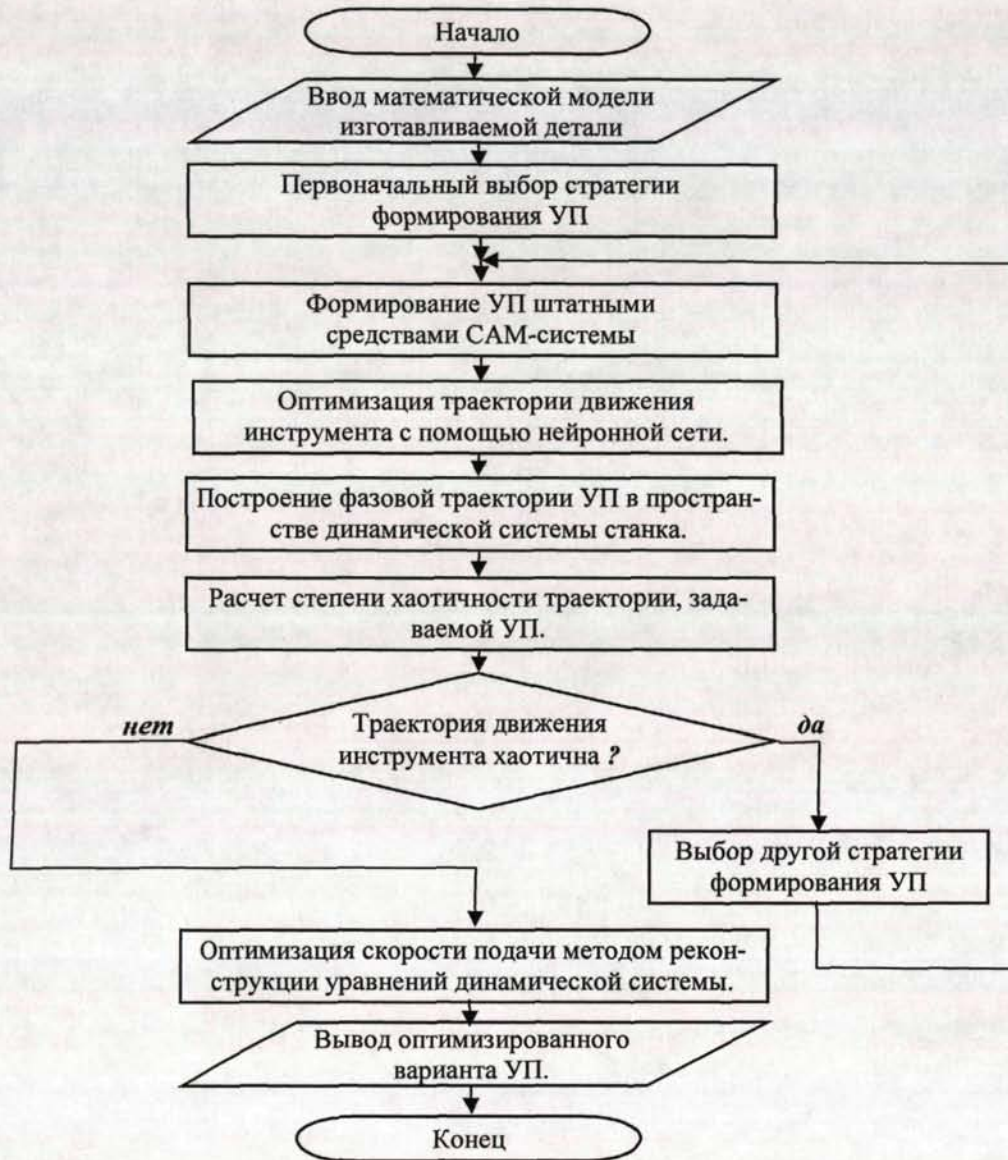


Рис. 5.9. Алгоритм формирования и оптимизации управляющей программы ЧПУ с использованием методов нелинейной динамики.

Предлагаемый алгоритм позволяет более эффективно решать задачу увеличения производительности высокоскоростного фрезерования, чем, например, сплайн-интерполяция. Применение сплайнов позволяет сгладить

лишь определенную категорию изгибов траектории, заданной в управляющей программе станка. Докажем это на примере.

Рассмотрим траекторию движения инструмента, последовательно проходящую через точки 1, 2 и 3 (см. рис. 5.10). Без использования сплайнов мы получим траекторию, состоящую из двух смежных линейных сегментов. Нетрудно заметить, что в этом случае для исключения погрешностей траектории в точке 2 необходимо в конце сегмента 1–2 произвести торможение, а затем в начале сегмента 2–3 разгон до прежнего значения $V_{зад}$ скорости подачи. Время торможения составит $t_{торм} = V_{под} / a_{max}$, где a_{max} – максимальное ускорение перемещений рабочих органов. Время разгона равно времени торможения, так как эти процессы симметричны $t_{разг} = t_{торм} = V_{под} / a_{max}$. Отсюда общее время прохождения изгиба траектории составит:

$$t_{торм-разг} = t_{торм} + t_{разг} = 2V_{под} / a_{max}, \quad (1)$$

$t_{торм-разг}$ Значение не зависит от угла φ , под которым сопрягаются участки траектории 1–2 и 2–3.

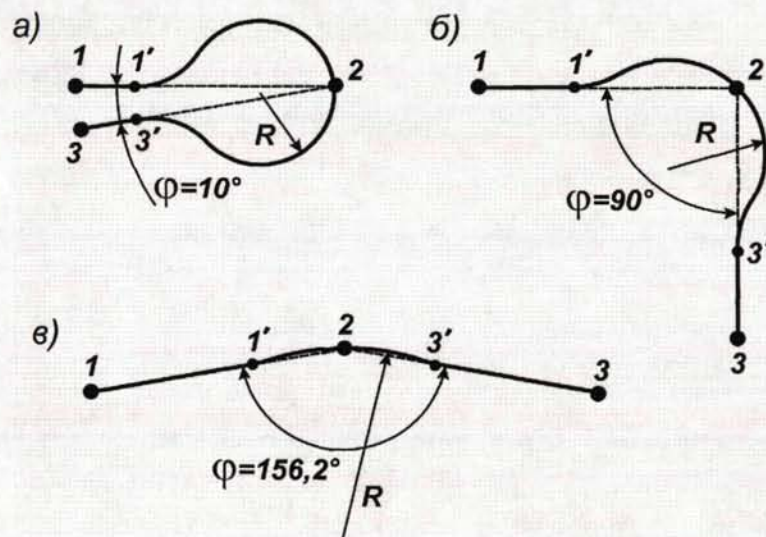


Рис. 5.10. Примеры сглаживания изгибов траектории с помощью сплайнов

Теперь используем для сглаживания изгиба траектории сплайны. Для того, чтобы уменьшить погрешности траектории сформируем сплайны так,

чтобы они проходили через все три точки – 1, 2 и 3 (на рис. 5.10 показаны сплошной линией). Теперь вместо изгиба в точке 2 мы имеем участок траектории в виде галтели с радиусом R , начинающийся в точке 1' и заканчивающийся в точке 3'. Контурная скорость движения инструмента на участке 1'–2–3' в силу возникающих центробежных сил ограничена выражением $V_{галт} \leq \sqrt{a_{max} R}$. Поэтому для корректного прохождения траектории необходимо в конце участка 1–1' совершить торможение от скорости $V_{зад}$ до скорости $V_{галт}$, а в начале участка 3'–3 произвести разгон в обратном порядке. Время торможения будет равно времени разгона и будет равным величине:

$$t_{торм} = t_{разг} = \frac{(V_{зад} - \sqrt{a_{max} R})}{a_{max}} \quad (2)$$

Длина L галтелеобразного участка 1'–2–3' напрямую зависит от угла α и при $\varphi \rightarrow 0$ длина $L \rightarrow (2\pi - 2\varphi)R$. Время прохождения галтели составит:

$$t_{галт} \approx \frac{(2\pi - 2\varphi)R}{\sqrt{a_{max} R}} = \frac{2(\pi - \varphi)\sqrt{R}}{\sqrt{a_{max}}} \quad (3)$$

Общее время прохождения исполнительным органом станка траектории по сплайну вычислим по формуле $t_{сплайн} = t_{торм} + t_{галт} + t_{разг}$:

$$t_{сплайн} \approx 2 \frac{(V_{зад} - \sqrt{a_{max} R})}{a_{max}} + \frac{2(\pi - \varphi)\sqrt{R}}{\sqrt{a_{max}}} = \frac{2V_{зад}}{a_{max}} + \frac{2\sqrt{R}}{\sqrt{a_{max}}} (\pi - \varphi - 1) \quad (4)$$

Анализ выражений показывает, что разность значений времени $t_{торм-разг}$ прохождения траектории без применения сплайна и времени $t_{сплайн}$ с применением сплайн-скругления на изломе траектории составит:

$$t_{сплайн} - t_{разг-торм} = \frac{2\sqrt{R}}{\sqrt{a_{max}}} (\pi - \varphi - 1) \quad (5)$$

Следовательно, эффективность применения сплайна при сглаживании изгиба траектории зависит от угла φ , под которым сопрягаются образующие изгиб участка траектории. Если угол φ острый, то выражение $(\pi - \varphi - 1)$ положительно. Использование сплайна в этом случае не даёт выигрыша в производительности, а только замедляет скорость обработки. Если же угол φ тупой и $(\pi - \varphi - 1) < 0$, то применение сплайн-интерполяции имеет смысл, так как время $t_{\text{проход}}^{\text{сплайн}}$ прохождения траектории по сплайну меньше времени $t_{\text{проход}}^{\text{излом}}$ прохождения излома с торможением и разгоном.

Проведя более точные расчеты, с применением компьютерного моделирования процесса высокоскоростного фрезерования ($V_{\text{ша}} = 10000$ мм/мин и $a_{\text{max}} = 8$ м/с²), найдем диапазон угловых значений φ , при которых применение сплайнов оправдано. Этот диапазон составляет достаточно узкий интервал $156,2^\circ < \varphi < 180^\circ$. Следовательно, сплайнами можно сгладить далеко не все изгибы траектории движения исполнительного органа станка.

Таким образом, само по себе применение сплайн-интерполяции не позволяет полностью решить проблему неравномерного движения инструмента в процессе высокоскоростного резания, а решает ее только частично. Более эффективным решением этой задачи будет устранение глобальной хаотичности траектории инструмента путем оптимизации управляющей программы станка методами нелинейной динамики. И уже потом, для устранения остаточной локальной хаотичности, может быть использована процедура сглаживания с использованием сплайн-интерполяции.



Рис. 5.11. График зависимости времени прохождения двух смежных линейных сегментов траектории: со сплайн-скруглением (сплошная линия) и с торможением-разгоном на изломе (пунктир).

Данный алгоритм оптимизации управляющих программ ЧПУ для высокоскоростной фрезерной обработки был реализован в виде аппаратно-программного модуля. Программная часть была выполнена на языке C++ с использованием набора функций UG/Open API для CAD/CAM системы Unigraphics NX. Все используемые в расчетах нейронные сети были выполнены аппаратно с помощью встраиваемого в персональную ЭВМ аппаратного нейроускорителя МЦ4.01 производства НТЦ «Модуль» /68, 69, 3/. Нейроплата МЦ4.01 содержит два специализированных 64-разрядных нейропроцессора Л1879ВМ1 и позволяет производить нейровычисления намного эффективнее, чем программная эмуляция нейронных сетей средствами штатного процессора персональной ЭВМ.

5.2. Динамический паспорт станка для операций высокоскоростного фрезерования

Основной причиной потери устойчивости процесса резания при высокоскоростном фрезеровании является возникновение резонансных явлений

на одной из собственных частот динамической системы резания. Механизм возникновения резонанса заключается в следующем.

Поверхность, обработанная при любом обороте фрезы, имеет незначительную волнистость вследствие прерывистого характера резания. При каждом последующем обороте фрезы происходит резание «по следу», то есть частота врезаний лезвий фрезы в обрабатываемую поверхность накладывается на волнистость, оставшуюся от предыдущего оборота фрезы. Если колебания фрезы совпадают по фазе с волнистостью поверхности, то наступает резонанс – лавинообразное нарастание амплитуды автоколебаний. Динамическая система резания теряет устойчивость. При больших скоростях резания, свойственных высокоскоростному фрезерованию процесс потери устойчивости приводит не только к ухудшению качества обработанной поверхности, но и к очень скорому выходу из строя шпинделя станка. Например, по данным американской станкостроительной компании «Cincinnati Machine» /28/ при неправильно заданной частоте вращения резонансные явления могут полностью привести в негодность высокоскоростной шпиндель всего за три часа. При надежном контроле за устойчивостью процесса резания высококачественный шпиндель, используемый для высокоскоростного фрезерования, может прослужить от 3 до 5 лет. А ведь отказ шпинделя – одна из самых серьезных поломок высокоскоростных металлорежущих станков, требующая длительного и дорогостоящего ремонта /104/.

Для избежания неустойчивого резания необходимо найти оптимальную область частот вращения шпинделя, при которых резонанс будет отсутствовать.

Таким образом, если при обычной обработке фрезерованием любого материала накладываются всего два общеизвестных ограничения:

- ограничение, накладываемое инструментом,
- ограничение, накладываемое станком,

то, при высокоскоростной обработке добавляется третье ограничение – ограничение, накладываемое динамической системой резания.

Ограничения по эксплуатационным свойствам станка и инструмента определяются и вносятся в паспорт станка или инструмента на заводе изготовителе. Численные значения ограничений, накладываемых динамической системой резания, можно оценить только непосредственно на производстве. Это объясняется тем, что частотные характеристики не являются присущими ни шпинделю, ни станку в отдельности, а служат характеристикой всей системы «шпиндель + инструмент + заготовка». Стоит изменить любой из этих компонентов, как тут же получается другая система, для которой должны быть найдены другие оптимальные параметры резания.

Обычно оптимальные частоты вращения высокоскоростного шпинделя ищут экспериментальным путем, методом пробных подходов, для каждой операции фрезерования. Но такой способ контроля процесса устойчивости резания не является эффективным. По-видимому, более рациональной методикой является составление для каждого станка персонального динамического паспорта, исходя из которого, можно будет назначать режимы резания, обеспечивающие максимальную производительность и гарантированную устойчивость УС.

Следует заметить, что попытки составить различного рода персональные таблицы и базы данных наиболее благоприятных режимов резания для фрезерных станков делаются уже давно, но именно в авиационной промышленности и именно для высокоскоростного фрезерования алюминиевых и титановых сплавов сама метод персональной паспортизации станков является наиболее перспективным. Дело в том, что для изготовления деталей авиационной техники используют заготовки в виде плит приблизительно схожей формы, жесткость которых не сильно отличается друг от друга. С другой стороны номенклатура инструментов, применяемых при высокоскоростной

обработке, достаточно ограничена. Сама специфика высокоскоростного фрезерования накладывает ограничения на форму и материал инструмента. Таким образом, остается не очень большое количество вариантов состава системы «шпиндель + инструмент + заготовка», для которых следует выявить динамические характеристики и занести их в паспорт.

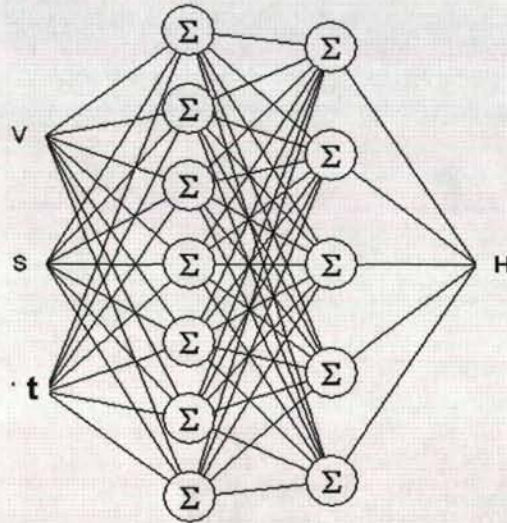


Рис. 5.12. Пример использования двухслойной нейронной сети для формирования динамического паспорта станка. Входные параметры сети: V – скорость резания; S – подача; t – глубина резания. Выход сети: H – информационная энтропия аттрактора (используется в качестве критерия устойчивости динамической системы резания)

Кроме того, саму процедуру паспортизации динамических свойств станков не обязательно осуществлять вручную, можно применять различные автоматизированные методы.

Например, эффективная экспресс-методика составления динамического паспорта станка достаточно успешно может быть реализована на базе алгоритмов нелинейной динамики с построением модели динамической системы резания по временной реализации выходных параметров этой системы. В качестве выходных параметров системы могут выступать сигналы, зафиксированные разнообразными датчиками, укрепленными в непосредственной близости от зоны резания, и отражающие динамику процесса обработки.

Далее по имеющейся временной реализации одной наблюдаемой динамической переменной, например, по сигналу виброакустической эмиссии, полученному в процессе резания, можно сконструировать аттрактор, основные свойства которого будут такими же, как у всей динамической системы резания в целом. Последующий анализ реконструированного аттрактора позволяет определить тип динамики процесса резания при текущих режимах, степень устойчивости динамической системы станка и величину возмущающих воздействий, способных вывести систему из устойчивого состояния с переходом к хаосу или разрушающему резонансу.

Аналогично аттрактор системы резания можно построить по сигналам датчиков, регистрирующим радиальные колебания вала высокоскоростного шпинделя, независимо от физической природы самих датчиков, будь то пьезоэлектрические виброакселерометры, лазерные виброметры или, наиболее перспективные на наш взгляд для использования в реальных производственных условиях, вихретоковые датчиковые системы.

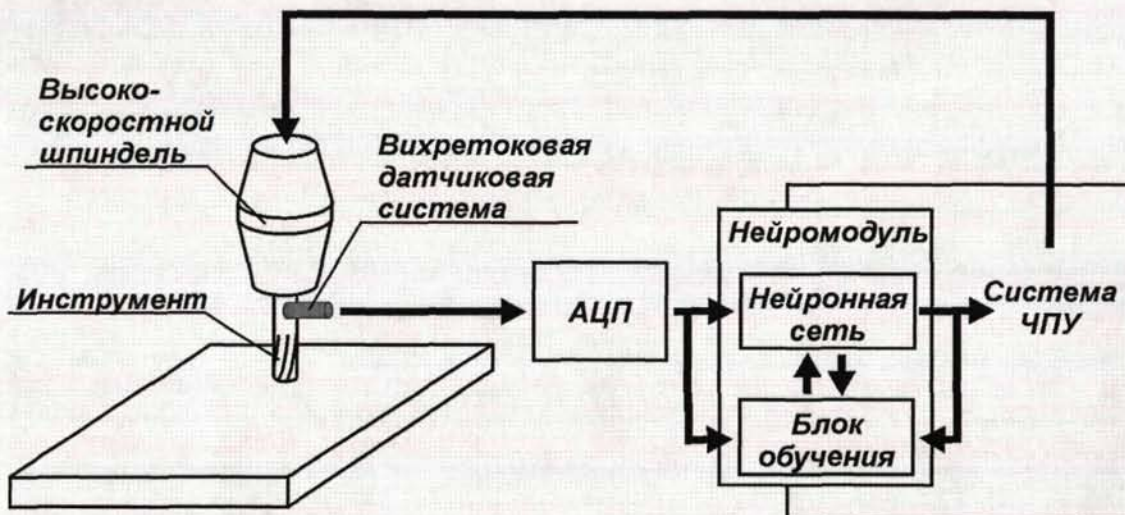


Рис. 5.13. Схема замкнутого контура управления высокоскоростным шпинделем при использовании нейронной сети для первоначального формирования динамического паспорта станка и последующей оптимизации на его основе режимов резания

Результаты исследования реконструированных по сигналам датчиков аттракторов /2/, характеризующих степень устойчивости динамической системы резания для различных режимов обработки, и составят информационную основу динамического паспорта станка.

Для того чтобы исключить практику пробных проходов следует формировать динамический паспорт на основе многослойной нейронной сети (рис. 5.12), которая будет обучаться, анализируя динамику резания в процессе обычной штатной работы станка и аппроксимируя недостающую информацию для тех режимов обработки, для которых исследования устойчивости динамической системы станка еще не проводились.

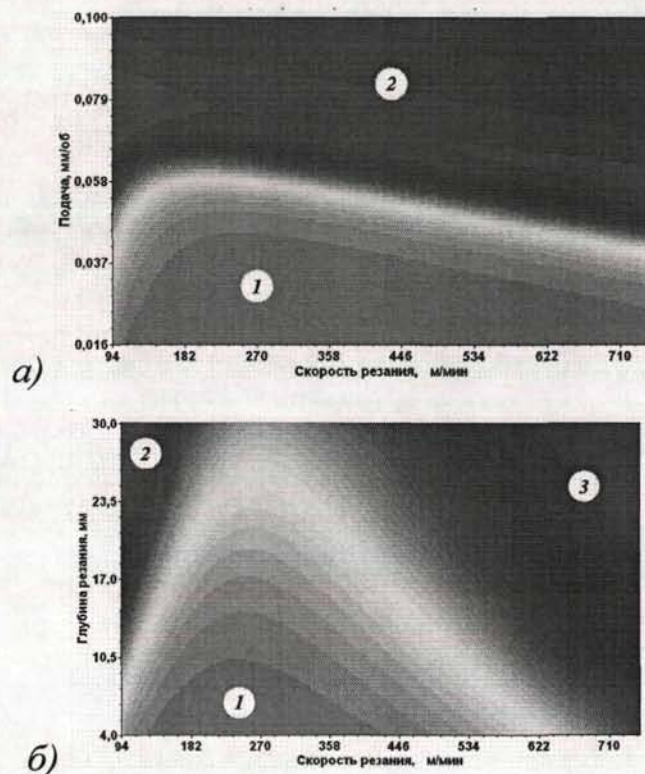


Рис. 5.14. Карты устойчивости динамической системы высокоскоростного фрезерования: в координатах «скорость резания – подача» (а) и координатах «скорость резания – глубина резания» (б). Область 1 соответствует устойчивому состоянию системы резания, области 2 и 3 – зонам сильной вибрации высокоскоростного шпинделя

Другими словами, составление динамического паспорта станка будет происходить автоматизировано, без вмешательства человека, путем обучения нейронной сети или, если взглянуть шире, путем самообучения замкнутой системы «динамическая система резания + датчики + нейронная сеть + система управления станком» (рис. 5.13). Визуализацию динамического паспорта станка и сравнительный анализ таких паспортов для различных станков можно производить при помощи *картами устойчивости* – двухмерных выборок, отражающих степень устойчивости динамической системы станка для различных вариантов режимов резания. Примеры таких карт приведены на рис. 5.14.

Обученная нейронная сеть, в соответствии с содержащимся в ней динамическим паспортом станка, сможет назначать частоту вращения высокоскоростного шпинделя, оптимальную для данных условий обработки, то есть возьмет на себя функцию, более свойственную САМ-системам, чем системам управления станками. Причем в этом случае для динамической корректировки условий процесса резания нет необходимости усложнять систему управления станком различными элементами САМ-систем, достаточно дополнить систему ЧПУ нейропроцессором или нейронным модулем.

5.3. Выводы

1. Для достижения максимальной эффективности ВСО необходимо использовать совершенно новые подходы к заданию траектории движения инструмента и абсолютно иные методы составления управляющих программ для систем ЧПУ.

2. На основе разработанных алгоритмов создан программный модуль динамического анализа и нейронносетевой оптимизации траектории движения режущего инструмента для САМ-системы Unigraphics, позволяющий осуществлять сравнительный анализ эффективности полученных траекторий

с траекториями, генерируемыми штатными средствами САМ-системы Unigraphics.

3. Разработан метод оптимального адаптивного управления приводами подачи высокоскоростных металлорежущих станков с помощью нейронносетевой аппроксимации.

6. ОБЩИЕ ВЫВОДЫ

1. Исследованы силовые и температурные зависимости при высокоскоростном фрезеровании. Показано, что в приконтактном слое стружки температура резания может достигать температуры плавления обрабатываемого материала.

2. Предложен метод оптической диагностики тепловых процессов при высокоскоростном фрезеровании, основанный на использовании современных цифровых фототехнологий и применении аппаратных нейронных сетей.

3. Предложена математическая модель динамики процесса высокоскоростного фрезерования в виде нелинейного осциллятора, позволившая изучить механизмы возникновения динамической неустойчивости и детерминированного хаоса при ВСО.

4. Разработаны рекомендации по повышению устойчивости процесса высокоскоростного фрезерования, основанные на разработке управляющей программы для станков с ЧПУ, позволившую учесть динамику высокоскоростного фрезерования.

5. Разработаны рекомендации по улучшению качества обработанной поверхности путем выбора устойчивых режимов резания.

6. Результаты исследований внедрены на кафедре «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета в учебный процесс дисциплин «Технология машиностроения» и «Моделирование технологических процессов в машиностроении».

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Андронов А.А., Витт А.А., Хайкин С.Э. Теория колебаний / 2 издание, Физматгиз, 1959 г. – 916 с.
2. Анищенко В.С. Аттракторы динамических систем // Изв. вузов. Прикладная нелинейная динамика. 1997. Т. 5, № 1. С. 109–127
3. Архитектурные особенности нейропроцессора NM6403 / В.Е. Черников, П.Е. Виксне, Д.В. Фомин, П.А. Шевченко // Всероссийская научно-техническая конференция «Нейроинформатика-99»: Сборник научных трудов. – Ч.2. – М.: МИФИ, 1999. – С. 93 – 101..
4. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М., 1975. – 344 с.
5. Бобров В.Ф., Сидельников А.И. Особенности образования суставчатой и элементной стружек при высокой скорости резания // Вестник машиностроения, 1976, №7. С. 61–66.
6. Бржозовский Б.М., Мартынов В.В. Динамический мониторинг и оптимизация процессов механической обработки // СТИН. – 2002. – № 1. – С. 3 – 8.
7. Бутенин Н.В., Неймарк Ю.И., Фуфаев Н.А., Введение в теорию нелинейных колебаний, М., Наука, 1976. – 385с.
8. Васильев Г.Н. Автоматизация проектирования металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1987. – 280 с.
9. Вибрации в технике: Справочник. В 6-ти т. / Ред. совет: В. Н. Челомей (пред.). – М.: Машиностроение, 1979 – Т. 2. Колебания нелинейных механических систем / Под ред. И. И. Блехмана. 1979. 351 с.
10. Виттингтон К., Власов В. Высокоскоростная механообработка // САПР и графика. 2002. №11.
11. Внедрение HSM фрезерования в современном производстве. Материалы компании ООО «Инженерный консалтинг». Адрес в Интернет http://www.e-consul.ru/content/page_24_0.html

12. Воронин А.Ю. Современные системы управления высокоскоростным фрезерованием. // «Комплект: ИТО». 2000. № 03, С. 12–18.
13. Выбор станков для высокоскоростной обработки. Материалы компании «Galika AG». Адрес в Интернет: http://www.galika.ru/article_17.htm.
14. Гленсдорф П., Пригожин И.Р. Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций. М.: – Мир, 1973. – 280 с.
15. Горизонтальные обрабатывающие центры. IS800ПМФ4 – адрес в Интернет: <http://www.ivanovocenter.ru/product/is500pmf4.html>.
16. Горизонтальные обрабатывающие центры. Супер-центр IS630 – адрес в Интернет: <http://www.ivanovocenter.ru/product/is630.html>.
17. Городецкий Ю.И. Моделирование нелинейных явлений при резании металлов и компьютерные технологии. Труды IV Международного конгресса «Конструкторско-технологическая информатика 2000», Москва, 3 – 6 октября 2000г. С. 151 – 153.
18. Дроздов Н.А., К вопросу о вибрациях станка при токарной обработке, "Станки и инструмент" № 22, 1937.
19. Евстигнеев В.Н., Бобрынин С.Б. Анализ компоновок металлорежущих станков по критерию жесткости. Учебное пособие. НГТУ, Нижний Новгород, 2002, – 104с.
20. Егорушкин В.Е. Динамика пластической деформации. Волны локализованной пластической деформации в твердых телах / Сб. Физическая мезомеханика и компьютерное конструирование материалов. Новосибирск. Наука. 1995. С. 50–77.
21. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, 1986. – 184 с.
22. Заковоротный В.Л., Волошин Д.А. Изучение эволюционных преобразований динамической системы резания // Известия ВУЗов. Северо-Кавказский регион. Технические науки. 2005. Спецвыпуск. – С. 11–22.

23. Заковоротный В.Л., Марчак М. Диагностика эволюционных преобразований при резании и трении. / Сб. труды VI Международной научно-технической конференции. Ростов-на-Дону, 2001. С.15–22.
24. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания. М.: Машгиз, 1956. – 365 с.
25. Зорев Н.Н. Исследования процесса резания металлов в США. Выпуск II, Обрабатываемость металлов и износ режущего инструмента, М., НИИ Маш., 1967.
26. Зуев Л.Б., Данилов В.И., Баранникова С.А., Гончиков К.В., Зыков И.Ю. О новом тике волн пластической деформации // Известия вузов. Физика. № 2, 2001. С. 46–53.
27. Иванова В.С. Разрушение металлов. М: Металлургия, 1985. – 197с:
28. Ивахненко А.Г. Концептуальное проектирование металлорежущих систем. Структурный синтез. Хабаровск: изд-во Хабаровского гос. ун-т. 1998. – 124с.
29. Измерения в промышленности. /Под ред. П.Профоса.
30. Итоги науки и техники: физические и математические модели нейронных сетей, том 1, М., изд. ВИНТИ, 1990. – 126 с.
31. Кабалдин Ю.Г. К вопросу об адиабатическом сдвиге элемента стружки при резании // Вестник машиностроения. – 1998. – № 6. – С. 25–29.
32. Кабалдин Ю.Г. Резание металлов в условиях адиабатического сдвига элемента стружки // Вестник машиностроения. 1995, № 7. С. 19–25.
33. Кабалдин Ю.Г., Биленко С.В., Сердцев Н.А. Управление динамическими свойствами технологических систем на основе нейросетевых моделей // Вестник машиностроения, 2002, №7, С. 38 – 41.
34. Кабалдин Ю.Г., Биленко С.В., Серый С.В. Использование методов нелинейной динамики при управлении станком с ЧПУ // Вестник машиностроения, 2003, № 3, С. 38–41.

35. Кабалдин Ю.Г., Биленко С.В., Серый С.В. Исследование детерминированного хаоса в динамике процессов механообработки // Вестник машиностроения, 2003, №1, С. 50 – 56.
36. Кабалдин Ю.Г., Биленко С.В., Серый С.В. Управление динамическими процессами в технологических системах механообработки на основе искусственного интеллекта. Комсомольск-на-Амуре: ГОУ ВПО «Комсомольский-на-Амуре гос. техн. ун-т», 2003. – 201с.
37. Кабалдин Ю.Г., Олейников А.И., Бурков А.А. Синергетический подход к анализу динамических процессов в металлорежущих станках // СТИН, 2003, №1 и №2. С. 3 – 6.
38. Кабалдин Ю.Г., Олейников А.И., Шпилев А.М., Бурков А.А. Математическое моделирование самоорганизующихся процессов в технологических системах обработки резанием. Владивосток: Дальнаука, 2000. – 195 с.
39. Кабалдин Ю.Г., Соловьев В.А., Дерюжкова Н.Е., Биленко С.В. Управление технологическим оборудованием на основе искусственного интеллекта // Вестник машиностроения, 2001, №11, С. 52 – 57.
40. Кабалдин Ю.Г., Шпилев А.М. Самоорганизующиеся процессы в технологических системах обработки резанием. Диагностика, управление. – Владивосток: Дальнаука, 1998. – 296 с.
41. Кабалдин Ю.Г., Шпилев А.М. Синергетический подход к процессам механообработки в автоматизированном производстве. // Вестник машиностроения. – 1996. – № 8. – С. 13–19.
42. Казаков А., Карабчиев К. Механообработка в ADEM на простых примерах // САПР и графика. 2004. №11.
43. Камера скоростной видеосъемки «ВидеоСпринт». Материалы компании «Видеоскан» – Адреса в Интернет: <http://videoscan.ru/page/731>

44. Каминская В.В., Еремин А.В. Расчетный анализ динамических характеристик токарных станков разных компоновок // Станки и инструмент. 1985. №7. С. 3–6.
45. Каминская В.В., Кушнер Э.Ф. Динамическая характеристика процесса резания при сливном стружкообразовании // Станки и инструменты, 1979, №5, С. 27 – 30.
46. Каширин А.И., Исследование вибраций при резании металлов, АН СССР, 1944.
47. Кедров С.С. Колебания металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1978. – 196 с.
48. Клушин М.И. О физических основах сверхскоростного резания. Горький, ГПИ, 1961. т. XVII. Вып.4. С. 15–22.
49. Клушин М.И. Резание металлов. М.: Машгиз. 1956. 363с.
50. Кудинов А.В. Качественная идентификация вибраций и форм потери виброустойчивости в станках // СТИН, 1992, №7, С. 15 – 21.
51. Кудинов А.В. Особенности нейронносетевое моделирование станков // СТИН. №1. 2001. С. 13–18.
52. Кудинов В.А. Автоколебания на низких и высоких частотах (устойчивость движений) при резании. // Станки и инструмент. – 1997. – № 10. – С. 16–22.
53. Кудинов В.А. Динамика станков. М.: Машиностроение. 1967. – 360 с.
54. Кудинов В.А., Чуприна В.М. Пузылевой анализ динамических характеристик упругой системы станка. // Станки и инструмент, 1989, №1, С. 8–11.
55. Кузнецов С.П. Динамический хаос (курс лекций). – Издательство Физико-математической литературы, 2001. – 296 с.

56. Куприянов Д.А., Либов Л.Я. Проектирование металлорежущих станков с ЧПУ на агрегатно-модульной основе // Станки и инструмент. №8. 1998. С. 7–9.
57. Локтев Д.А. Тенденции в обработке резанием. // «Комплект: ИТО». 2003. № 04, С. 21–23.
58. Макаров В.Н., Проскуряков С.Л. Термодинамика высокоскоростной лезвийной обработки // Вестник машиностроения. 1993, № 5–6. С. 28–29.
59. Малинецкий Г. Г., Потапов А. Б. Современные проблемы нелинейной динамики. – М.: Эдиториал УРСС, 2000. – 336 с.
60. Мандельштам Л.И. Лекции по колебаниям. – М.: Изд-во АН СССР, 1955.
61. Материалы компании «Sandvik Coromant». – Адрес в Интернет: <http://www.coromant.sandvik.com>
62. Металлорежущие станки / Под ред. В.Э. Пуша. – М.: Машиностроение, 1985. – 576 с.
63. Металлорежущие станки и автоматы / Под ред. Пронникова А.С. – М.: Машиностроение, 1981. – 479 с.
64. Мохель А.Н., Солганик Р.Л., Христианович С.А. Теоретическое описание запаздывания пластической деформации стали./ Сб. Пластичность и разрушение твердых тел. М.: Наука. 1988. С. 145–157.
65. Мун Ф. Хаотические колебания, М.: Мир, 1990 г. – 312 с.
66. Неймарк Ю.И. Метод точечных отображений в теории нелинейных колебаний. – М.: Наука, 1972. – 472 с.
67. Неймарк Ю.И., Ланда Л.С. Стохастические и хаотические колебания, 1987. – 424 с.
68. Нейропроцессор NM6403. Материалы компании ЗАО НТЦ «Модуль». Адрес в Интернет: <http://www.module.ru>.

69. Норенков Н.П., Кузьминок П.К. Информационная поддержка наукоемких изделий. CALS – технологии. – М.: Изд.-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2002. – 319 с.
70. Оптимизация режимов обработки на металлорежущих станках. / А. И. Гильман, Л.А. Брахман, Д.Н. Батищев и Л.К. Митяев. – М.: Наука, 1975. – 162 с.
71. Орликов М.Л. Динамика станков. 2-е изд., перераб. и доп. Киев.: Выща шк., 1989. – 272 с.
72. Панин В.Е., Зуев Л.Б., Данилов В.И., Мних А.М. Пластическая деформация как волновой процесс // Доклады АН СССР, № 2, 1989. С. 1375–1379.
73. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. М.: Машиностроение, 1969.– 148 с.
74. Потапов В.А. Третья международная конференция по высокоскоростной обработке // СТИН, № 5, 2002. С. 35-40.
75. Пригожин И.Р., Стенгерс И. Порядок из хаоса.– М.: Мир, 1986. – 430 с.
76. Производительная обработка нержавеющей и жаропрочных сплавов / Н.И. Резников, И.Г. Жарков, В.М. Зайцев и др. – М.: Машгиз, 1960. – 199 с.
77. Пронников А.С. Программный метод испытаний металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1985. – 288 с.
78. Пуш А.В. Диагностика станков. Труды IV Международного конгресса «Конструкторско-технологическая информатика 2000», Москва, 3 – 6 октября 2000г. С. 122 – 125.
79. Рагулин А. Эффективная черновая обработка на станках с ЧПУ // САПР и графика, 2003, №2.

80. Расчет динамических характеристик упругих систем станков с ЧПУ: Методические рекомендации / Под. Ред. В.А. Кудинова. – М.: ЭНИМС, 1976. – 97 с.
81. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
82. Розенберг А.М., Розенберг Ю.А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. – Киев: Наукова думка, 1990. – 320 с.
83. Рыбин В.В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. М.: Металлургия, 1986. – 224 с.
84. Рыжков Д.И. Вибрации при резании металлов и методы их устранения. – М., 1961. – 72 с.
85. Серридж Марк, Лихт Торбент Р. Справочник по пьезоэлектрическим акселерометрам и предусилителям. Глострун (Дания): Изд. «Ларсен и сын». 1987 – 194 с.
86. Соколовский А.П., Вибрации при работе на металлорежущих станках // Исследование колебаний металлорежущих станков при резании металлов; под ред.: Дикущина В.И., Решетова Д.Н.
87. Соломенцев Ю. М., Митрофанов В. Г., Протопопов С. П. и др. Адаптивное управление технологическими процессами. – М.: Машиностроение, 1980. – 536 с.
88. Станочное оборудование автоматизированного производства. Т.1 / Под ред. Бушуева В.В. – М.: Станкин, 1993. – 582 с.
89. Степанов А. Высокоскоростное фрезерование в современном производстве // «CAD/CAM/CAE Observer», 2004–2005, №№12–15.
90. Стронец И. Высокоскоростное фрезерование: за и против // САПР и графика, 2003, №2.

91. Тверской М.М. Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках. – М.: Машиностроение. 1982. – 208 с.
92. Терехов С.А. Лекции по теории и приложениям искусственных нейронных сетей. – Снежинск, 1998, Адрес в Интернет: <http://alife.narod.ru/lectures/neural/>
93. Управление резанием в автоматизированном производстве. – ВТО «Станкин». Адрес в Интернет: <http://www.vto.stankin.ru/>
94. Филимонов Л.Н. Петрашина Л.Н. Особенности стружкообразования в условиях локального термопластического сдвига при высокоскоростном резании // Вестник машиностроения. 1993. № 5–6. С.23–25.
95. Хоббс Стив. САД/САМ-системы для высокоскоростной обработки // САПР и графика, 2002, №12.
96. Холодниок М., Клич А., Кубичек М., Марек М. Методы анализа нелинейных динамических моделей М.: Мир, 1991. – 368с.
97. Цветное оптическое стекло и особые стекла: Каталог. Под. ред. Г.Т. Покровского. М: Дом оптики, 1990. – 229 с.
98. Черный Г.Г. Движение плавящегося твердого тела между двумя полупространствами // Доклады АН СССР, 1985. – Т.282. – № 4. – С. 814-818.
99. Черпаков Б.И. Тенденции развития мирового станкостроения в начале XXI века // «Комплект: ИТО». 2003. № 05, С. 5–7.
100. Шустер Г. Детерминированный хаос. М.: Мир, 1988. 240 с.
101. Эльясберг М.Е., Савинов И.А. Экспериментальное определение параметров обрабатываемого материала, влияющих на устойчивость автоколебаний и расчет станков // Станки и инструмент, 1979, №12, С. 23 – 27.
102. Юркевич В.В. Влияние колебаний резца на форму обработанной поверхности // СТИН, 1997, №8, С.20 – 21.
103. В. Bayer, U. S. Patent No. 3,971,065.

104. Dundas Bill. Rethinking Machine Tool Spindles – Modern Machine Shop. 2002. V. 81. Nr. 7, p. 36 – 42.
105. Hecht-Nielsen R. Counterpropagation networks // Applied Optics, 26(23), 1987, pp. 4979–4984.
106. High speed machining and conventional die and mould machining. Материалы компании Sandvik Coromant. – адрес в Интернет: http://www2.coromant.sandvik.com/coromant/products/die&mould/new_pdf/HSM.pdf
107. Skopecek T. et al. Den Beschluss der thermischen Probleme bei dem trocknen Hochgeschwindigkeitsfräsen des Stahls // Werkstatt und Betrieb. 2003. Nr. 5. pp. 10–14.
108. Takens F. Detecting strange attractors in turbulence. In: Dynamical Systems and Turbulence. Lecture Notes in Mathematics, edited by D.A.Rand L.S.Young. Heidelberg: Springer-Verlag, 1981, pp. 366–381.
109. Unigraphics, версия 18.0. Справочник по фрезерной обработке. – Корпорация Unigraphics Solutions Inc., 2001.