

61:07-5/3453

На правах рукописи

Кирюшин Денис Евгеньевич

**ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ТОРЦЕВОГО
ФРЕЗЕРОВАНИЯ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ЗА СЧЁТ
ПРИМЕНЕНИЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО РЕЗАНИЯ**

Специальности:

05.03.01 – Технологии и оборудование механической
и физико-технической обработки;
05.02.08 – Технология машиностроения

Диссертация
на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Кирюшин Д.

Научный руководитель
доктор технических наук,
доцент Т. Г. Насад

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	5
ГЛАВА 1. АНАЛИЗ МЕТОДОВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ВЫСОКОЭФФЕКТИВНОЙ ОБРАБОТКИ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ТИТАНА	
1.1 Область применения титана и его сплавов	10
1.2 Свойства титановых сплавов	13
1.3 Причины низкой обрабатываемости резанием титановых сплавов	24
1.4 Высокоэффективные методы обработки резанием титановых сплавов	34
1.4.1 Обработка титановых сплавов резанием с вибрациями.....	36
1.4.2 Обработка титановых сплавов резанием с подогревом очага деформации	39
1.5 Постановка задач исследования.....	41
ГЛАВА 2. ИССЛЕДОВАНИЕ СЛОЖНО-НАПРЯЖЁННОГО СОСТОЯНИЯ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ	
2.1 Определение длины контакта на передней поверхности инструмента со стружкой	44
2.2 Закон распределения контактных нагрузок на поверхности режущего инструмента	49
2.3 Выводы по главе	62
ГЛАВА 3. ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ	
3.1 Сравнительная оценка тепловой напряжённость процесса традиционной обработки титановых сплавов и метода ВСО.....	63
3.2 Схематизация процесса и принятые допущения	65
3.3 Балансовая задача при ВСО титановых сплавов	66
3.3.1 Учёт прерывистости резания	76
3.3.2 Влияние охлаждения СОТС на формирование температурных полей в зоне резания	78

3.3.3 Учёт многолезвийной обработки	85
3.4 Определение температурных полей в инструменте	87
3.5 Выводы по главе	90

ГЛАВА 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ТОРЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

4.1 Анализ особенностей хрупкого разрушения режущей части инструмента при ВСФ титановых сплавов	92
4.2 Анализ особенностей пластического разрушения режущей части инструмента при ВСФ титановых сплавов	95
4.3 Модель диффузионного износа инструмента при ВСФ сплавов на основе титана.....	97
4.4 Механизм абразивного износа инструмента при ВСФ сплавов на основе титана.....	104
4.5 Выводы по главе	106

ГЛАВА 5. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ И ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА ПРИ РЕЗАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ (ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ)

5.1 Определение коэффициента усадки стружки при высокоскоростном торцевом фрезеровании	108
5.2 Экспериментальная проверка выбранной тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования	128
5.3 Экспериментальное исследование стойкости режущего инструмента при ВСО титановых сплавов	134
5.4 Выводы по главе.....	143

ГЛАВА 6. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ОСНОВЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ

6.1 Технологические ограничения для процесса ВСО титановых сплавов.....	146
6.2 Определение оптимального решения	148

6.3 Практические рекомендации по применению высокоскоростного торцевого фрезерования титановых сплавов на производстве	150
Заключение	152
Список литературы	154
ПРИЛОЖЕНИЕ	165

ВВЕДЕНИЕ

Технический прогресс в машиностроении привёл к появлению новых труднообрабатываемых материалов, обладающих высокой удельной прочностью, жаропрочностью, коррозионной стойкостью, пассивностью по отношению к органическим и многим неорганическим кислотам и другими специальными свойствами. Видное место среди них принадлежит титановым сплавам, которые обладают целым комплексом важных физических, механических и химических свойств, выгодно отличающих их от сплавов на основе железа, никеля, магния, алюминия и других металлов.

Особенности, обусловленные физико-химическими свойствами титановых сплавов, являются причиной трудности их обработки резанием, которая связана с интенсивным изнашиванием инструмента, снижением производительности обработки и достижением требуемого качества поверхностного слоя деталей.

Вопросы высокопроизводительной механической обработки титановых сплавов приобрели в настоящее время особую актуальность в связи с расширением их области применения. Широкое внедрение изделий из титановых сплавов пока сдерживается их сравнительно высокой стоимостью, которая обусловлена низкой производительностью традиционных методов механической обработки. В связи с этим, разработка метода высокоскоростного торцевого фрезерования сплавов на основе титана является весьма актуальной задачей. Высокоскоростная обработка титановых сплавов имеет ряд особенностей, которые связаны со строгим подбором инструментального материала, характеристик режимов резания и точным регламентом работы режущего инструмента.

Цель работы. Повышение производительности торцевого фрезерования титановых сплавов за счёт применения высокоскоростного резания, станков повышенной жёсткости и новых высокопроизводительных инструментальных материалов с мелкозернистой структурой.

Научная новизна работы:

1. Разработан комплекс взаимосвязанных моделей, описывающих особенности процесса высокоскоростной обработки титановых сплавов:

- теплофизическая модель процесса высокоскоростного фрезерования (ВСФ) сплавов на основе титана, для решения задачи баланса теплоты между контактирующими телами и расчета температуры в детали и инструменте с учётом охлаждения смазочно-охлаждающей технологической средой (СОТС), прерывистости и многолезвийности обработки;

- теоретическая модель процесса изнашивания режущего инструмента в зависимости от параметров резания, включающая основные разновидности износа, которые характерны для ВСФ титановых сплавов: диффузионный и абразивный износ, а также пластическое разрушение режущего клина.

2. Получены экспериментально-аналитические зависимости параметров стружкообразования: коэффициента усадки стружки, длины площадки контакта инструмента со стружкой от режимов резания, зависимости сопротивления сдвига от температуры в зоне резания и износа режущего инструмента от параметров резания для ВСФ α - и $(\alpha+\beta)$ - титановых сплавов.

3. Оптимизированы режимы ВСФ сплавов на основе титана с учётом разработанных технологических ограничений, учитывающих тепловой фактор и разновидности износа режущего инструмента, характерные для данного типа обработки.

Практическая ценность и реализация результатов работы.

На основании проведенных исследований обоснована целесообразность применения ВСФ титановых сплавов для повышения производительности и качества на оборудовании повышенной жёсткости (универсально-фрезерный станок HURON). Разработаны практические рекомендации по использованию ВСФ для сплавов на основе титана (BT5 и BT6). Результаты теоретических и экспериментальных исследований внедрены на предприятиях: ООО «ОСАННА» (г. Энгельс), 2005 г. (сварные конструкции); ЗАО НПК

«ЭНЕРГИЯ» (г. Воронеж), 2005 г. (роторы, корпуса, основания датчиков), что отражено в актах внедрения.

Для исследования процесса ВСФ (высокоскоростного фрезерования) и обеспечения стойкости режущего инструмента разработана модель напряженно-деформированного состояния режущего инструмента. Получены зависимости, позволяющие определить размеры площадки контакта передней поверхности режущего инструмента со стружкой и выражения для определения распределения тангенциальных и нормальных напряжений на контактных поверхностях режущего инструмента. Кроме того, была получена экспериментальная зависимость коэффициента усадки стружки от режимов резания.

Для исследования тепловых параметров высокоскоростной обработки (ВСО) была разработана теплофизическая модель процесса.

С использованием метода источников были проведены теоретические исследования температур в зоне резания в зависимости от режимов резания, способа подачи охлаждающей жидкости и параметров режущего инструмента, исследована температура в обрабатываемой заготовке и распределение температуры по передней поверхности инструмента, решена балансовая задача распределения тепла между контактирующими телами.

Математическая модель температурных полей проверена экспериментальными исследованиями и установлена её адекватность реальному процессу.

Для изучения процесса износа режущего инструмента при чистовом торцевом фрезеровании сплавов на основе титана разработана модель диффузионного износа режущего инструмента и определены критерии хрупкого и пластичного разрушения, а также критерий абразивного износа.

Экспериментальными исследованиями проверена теоретическая модель износа режущего инструмента и установлена её адекватность реальному процессу износа.

Для решения оптимизационной задачи создана математическая модель, разработаны технологические ограничения по паспортным данным станка, шероховатости обработанной поверхности детали, допускаемым значениям температуры обработанной поверхности детали, по стойкости режущего инструмента и др.

Оптимизационная задача определения параметров высокоскоростного чистового торцевого фрезерования решалась на ЭВМ.

Высокоскоростная обработка сравнивалась по экономическим показателям с традиционными методами механической обработки. Сопоставление полученных результатов показало, что ВСО имеет значительные преимущества по трудоёмкости и себестоимости обработки.

Работа выполнена на кафедре ТЭМ ТИ СГТУ.

Экспериментальная часть работы выполнена в станочной лаборатории кафедры и в инструментальном цеху W812 ОАО «Роберт Бош Саратов».

Апробация работы. Основные научные положения и результаты диссертации докладывались на: Международной научно-технической конференции «Высокие технологии в машиностроении» (Самара, 2002, 2005, 2006 г.), Всероссийской научно-технической конференции «Теплофизические и технологические аспекты управления качеством в машиностроении» (Тольятти, 2005 г.), Международной научно-технической конференции «Автоматизация технологических процессов и производственный контроль» (Тольятти, 2006 г), кафедре «Технология и оборудование электрофизических и электрохимических методов обработки» в Энгельском технологическом институте СГТУ в 2005-2006 гг., а также на кафедре «Конструирование и компьютерное моделирование технологического оборудования в машино- и приборостроении» в СГТУ в 2007 году.

По материалам работы опубликовано 13 печатных работ, в том числе одна работа в издании, входящим в перечень ВАК, пять – в сборниках конференций.

Структура и объём работы. Диссертация состоит из введения, шести глав, заключения, приложения и списка литературы. Работа содержит 204 страницы машинописного текста. Сведения о внедрении приведены в приложении.

На защиту выносятся:

1. Теплофизическая модель процесса ВСФ сплавов на основе титана, учитывающая тепловые процессы в детали и режущем инструменте с учётом охлаждения СОТС, прерывистости и многолезвийности обработки.

2. Теоретическая модель зависимости износа режущего инструмента от параметров резания, включающая основные разновидности износа, характерные для обработки титановых сплавов, а именно: диффузионный и абразивный износ, а также пластическое разрушение режущего клина.

3. Результаты экспериментальных исследований по определению коэффициента усадки стружки и износа режущего инструмента.

4. Модель оптимизации процесса ВСФ титановых сплавов с учётом накладываемых технологических ограничений, учитывающих тепловой фактор и разновидности износа режущего инструмента, характерные для данного типа обработки, и результат внедрения материалов исследования.

ГЛАВА 1 . АНАЛИЗ МЕТОДОВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ВЫСОКОЭФФЕКТИВНОЙ ОБРАБОТКИ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ТИТАНА

1.1 Область применения титана и его сплавов

В настоящее время титан и его сплавы широко используются в авиационной и ракетно-космической технике, а также в транспортном машиностроении и судостроении, где важную роль играет малая плотность в сочетании с высокой прочностью и сопротивляемостью коррозии. Из сплавов на основе титана изготавливают панели и шпангоуты ракет, диски и лопатки турбин, обшивку крыльев и фюзеляжа сверхзвуковых самолётов.

Титан и его сплавы используют для изготовления планеров летательных аппаратов, имеющих скорость полёта порядка 4000 км/ч. Из титана делают детали шасси, шпангоуты, лонжероны, что позволяет снизить их массу на 40% по сравнению с массой стальных деталей.

Ракетно-космическая техника всех стран с самого начала развития широко использует титановые сплавы. Сплав Ti-6Al-4V применён для изготовления баллонов высокого давления ракет США «Атлас», «Титан», «Поларис», корпусов ракеты-носителя (ФРГ, Россия), космического корабля «Аполлон» (США) [87].

В авиационной и ракетно-космической технике в настоящее время используется до 75-80% от общего объёма производства титана.

Из-за хорошего сопротивления кавитации и эрозии, а также высокой коррозионной стойкости в морской воде титан и его сплавы практически идеально подходят для строительства судов и морских сооружений. В первую очередь титановые сплавы нашли применение для оборудования подводных лодок. Ещё в 80-х годах XX века подводные лодки США класса “Sea Wolf” были оснащены деталями и узлами из титановых сплавов. В Японии, России, США и Норвегии проводятся работы по использованию титановых сплавов для

морских платформ, предназначенных для добычи газа, нефти и железомарганцевых конкреций со дна мирового океана.

Титан широко используется в медицине благодаря полной биологической совместимости с тканями человеческого организма. Титан не отторгается костной и мышечной тканями и легко обрастает ими. По своей биологической инертности он превосходит все известные коррозионностойкие стали и сплавы. В ортопедической хирургии титановые сплавы используют в качестве протезов плечевых, бедренных, коленных суставов, а также для соединения и сращивания переломов. Их применяют для изготовления сердечно-сосудистых клапанов и электронных стимуляторов, а также в качестве зубопротезных имплантантов.

Устойчивость титана к хлорсодержащим окислительным средам обусловила его широкое применение для изготовления оборудования для химической промышленности. При этом оборудование из титановых сплавов характеризуется высокой долговечностью и низкими затратами на текущий ремонт.

Совершенствование технологических процессов производства и обработки и широкие перспективы применения титановых сплавов в различных отраслях позволяет с уверенностью утверждать, что они станут важнейшими конструкционными материалами ближайшего будущего (Рис. 1) [87].

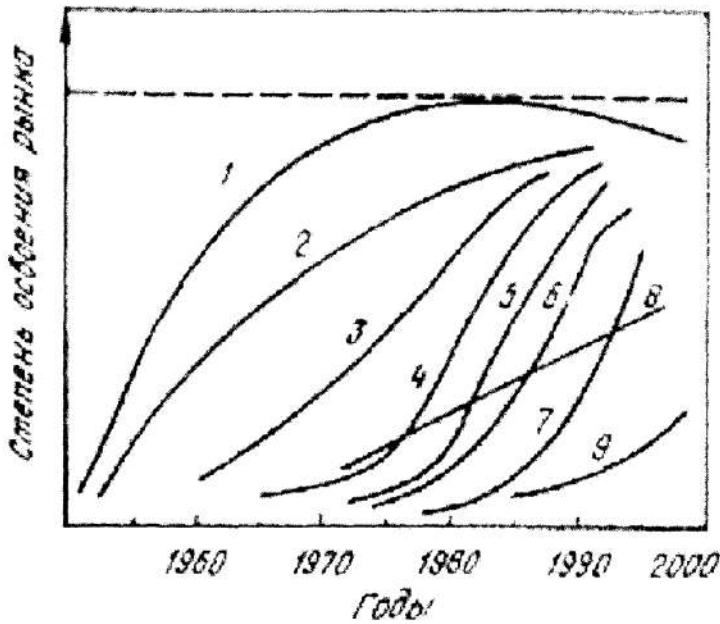


Рис. 1. Области применения титана (освоения и перспектива):

1 – самолёто-, вертолёт-, ракетостроение, космическая техника; 2 – химия, нефтехимия, металлургия, гальванотехника, целлюлозно-бумажная промышленность, вооружение; 3 – паровые турбины; 4 – теплообменная и опреснительная техника; 5 – ортопедия, стоматология, травматология, системы очистки; 6 – оборудование нефте- и газодобывающих платформ, газотермальная энергетика; 7 – захоронение радиоактивных отходов; 8 – судостроение, электронная и акустическая техника, велосипедостроение, железнодорожный транспорт, спорттовары, строительство и архитектура, станкостроение для лёгкой промышленности, ювелирное дело, изделия музыкального и изобразительного искусства, товары народного потребления; 9 – автомобилестроение.

Широкое внедрение изделий из титановых сплавов пока сдерживается их сравнительно высокой стоимостью. Объясняется это как трудностью получения титановых сплавов, связанную с высоким сродством титана ко многим элементам и прочностью химических связей в его природных соединениях, так и трудностью их обработки резанием, связанную с интенсивным изнашиванием инструмента и снижением производительности обработки, достижением требуемого качества поверхностного слоя деталей и обеспечением их эксплуатационных характеристик, особой чувствительностью сплавов к условиям окончательной обработки.

1.2 Свойства титановых сплавов

Современное машиностроение – обширная отрасль промышленности, особенностью которой является разнообразие машин и механизмов, различных по конструкции, видам эксплуатационных нагрузок, условиям работы и т. д. В связи с этим важной задачей является обработка материалов, обладающих определёнными физическими, химическими и механическими свойствами. Одним из материалов, который требует специального подхода является титан и сплавы на его основе. Главнейшими достоинствами титановых сплавов являются высокая удельная прочность и теплостойкость при температуре до 500°C, малые тепловые деформации из-за низкого коэффициента теплового расширения, коррозионная стойкость на воздухе и в морской воде, эррозионно-кавитационная стойкость и т.д. Данные свойства обуславливают всё более широкое применение титановых сплавов в различных отраслях промышленности при производстве деталей машино-, приборо-, самолёто- и энергостроения и т.д.

Как известно [38] титан обладает полиморфизмом и существует в двух аллотропических модификациях. Низкотемпературная модификация, называемая α -титаном, имеет место при температуре ниже 882,5°C и характеризуется гексагональной решёткой с плотной упаковкой атомов и с параметрами $a = 2,9504 \pm 0,0003 \text{ \AA}$ и $c = 4,6833 \pm 0,0003 \text{ \AA}$ при 25°C. Высокотемпературная модификация, называемая β -титаном, существует при температурах выше 882,5°C и имеет кубическую объёмно-центрированную решётку с параметром $a = 3,3065 \pm 0,0001 \text{ \AA}$ при 900°C.

Так как по механическим и технологическим свойствам α -титан и титановые сплавы с α -структурой отличаются от β -сплавов, то по характеру структуры все титановые сплавы делят на три группы. Отдельные группы титановых сплавов различаются по величине условного коэффициента стабилизации K_β , который показывает отношение содержания β -стабилизирующего легирующего элемента к его содержанию в сплаве

критического состава. При содержании в сплаве нескольких β -стабилизирующих элементов их K_{β} суммируются.

На Рис. 2. [87] показан характер структур титановых сплавов в отожжённом и закалённом состоянии.

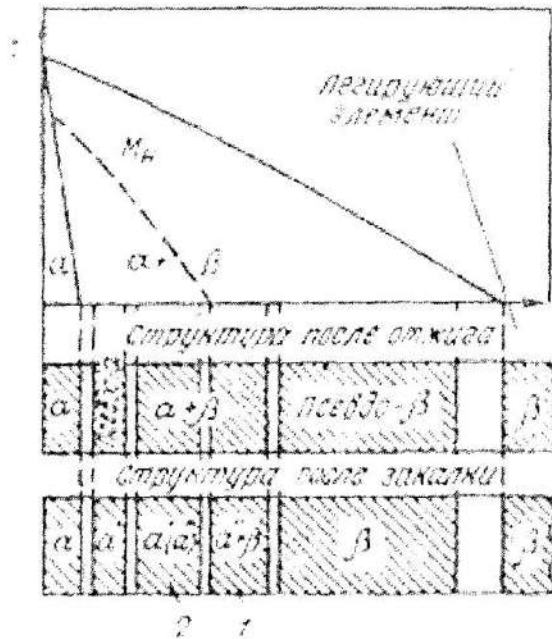


Рис. 2. Структура титановых сплавов в отожжённом и закалённом состоянии:

1 – переходный класс; 2 – мартенситный класс

В таблице 1.1 приведены основные промышленные титановые сплавы [87]. За основу классификации принято соотношение α - и β -фаз в структуре сплава и особенности структурных превращений, происходящих при их термической обработке.

Таблица 1.1

Классификация титановых сплавов (ГОСТ 19807-74)

Группа сплавов	Марка сплава	Средний химический состав, % (мас.)
α -Сплавы	BT1-00	Нелегированный титан
	BT1-0	То же
	BT5	Ti-5Al
	BT5-1	Ti-5Al-2,5Sn

Группа сплавов	Марка сплава	Средний химический состав, % (мас.)
Псевдо α -сплавы ($K_{\beta} < 0,25$)	OT4-0	Ti-0,8Al-0,8Mn
	OT4-1	Ti-1,5Al-1,0Mn
	OT4	Ti-3,5Al-1,5Mn
	BT20	Ti-6,0Al-2,0Mo-1V-1Zr
$(\alpha+\beta)$ -Сплавы мартенситного класса ($K_{\beta}=0,3-0,9$)	BT6C	Ti-5Al-4,0V
	BT6	Ti-6Al-4,5V
	BT14	Ti-4,5Al-3Mo-1V
	BT16	Ti-2,5Al-5Mo-5V
	BT23	Ti-5,5Al-2Mo-4,5V-1Cr-0,7Fe
$(\alpha+\beta)$ -Сплавы переходного класса ($K_{\beta}=1,0-1,4$)	BT22	Ti-5Al-5Mo-5V-1Fe-1Cr
	BT22И	Ti-2,5Al-8,5Mo-8,5V-1,2Fe-1,2Cr
	BT30	Ti-3Al-7Mo-11Cr
Псевдо- β -сплавы ($K_{\beta}=1,5-2,4$)	BT35	Ti-3Al-1,5Mo-17V-3Sn-3Cr
	BT32	Ti-2,5Al-8,5Mo-8,5V-1,2Fe-1,2Cr
	BT15	Ti-3Al-7Mo-11Cr
β -Сплавы ($K_{\beta}=2,5-3,0$)	4201	Ti-33Mo

Сплавы с α -структурой. К α -сплавам относятся технический титан BT1-00, BT1-0, а также сплавы BT5, BT5-1. Сплавы характеризуются высокой термической стабильностью, более низкой пластичностью, чем $(\alpha + \beta)$ - и β -сплавы, и неспособностью к упрочнению при термической обработке. Их недостатком является низкая технологическая пластичность, а достоинством – хорошая свариваемость и высокие механические свойства при криогенных температурах.

Микроструктура α -сплавов, как и технического титана, может быть различной по виду, что связано с условиями горячей обработке. В качестве примера на Рис. 3 [47] показаны микроструктуры одного из серийных α -сплавов отечественного производства – сплава BT5. Микрофотографии свидетельствуют о наличии разнообразия структурных форм: ёлочная (Рис. 3

а), структура малодеформированного сплава (Рис. 3 б) с очень крупными зёрнами α -фазы и неоднородным строением.

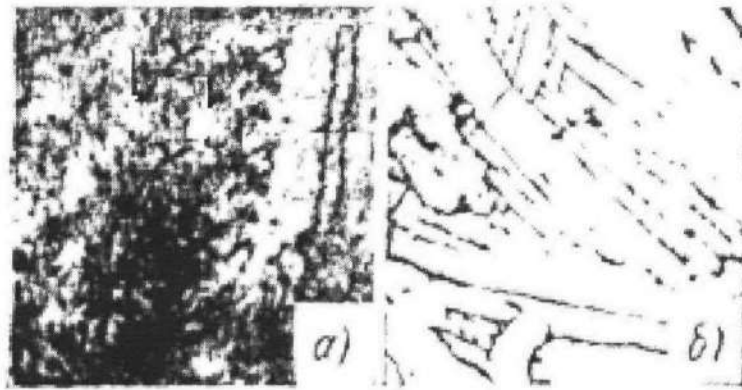


Рис. 3. Микроструктуры прутков сплава BT5 ($\times 200$)

а – прессованного, б – кованого при небольшой степени деформации

Псевдо α -сплавы. Псевдо α -сплавы, сохраняя достоинства α -сплавов, благодаря присутствию небольших количеств β -фазы (до 5%) имеют более высокую технологическую пластичность и хорошо обрабатываются давлением.

Механические свойства некоторых российских и зарубежных титановых α - и псевдо α -сплавов приведены в таблицах 1.2 и 1.3 [101].

Таблица 1.2

Механические свойства отечественных α - и псевдо α -сплавов титана

Марка сплава	Композиция сплава	Вид полуфабриката	Стандартные механические свойства					Область применения
			после отжига					
			Е	σ	δ	φ	σ_{10} , кгс/мм ²	
			кгс/мм ²		%			
1	2	3	4		5	6	7	
T5	Ti-5Al	Профиль, поковки, штамповки	11000	75-95 80-90	8-16 10-14	35-50 25-40	- 3-6	Детали каркаса, корпуса компрессора и другие детали, работающие длительно до 400°C

1	2	3	4		5		6	7
T5-1	Ti-5Al-2,5Sn	Листы, штамповки, поковки, прутки	11000	75-95 80-95	10 10-15	- 25-40	- 4-8	Сварные силовые узлы, подвергающиеся длительным нагрузкам до 450°C.
T4-O	Ti-0,8Al-0,8Mn	Листы	11000	50-65	30	-	-	Используется вместо технического титана
T4-1	Ti-1,5Al-1,0Mn	Листы	11000	60-75	15-25	35-70	5-10	Конструкционный и обшивочный материал; тонкостенные детали сложной формы
T4	Ti-3,5Al-1,5Mn	Листы	11000	70-90	10-20	34-55	35-10	То же, до 350-400°C
T20	Ti-6,0Al-2Zr-1Mo-1V	Листы, прутки	12000	95-110 90	7-10 13	- 40	-	Штамповарные конструкции, работающие длительно при температурах до 500°C и кратковременно до 800°C
C5	Ti-5Al-2Zr-3Sn-2V	Листы	11500	95-110	8	-	-	-
T2	Ti-2Zr-1Mo	Листы	11000	60-75	20	-	-	-
T3	Ti-3Al-1,5(Fe, Cr, Si, V)	Листы	11000	75-90	13	-	-	Штамповарные конструкции, работающие длительно при температурах до 400°C
IT-3B	Ti-3,5-5,0Al-1,5-2,5V	Листы, поковки, баллоны, полособульбовый профиль, трубы	11700- 11900	70-90 65-87 70 65-85 88	10-12 7-11 10 11 12	- - - - -	7 6-7 5 7 6,5	Валы, лопатки паровых турбин, корпуса химических реакционных колонок, ферменные сварные конструкции и др.

Механические свойства зарубежных α - и псевдо α -сплавов титана

Состав сплава	Вид полуфабриката	Стандартные механические свойства после отжига				Область применения
		E	σ_b	$\sigma_{0,2}$ Ф	$\delta, \%$	
		кгс/мм ²				
Ti-5Al-2.5Sn	Листы, поковки	11200	87,9 80,9	82,0 77,0	10 10	Детали трубопроводов, лопатки компрессоров и паровых турбин, авиационные двигатели
Ti-5Al-5Sn-5Zr	Листы	11200	87,9	82,3	10	Детали реактивных двигателей
Ti-7Al-2Nb-1Ta	Листы	12700	83-86	71-76	12-14	Детали узлов самолётов
Ti-8Al-1Mo-1V	Поковки	12700	91	84	10	Детали планеров и реактивных двигателей, работающих при температурах до 450°C
	листы		91-100	84-94	10	

Сплавы со структурой $(\alpha+\beta)$. Двухфазные $(\alpha+\beta)$ -сплавы характеризуются наилучшим сочетанием механических и технологических свойств. По структуре после закалки различают мартенситный и переходный классы $(\alpha+\beta)$ -сплавов. По наличию легирующих элементов и характеру упрочнения фаз $(\alpha+\beta)$ -сплавы разделяют на две подгруппы, а именно: сплавы, содержащие только переходные элементы, обладающие высокой растворимостью в β -фазе и почти не растворяющиеся в α -титане, и сплавы, содержащие, помимо переходных, непереходные элементы, стабилизирующие α -фазу.

В сплавах с переходными легирующими элементами, вследствие их преимущественной растворимости в β -титане, упрочнена только эта фаза, а α -фаза оказывается не упрочнённой, более мягкой. Так как α -фаза не упрочняется термической обработкой, то механические свойства таких $(\alpha+\beta)$ -сплавов при комнатной температуре зависят в основном от содержания и прочности β -фазы.

Увеличение количества β -фазы в сплавах переходного класса до 50% обеспечивает им самую высокую прочность этой группы сплавов как в отожжённом, так и в закалённом состояниях.

В сплавах же с переходными и непереходными элементами из-за присутствия как β -, так и α -стабилизаторов происходит упрочнение обеих фаз. К таким сплавам относятся все $(\alpha+\beta)$ -сплавы отечественного производства.

Среди отечественных $(\alpha+\beta)$ -сплавов различают двухфазные сплавы ВТЗ, ВТЗ-1, ВТ6, ВТ8 и др. и так называемые сплавы мартенситного типа ОТ4, ОТ4-1 и ВТ4.

Механические свойства некоторых российских и зарубежных $(\alpha+\beta)$ -сплавов титана приведены в таблицах 1.4 и 1.5 [101].

Таблица 1.4

Механические свойства отечественных $(\alpha+\beta)$ -сплавов титана

Марка сплава	Состав сплава	Вид полуфабриката	Термообработка	Стандартные механические свойства					Область применения
				после отжига					
				Е	σ	δ	ϕ	$a_{\text{кр}}$, кгс·м/см ²	
				кгс/мм ²		%			
1	2	3	4	5	6	7	8		
ВТ6-С	5Al-3V	Листы	Отжиг	12000	85-100	12	-	-	Штамповарные конструкции, работающие длительно при температурах до 350°C и кратковременно до 700-750°C
ВТ6	6Al-4V	Листы, Штамповки, Поковки	Отжиг Отжиг Закалка и старение	12000	95-110 95-110 115	8 10-13 8	- 25- 60 30	- 3 2,5	Сварные конструкции, работающие длительно до 400°C и кратковременно до 750°C

1	2	3	4	5		6		7	8
BT3-1	6Al-2,5Mo-2Cr-0,3Si-0,5Fe	Поковки, Штамповки, Прутки	Изотермический отжиг	12000	104-118	14-20	43-60	3-4	Нагруженные детали и конструкции
BT14	4,5Al-3Mo-1V	Листы, Штамповки, Поковки	Отжиг, закалка и старение Отжиг, закалка и старение	11500	93-110 118-126 90 115	10 6-8 10 6	- - 35 20	- - 5 2,5	То же, что и у сплава BT6
BT16	2,5Al-5Mo-5V	Листы, Прутки	Отжиг, закалка и старение Отжиг, закалка и старение	11500	90-100 130-140 90-100 110-125	12 5 12 5	- - 40 20	- - - -	Детали крепления и других конструкций для длительной работы при температурах до 350°C
BT22	5Al-5Mo-5V-1Fe-1Cr	Прутки	Отжиг Закалка и старение	11500	110-125 140-155	8 5	- -	- -	Детали работающие при 500°C
BT23	4,5Al-2Mo-4,5V-0,6Fe-1Cr	Лист	Закалка и старение	11500	140	-	-	-	Для высоконагруженных деталей и конструкций, работающих длительно при температурах до 350-400°C и кратковременно до 750-800°C
BT8	6,5Al-3Mo-0,3Si	Штамповки	Отжиг Закалка и старение	11500	105-125 120	10-18 6	32-55 20	3-5 -	Детали работающие до 400°C
BT9	6,5Al-3Mo-0,3Si-0,8-2,5Zr	Штамповки	Отжиг	11500	110-130	8-14	-	-	Детали работающие до 560°C

Механические свойства зарубежных $(\alpha+\beta)$ -сплавов титана

Состав сплава	Вид полуфабриката	Термообработка	Стандартные механические свойства после отжига				Область применения
			E	σ_B	$\sigma_{0,2}$ Ф	$\delta, \%$	
			кгс/мм ²				
8Мп	Листы	Отжиг	11200	87,9	80,9	12	Обшивки самолётов; конструкционные профили, арматура
4Al-3Mo-1V	Листы	Отжиг Закалка и старение	11200	91,4 137,1	84,5 116,0	15 6	Конструкции космических летательных аппаратов
6Al-6V-2Sn-1(Fe, Cu)	Поковки	Отжиг	10500	105,0	98,4	12	Корпуса ракет на твёрдом топливе; детали артиллерийского вооружения; детали авиаконструкций и шасси
7Al-4Mo	Поковки	Отжиг Закалка и старение	11250 11900	108,0 130,0	101,0 123,0	16 8	Детали реактивных двигателей, работающие при температурах до 427°C

Псевдо- β -сплавы. Псевдо- β -сплавы после закалки имеют структуру метастабильной β -фазы (Рис. 4.) [47]. В этом состоянии они имеют хорошую пластичность и сравнительно низкую прочность, благодаря чему хорошо обрабатываются давлением. После старения их прочность возрастает в 1,5 раза и составляет 1300-1800 МПа.

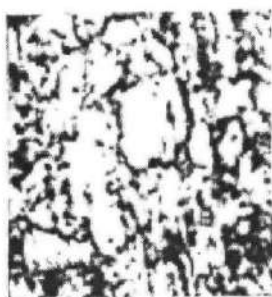


Рис. 4. Микроструктура горячекатаного сплава ВТ15 (x200)

Сплавы с β -структурой. Однофазные β -сплавы отличаются высокой коррозионной стойкостью. Сплав 4201 может заменить тантал, сплавы на никелевой основе типа хастеллой, а также благородные металлы – платину, золото. Однако сплавы со стабильной β -структурой сравнительно редко применяют из-за необходимости их легирования большим количеством изоморфных элементов (V, Mo, Nb), имеющих высокую стоимость, и из-за высокой плотности, понижающей удельную прочность изделий.

Механические свойства некоторых российских и зарубежных титановых β - и псевдо β -сплавов приведены в таблицах 1.6 и 1.7 [101].

Таблица 1.6

Механические свойства российских титановых β - и псевдо β -сплавов

Марка сплава	Состав сплава	Вид полуфабриката	Термообработка	Стандартные механические свойства					Область применения
				после отжига					
				E	σ	δ	φ	a_{10} кгс/мм ²	
				кгс/мм ²		%			
1	2	3	4	5	6	7	8		
ВТ15	3Al-7Mo-11Cr	Лист	Закалка	8000-9000	88-102	12-25	35-55	5-10	Штамповарные конструкции, работающие длительно при температурах до 150-250°C и кратковременно до 750-800°C
			Закалка и старение	11500	135-150	4	-	-	

1	2	3	4	5		6		7	8
TC6	3Al-5Mo-6V-11Cr	Лист	Закалка и старение	11500	140- 150	4	-	-	То же
IBT-1	3Al-7Mo-5,5Cr-3Fe	Пруток	Закалка и старение	11500	140- 170	1-10	11- 22	-	-
4201	30 Mo (опытный сплав)	Листы, ленты, фольга, поковки, штамповки, трубы	Отжиг	11500	82	18	-	-	Коррозионно- стойкий материал для аппаратуры, подвергающейся при повышенных температурах воздействию агрессивных сред, содержащих серную, соляную и муравьиную кислоты

Таблица 1.7

Механические свойства зарубежных титановых β - и псевдо β -сплавов

Состав сплава	Вид полуфабри- ката	Термо- обработ- ка	Стандартные механические свойства после отжига				Область применения
			E	σ_b	$\sigma_{0,2}$ Ф	$\delta, \%$	
			кгс/мм ²				
2,5Al-16V	Листы	Отжиг Закалка и старение	10500 -	73,8 126,6	91,6 116,0	16 6	-
1Al-8V-5Fe	Пруток	Закалка Закалка и старение	16500 -	177 150	170 140	- 6	Высокопрочные крепёжные детали
3Al-13V-11Cr	Лист	Закалка Закалка и старение	14200 14800	80-95 130-160	- 120-150	20 4-8	Высокопрочные крепёжные детали; детали космических аппаратов; сотовые панели
11,5Mo-6Zr-4,5Sn	Пруток	Закалка Закалка и старение	- -	65-75 140-160	60-70 130-140	- 7-11	Высокопрочные крепёжные детали

Деление титановых сплавов на α -, ($\alpha+\beta$)- и β -сплавы обусловлено не только различием их механических и технологических свойств, но и структуры (фазового состава). Свойства титановых сплавов в большей степени зависят от фазового состояния, чем от химического состава [98]. Изменение содержания той или иной фазы в большей мере зависит от вида термической обработки, чем от замещения атомов титана в его кристаллической решётке атомами легирующего элемента.

Следовательно, термическая обработка представляет собой один из важных путей регулирования структуры и свойств титановых сплавов, что следует учитывать при обработке их резанием.

1.3. Причины низкой обрабатываемости резанием титановых сплавов

Сплавы на основе титана имеют высокую прочность (до 140 кгс/мм²), высокое отношение предела текучести к пределу прочности, низкую теплопроводность. Обладая высокими механическими характеристиками, сплавы титана весьма трудно поддаются механической обработке лезвийным инструментом, обрабатываемость титановых сплавов, выраженная через коэффициент относительной обрабатываемости K_v , приведена в таблице 1.8 [65].

Низкая обрабатываемость титановых сплавов резанием, кроме высокой прочности обуславливается рядом специфических особенностей процесса резания титановых сплавов, основные из которых рассмотрены ниже.

Таблица 1.8

Обрабатываемость титановых сплавов резанием

Марка сплава	Коэффициент относительной обрабатываемости K_v , по отношению к стали	
	45	12X18H9T
1	2	3
BT1-0	0,45	0,90

1	2	3
BT3-1	0,25	0,50
OT4-2	0,20	0,40
BT2	0,15	0,30

1. Химический состав. Большинство титановых сплавов являются сложнoleгированными. Легирующие элементы обладают высокой энергией активации (хром, титан, молибден, ванадий) и повышают предел прочности и тем самым снижают обрабатываемость резанием. Например, титановый сплав BT22 (Ti-Al-Mo-Cr) является одним из наиболее труднообрабатываемых, так как имеет $\sigma_b = 112 \div 115 \text{ кГ/мм}^2$, $\delta = 8 \div 12\%$, HB 320 – 340 [71].

2. Низкий модуль упругости. Одним из важных физических свойств титана и сплавов на его основе является их низкий по сравнению со сталями и никелевыми сплавами модуль упругости (табл. 1.9 [47]).

Таблица 1.9

Модуль упругости сплавов на основе титана, железа и никеля и алюминия

Марка сплава	E, кГ/мм ²
BT3	11000
BT8	12000
OT4	11000-12000
Сталь 45	20000
40XНМА	19400
ЭИ891	18000
ХН77ТЮР	19800
ЭИ867	20300
ВД17	6993

Низкий модуль упругости, означая повышенную склонность титановых сплавов к упругому деформированию, обуславливает последнее при обработке резанием этих материалов. Детали, имеющие низкую жёсткость, имеют

тенденцию деформироваться под действием сил резания, вызывая вибрации, абразивный износ инструмента и невысокую точность обработки [9].

3. Химическое сродство титановых сплавов с инструментальными материалами. В теории резания существует правило, что для эффективной обработки материалы инструментальный и обрабатываемый не должны иметь химической схожести.

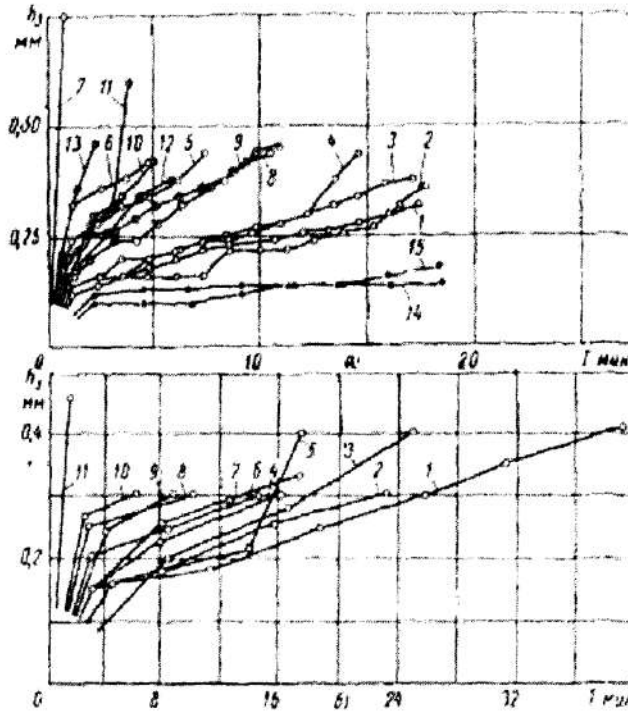


Рис. 5. Износ h_3 задней поверхности резцов с пластинками из различных твёрдых сплавов при чистовом и получистовом непрерывном точении без охлаждения титановых сплавов. а – обработка сплава ВТ3 $S=0,22$ мм/об $t=1,0$ мм 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 – $V=80$ м/мин 8, 9 – $V=96$ м/мин 10, 11, 12, 13 – $V=123$ м/мин $S=0,11$ мм/об $t=0,5$ мм 14, 15 – $V=70$ м/мин (1-ВК2; 2-ВК4; 3-ВК6; 4-ВК8; 5-Т15К6; 6-Т5К10; 7-ВК11; 8-ВК2; 9-ВК4; 10-ВК4; 11-ВК6; 12-ВК2; 13-ВК18; 14-ВК2; 15-ВК4); б – обработка сплава ВТ14; $V=60$ м/мин; $S=0,21$ мм/об; $t=1,5$ мм; (1-ВК8Та; 2-ВК8; 3-ВК12Та; 4-ВК4; 5-ВК6М; 6-ТТ10К8Б; 7-ТТ20К9; 8-ВК12; 9-ВК10М; 10-ВК3М; 11-ВК15М).

Исходя из этого, при обработке титановых сплавов рекомендуется применять инструменты, оснащённые однокристаллическими твёрдыми сплавами. Химическое сродство титановых сплавов с твёрдыми сплавами групп ТК и

ТТК, содержащими титан и тантал, приводит к слипанию и образованию лунки на передней поверхности инструмента, ускоряющей его поломку. Износ резцов, оснащённых пластинками из двух- и трёхкарбидных твёрдых сплавов по внешнему виду аналогичен износу, наблюдаемому у резцов с пластинками из сплавов ВК2, ВК3М, ВК4, ВК6М, ВК8, ВК8Та, ВК12Та. Однако процесс износа у этих резцов протекает значительно интенсивнее. Данное заключение следует из сравнения кривых износа (Рис. 5 а, б) [39]. Это связано с химическим сродством материала резца и обрабатываемого изделия.

4. Высокие температуры в зоне резания. Тепловые процессы при резании титановых сплавов не получили в литературе достаточного отражения, причём имеющиеся сведения нередко носят противоречивый характер. Так, в работе [36] утверждается, что температура при резании титанового сплава не превышает температуру при аналогичной обработке конструкционной стали одинаковой со сплавом прочности. По другим сведениям, при резании титановых сплавов возникают высокие температуры [71, 80]. Подтверждая это и отмечая, что стали уступают в рассматриваемом отношении титановым сплавам, зарубежные исследователи расходятся в оценке величин температур. При этом одни из них ограничиваются лишь констатацией значений температуры, другие связывают возникновение высоких температур с меньшей площадью контакта титановой стружки с резцом, а также высокой энергией её трения. Однако конкретные данные, подтверждающие справедливость этих соображений, авторы не приводят.

Процесс резания титановых сплавов отличается высокой теплонапряжённостью [12, 36]. На Рис. 6. приведены результаты исследования температуры резания при точении сплавов на основе никеля (ХН70ВМТЮ) и железа (30ХГСА) резцом из твёрдого сплава. Как видно, температура резания сплава ВТЗ-1 почти в 2 раза превышает температуру, возникающую при обработке стали 30ХГСА. При сравнении этих данных с результатами, полученными в работе [84] видно, что температура при резании титанового сплава ВТЗ-1 в среднем в 3-4 раза выше температуры, возникающей при

обработке алюминиевых сплавов и в 2 раза, чем при резании стали 40Х. Всё это указывает на то, что процесс лезвийной обработки сплавов на основе титана характеризуется весьма высокими температурами. Причины этого изложены ниже.

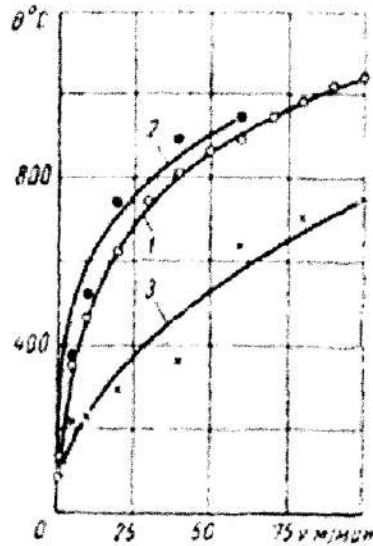


Рис. 6. Температуры резания $\Theta^{\circ}\text{C}$ при точении сплавов на основе титана, никеля и железа при $S=0,22$ мм/об и $t=1$ мм с различной скоростью V :
1 – ВТЗ-1; 2 – ХН70ВМТЮ; 3 – 30ХГСА

При резании титановых сплавов работы упругих деформаций и диспергирования незначительны. Основным источником тепловыделения является пластическая деформация и трение. Титановые сплавы характеризуются меньшей пластической деформацией, чем сплавы на основе никеля и железа. Следовательно, при лезвийной обработке сплавов на основе титана выделяется меньшее количество тепла. Данное предположение подтверждается данными, приведёнными в работах [62, 84, 102]. Поскольку тепло, переходящее в деталь, составляет значительную часть в тепловом балансе процесса резания, о напряжённости последнего можно судить по интенсивности или мощности соответствующего источника тепла. Эта характеристика, важная при анализе качества поверхностного слоя

обрабатываемой детали и при аналитическом исследовании температурного поля при резании различных материалов, приведена в табл. 1.10 [47].

Таблица 1.10.

Сравнение интенсивности теплового источника при обработки сплавов на основе титана, никеля и железа

Обрабатываемый материал	Поверхностная интенсивность теплового источника q в кал/см ²	Обрабатываемый материал	Поверхностная интенсивность теплового источника q в кал/см ²
Сплав ВТЗ	2,70	Сталь 45	3,66
Сплав ВТ5	3,00	Сталь 18ХНВА	4,36
Сплав ХН77ТЮР	2,50	Сталь 30ХГСА	3,87
Сплав ХН70ВМТЮ	3,14	Сталь ШХ15	3,67

Таким образом, высокой температуре резания титановых сплавов, значительно превосходящей температуру при аналогичной обработке сталей, соответствует сравнительно небольшое количество тепла, меньшее, чем при резании в тех же условиях сплавов на основе железа и никеля.

Физическая сущность этого явления становится ясной при рассмотрении распространения тепла в обрабатываемом материале.

Исследования температурного поля при точении, основанные на теплофизических моделях Н. Н. Рыкалина, позволили установить следующую зависимость для расчёта температуры точки деформированной зоны с координатой y в любой момент времени τ в °С [62]:

$$T(y, \tau) = \frac{q}{\sqrt{\pi \lambda c \tau}} \exp\left(-\frac{y^2}{4a\tau} - b\tau\right)$$

где q – поверхностная интенсивность теплового источника, Вт/м²;

τ – время в с; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·°С);

$c\gamma$ – объёмная теплоёмкость материала, Дж/(м³·°С);

$$a = \frac{\lambda}{c\gamma} - \text{коэффициент температуропроводности, м}^2/\text{с};$$

b – коэффициент теплоотдачи, 1/с.

Из приведённого уравнения следует, что температура деформированной зоны обратно пропорциональна квадратному корню из произведения параметров физических свойств, т. е. $\sqrt{\lambda c \gamma}$.

Но титан и его сплавы обладают небольшой теплоёмкостью, почти в 2 раза меньшим, чем у сталей удельным весом и весьма низкой теплопроводностью

Таблица 1.11.

Сравнение теплопроводности сплавов на основе титана, железа и алюминия

Материал	Коэффициент теплопроводности λ , $\frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{°С}}$
BT4	12,9
Сталь 45	40,2
ВД17	134

Следовательно, при одинаковых условиях резания температура деформированных слоёв будет соответственно значительно выше у титановых сплавов, чем у сталей, и тем более, чем у сплавов на основе алюминия, хотя по количеству выделившегося при резании тепла сплавы титана не превосходят указанные материалы и даже уступают им в этом отношении.

5. Силовые зависимости. Отличительной особенностью силовых явлений при резании титановых сплавов является резкое увеличение составляющих сил резания P_y и P_x при износе резца h_3 . По данным работы [105] при значениях износа инструмента по задней поверхности $h_3 = 1,4 - 1,6$ мм величины этих составляющих превышают значение P_z . Отмеченное соотношение составляющих сил резания в условиях черновой обработки, где допустимый износ по задней грани составляет 2,5 мм, приводит к быстрому износу металлорежущих станков универсального назначения, рассчитанных на

соотношение составляющих усилия резания $P_z : P_y : P_x = 1 : 0,5 : 0,3$ [90]. Следует отметить, что несмотря на невысокий уровень сил при обработке титановых сплавов вследствие малой площади контакта в зоне резания возникают значительные удельные контактные нагрузки (до 1300 - 1500 МПа). Это приводит к быстрому износу передней поверхности резца и выкрашиванию режущей кромки.

Для повышения эффективности процесса обработки резанием изделий из титановых сплавов часто необходимо учитывать значения сил резания. В работе [1] представлен алгоритм расчёта сил резания, основанный на модели резания Oxley. Расчёты позволяют определить динамику изменения зависимости между режимами резания, геометрией инструмента и граничными условиями на передней поверхности инструмента, с одной стороны, и константами обрабатываемого материала, с другой стороны. Статистические результаты расчёта показали, что средняя ошибка при расчёте главной составляющей силы резания составляет $\approx 1,3\%$, а при расчёте радиальной составляющей силы резания $\approx -3,2\%$. Такой расчёт может быть применим к обработке с высокими скоростями.

6. Низкая пластичность титановых сплавов, обусловленная их химическими и физическими свойствами. Низкая пластичность сплавов на основе титана обусловлена их химическим составом и структурой. Некоторые элементы способствуют образованию α -структуры, которая имеет плотноупакованную гексагональную кристаллическую решётку, затрудняющую механическую обработку. Снижение пластичности также связано со свойством титановых сплавов поглощать водород, кислород и азот. При повышенной температуре титан и его сплавы приобретают чрезвычайно высокую химическую активность. Они энергично реагируют с водородом водяного пара, кислородом и азотом воздуха. Интенсивное поглощение водорода начинается при температуре 300°C, кислорода – при 500°C и азота при 600°C [38]. С повышением температуры интенсивность поглощения этих газов резко возрастает.

Изучение явления поглощения газов показало, что кислород, азот и водород не только образуют соединения на поверхности титана и его сплавов, но и проникают в кристаллическую решётку, образуя твёрдые растворы внедрения и резко повышая твёрдость и хрупкость титана или сплава.

Кроме влияния на механические свойства, кислород и азот, растворённые в соответствующих количествах в поверхностном слое титанового сплава, вызывают в нём фазово-структурные изменения. Они заключаются в образовании характерной α -структуры, поскольку эти элементы являются стабилизаторами α -фазы. Возникновение такого альфированного слоя всегда в той или иной степени имеет место при различных процессах обработки, осуществляемых на воздухе.

Свойства титана и его сплавов активно взаимодействовать при повышенных температурах с атмосферными газами представляет одну из наиболее отрицательных особенностей этих материалов. Данное свойство сказывается при резании, поскольку при этом возникают высокие температуры, значительно превышающие те, при которых титан начинает активно реагировать с кислородом и азотом воздуха.

О наличии фазово-структурных изменений, а следовательно, и охрупчивания свидетельствует фотография микрошлифа стружки (Рис. 7.) На фоне мелкоигольчатой α' -структуры стружки видны скопления более крупных светлых зёрен α -фазы (Рис. 7, б) [47].

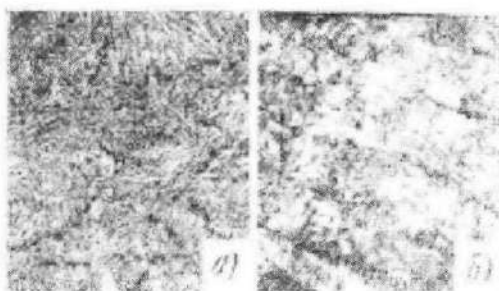


Рис. 7. Микроструктура титанового сплава и его стружки:

а – структура сплава ВТЗ (исходная);

б – структура поверхности стружки, снятой при $V=118$ м/мин; $S=0,22$ мм/об; $t=1,0$ мм;
резание без охлаждения (x200)

Высокая температура в зоне резания и отмеченные явления, обусловленные поглощением газов воздуха, оказывают дополнительное влияние на деформацию срезаемого слоя α - и $(\alpha+\beta)$ -сплавов, в результате чего коэффициент усадки стружки принимает значения ≤ 1 . Эта особенность деформации срезаемого слоя α - и $(\alpha+\beta)$ -сплавов титана связана с потерей слоев пластичности и способности к сжатию в результате поглощения им газов воздуха.

Преимущественно элементная форма стружки при резании титановых сплавов так же связана с низкой пластичностью и большими углами скалывания [2, 8, 18], оказывает неблагоприятное влияние на процесс обработки, так как вызывает повышенную вибрацию при резании и износ режущего инструмента.

7. Повышенная интенсивность износа режущего инструмента.

Повышенная интенсивность износа режущего инструмента при обработке титановых сплавов определяется двумя факторами: повышенной истирающей способностью титановых сплавов и весьма высокой температурой граничных слоёв. В зависимости от условий резания степень влияния этих факторов изменяется. При повышении скорости и подачи возрастает значение теплового фактора – процесс износа интенсифицируется и наступает мгновенное разрушение режущей кромки. При понижении этих параметров доминирующее значение приобретает абразивный износ. Высокая истирающая способность титановых сплавов связана с особенностями их физико-химических свойств и структуры. В работе [104] показано, что сплавы на основе титана оказывают высокое абразивное воздействие на инструмент вследствие содержания в них высокотвёрдых включений в виде окислов нитридов и карбидов.

8. Высокое влияние параметров обработки на качество поверхностного слоя и усталостные характеристики.

Использование некоторых способов механической обработки сильно влияет на усталостные характеристики титановых сплавов. Данные исследования описаны в работах

[74, 91, 92]. В статье [9] высказывается предположение, что основные усталостные характеристики многих титановых сплавов зависят от благоприятных сжимающих остаточных напряжений в поверхностном слое, возникающих от воздействия инструмента во время механической обработки. Поэтому при обработке сплавов на основе титана необходимо учитывать, величину и знак остаточных напряжений, получаемых в процессе обработки.

В работе [66] отмечается, что титановые сплавы обладают высокой чувствительностью к состоянию поверхностного слоя, поэтому методы и режимы их механической обработки должны разрабатываться не только с позиции производительности, но и с учётом их влияния. Для определения влияния состояния поверхности на усталостную прочность проводили исследования на круглых образцах диаметром 7 мм и прямоугольных образцах сечением 8×4 мм из сплавов ВТЗ-1 и ТС5. Моделировались виды механической обработки, применяемой при изготовлении как хвостовой, так и рабочей части турбинных лопаток.

1.4 Высокоэффективные методы обработки резанием титановых сплавов

В современном машиностроении нашли широкое распространение материалы с особыми физико-механическими свойствами. К ним относятся сплавы на основе титана. Обработка этих материалов резанием, как это показано выше, имеет свои характерные особенности, качественно отличающие её от механической обработки обычных конструкционных материалов.

Применение обычного метода резания при изготовлении деталей из титановых сплавов является малопроизводительным и экономически невыгодным.

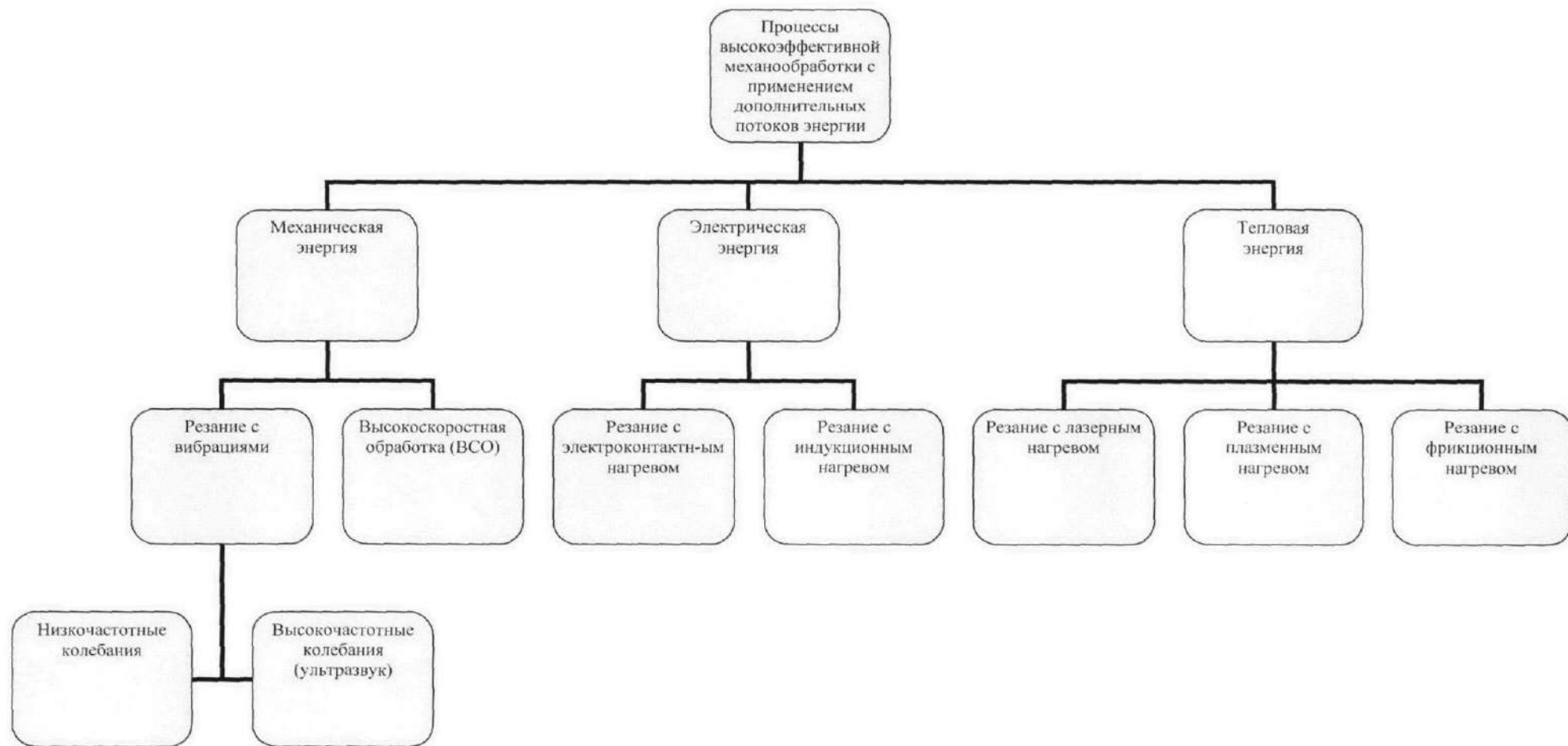


Рис. 8. Схема процессов высокоэффективной механообработки с применением дополнительных потоков энергии

В последнее время при обработке труднообрабатываемых материалов в российской и зарубежной промышленности большое распространение получают методы обработки с комбинированием энергий (Рис. 8). Наилучшим способом повысить эффективность резания является использование дополнительных источников энергии в зоне резания (плазменного, лазерного, индукционного и др.), которые рассматривались в работах А.Н. Резникова, Н.Н. Рыкалина, М.А. Шатерина, Е.У. Зарубицкого и других отечественных и зарубежных исследователей [56, 64, 69, 71, 72, 75, 78, 79].

1.4.1. Обработка титановых сплавов резанием с вибрациями

Резание с низкочастотными колебаниями. Резание с низкочастотными колебаниями обеспечивает эффективное и надёжное дробление стружки, образующейся в зоне резания, что является одним из основных условий для осуществления высокопроизводительной обработки на универсальном оборудовании и автоматизацией операций механической обработки.

Идея использования вибраций для улучшения операций резания не является новой. Метод впервые был разработан русским исследователем В.Л. Татариновым в 1910 г. Первые работы по промышленному применению метода были сделаны во ВНИИ Рывкиным Г. М. и Самойловым Б. И. [82].

Вибрационное движение может изменять характер процесса резания, превращая его из непрерывного в прерывистый, сопровождающийся периодическим выходом режущего клина инструмента из контакта с обрабатываемым металлом. Вибрации при резании могут при том же характере течения обработки (непрерывном или прерывистом) изменять физическую картину превращения отдельных элементов срезаемого слоя в стружку, т. е. воздействовать на процесс стружкообразования [70].

Кроме того, использование низкочастотных колебаний влияет на температуру в зоне резания. Исследователями [85] установлено, что вибрации оказывают влияние на интенсивность тепловых процессов при механической

обработке. Следовательно, применяя вибрационное резание можно достичь оптимальной температуры в зоне стружкообразования для каждой пары инструментальный материал – обрабатываемый материал.

Резание с ультразвуковыми колебаниями. Для дальнейшего повышения эффективности процессов резания вязких труднообрабатываемых материалов, к которым относятся сплавы на основе титана, необходимо применение новых высокопроизводительных способов механической обработки. К числу таких методов относится способ резания металлов, заключающийся в сообщении режущему инструменту ультразвуковых колебаний малой амплитуды. Этот метод для интенсификации процессов резания металлическим инструментом предложен в работе [29].

Ультразвуковые колебания, сообщаемые режущему инструменту, могут оказывать значительное влияние на обе составляющие работы резания (работа, затрачиваемая на пластическую деформацию срезаемого слоя и внешнее трение на рабочих гранях инструмента [19, 17]). Знакопеременные напряжения, создаваемые ультразвуковыми колебаниями, ускоряют движение и образование новых дислокаций, обеспечивая возникновение пластической деформации при более низких напряжениях. Ультразвук, вызывая циклические перемещения контактных поверхностей инструмента относительно заготовки, приводит к периодическому повороту векторов сил трения на рабочих гранях инструмента, значительно уменьшая сопротивление сходу стружки и облегчая процесс стружкообразования. При воздействии ультразвука уменьшается микротвёрдость поверхности, глубина и степень наклёпа. Например, при точении титанового сплава ВТ5 возбуждение тангенциальных ультразвуковых колебаний малой амплитуды ($\xi_m \leq 3$ мкм) привело к снижению микротвёрдости обработанной поверхности в 1,5 раза [58].

В работе [59] установлено демпфирование вибраций под действием ультразвука. Повышение динамической устойчивости процесса резания с помощью ультразвуковых колебаний является очень важным при обработке резанием титановых сплавов.

Следует отметить, что применение резания с ультразвуковыми колебаниями имеет высокую эффективность при низких скоростях обработки. Результаты исследований [59] позволили объяснить механизм воздействия ультразвука на процесс резания главным образом тепловым эффектом, который при определённых условиях (при малых V) может вызывать микроразмягчение деформируемого металла в точках истинного контакта.

При резании металлов с ультразвуком имеет место подвижный источник тепла. Температура тела Θ при нагреве его подвижным источником тепла очень сильно зависит от скорости его движения V , особенно для материалов, имеющих малые значения коэффициентов теплопроводности λ , и температуропроводности a_T . Температура $\Theta(R)$ точек впереди источника изменяется по экспоненциальному закону [59]

$$\theta(R) = \frac{q_u}{2\pi\lambda R} \exp\left(-\frac{VR}{a_T}\right)$$

На Рис. 9. [59] показаны графики температуры полубесконечного тела $\Theta(R,0)$ впереди источника на расстоянии $R=0,001$ мм в зависимости от скорости движения источника V для титана, железа, вольфрама и меди.

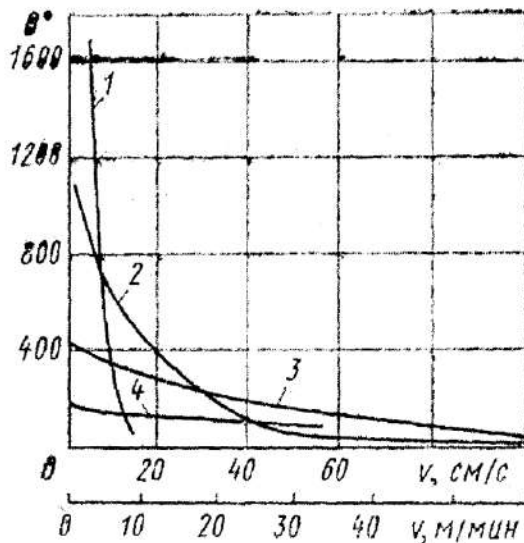


Рис. 9. Зависимость температуры Θ полубесконечного тела впереди источника в зависимости от скорости его движения V :

1 - титан; 2 - железо; 3 - вольфрам; 4 - медь.

Для титана увеличение скорости движения источника в 2,5 раза от 2,4 до 6 м/мин приводит к уменьшению температуры почти в 6 раз с 1680° (температура плавления) до 290°С. отмеченное явление позволяет объяснить значительное снижение эффекта воздействия ультразвука при увеличении окружной скорости заготовки V .

1.4.2 Обработка титановых сплавов резанием с подогревом очага деформации

Титановые сплавы относятся к материалам, обработка которых резанием затруднена из-за невысоких режимов резания, малой стойкости режущего инструмента и влияния режимов обработки на качество поверхностного слоя и вследствие этого на усталостные характеристики получаемых изделий.

Фундаментальные работы по оптимизации процесса резания труднообрабатываемых материалов проведены под руководством проф. А.Д. Макарова [55, 56]. На настоящем этапе развития теории резания металлов существование оптимальных температур в зоне контакта инструмента и заготовки можно считать доказанным [52, 56, 86]. Процесс механической обработки в условиях оптимальных температур резания характеризуется минимальной интенсивностью изнашивания инструмента и наилучшими показателями качества обработанной поверхности [5, 6, 56]. Исследования, проведённые проф. Макаровым, показали, что оптимальные режимы обработки сплавов на основе титана достигаются при условиях, когда среднеконтактные температуры находятся в диапазоне температур провала пластичности 650...850°С [54].

Высокоскоростная обработка. На производительность механической обработки оказывают влияние режимы резания. Увеличение глубины резания часто не представляется возможным, так как в современном машиностроении наметилась тенденция к снижению припуска на механообработку. Увеличение

подач ограничивается требованиями к качеству поверхностного слоя обрабатываемой детали. С возрастанием скорости резания увеличивается износ режущего инструмента, но применение новых инструментальных материалов и износостойких покрытий позволяет достичь оптимальных скоростей резания.

Высокоскоростная обработка резанием появилась в 1931 году благодаря исследованиям К. Саломона. Дальнейшими исследователями ВСО были такие учёные как Бобров В.Ф, Клушин Н.И, А. Командури и др. [26].

При ВСО стружкообразование происходит в условиях локального термопластического сдвига. Основные деформации и тепловыделения происходят в узкой полосе обрабатываемого материала толщиной $a = 10...20$ мкм. Сливная стружка при высоких скоростях резания переходит в элементную [13]. Причинами перехода к элементной стружке являются [11]:

- вибрации, возникающие в системе СПИД;
- нестабильность сдвиговых деформаций и условий контакта;
- неоднородность прочностных и термопластических свойств материала.

Наиболее важной и решающей причиной перехода считают локальное разупрочнение металла в том месте, где начинается сдвиг, вызванный местным выделением тепла и образованием большого градиента температур [4, 16].

Высокоскоростная обработка резанием титановых сплавов имеет ряд особенностей. Благодаря малому значению критических скоростей, при которых наблюдается переход к локальному сдвигу (табл. 1.12), для ВСО сплавов на основе титана нет необходимости в использовании новейших станков с высокими оборотами шпинделя.

Таблица 1.12

Ориентировочные значения диапазонов критических скоростей, при которых наблюдается переход к локальному сдвигу [44]

Обрабатываемый материал	Ориентировочные значения диапазонов критических скоростей, м/мин
алюминий и его сплавы	10000 - 50000
мягкие малоуглеродистые стали	200 - 1000

Обрабатываемый материал	Ориентировочные значения диапазонов критических скоростей, м/мин
легированные стали и сплавы	60 - 500
титан и его сплавы	0,3 - 40

Из-за низкого модуля упругости титановых сплавов, означающего повышенную склонность этих сплавов к упругому деформированию, при ВСО возможно появление повышенной вибрации.

В работе [48] исследуется высокоскоростное (скорость более 300 м/мин) чистовое контурное фрезерование. Согласно представленным данным, точность и качество обработанных поверхностей и срок службы фрез во многом определяются динамическими характеристиками процесса: величиной биения фрезы и динамической силой отжима фрезы.

Как это уже отмечалось выше, процесс резания титановых сплавов отличается высокой теплонапряжённостью. При ВСО температуры в зоне резания достигают больших значений. Поэтому необходимо использовать режущие инструменты, обладающие высокой термостойкостью.

К основным достоинствам ВСО титановых сплавов можно отнести: высокую производительность; высокое качество поверхности [43]; возможность использовать стандартное оборудование.

Недостатки: необходимость высокой жёсткости системы СПИД и использования специальных инструментальных материалов.

1.5. Постановка задач исследования

Обзор литературы показал, что поиск путей высокопроизводительных методов лезвийного резания титановых сплавов идёт в основном по двум направлениям:

– введение в рабочую зону дополнительных потоков энергии с целью облегчения условий резания;

– повышение скоростей резания до $V = 100 \dots 150$ м/мин в сочетании с тщательной оптимизацией параметров резания с целью повышения стойкости инструмента.

Введение в рабочую зону дополнительных потоков энергии с использованием наложения ультразвуковых колебаний, с использованием плазменных, электроконтактных, индукционных и лазерных методов подогрева вызывает снижение механической прочности обрабатываемого материала и позволяет проводить обработку с более высокими значениями подач и глубины резания. Скорость резания при этом не изменяется.

Шероховатость обработанной поверхности при использовании данного метода получается довольно грубой и составляет порядка $R_z = 40 \dots 60$ мкм, что соответствует черновым методам обработки. Кроме того происходит альфирование поверхностного слоя деталей из титановых сплавов, что отрицательно сказывается на их эксплуатационных характеристиках.

Использование дополнительных энергоёмких технологических установок для подогрева снимаемого припуска значительно удорожает процесс обработки, что ставит под сомнение их широкое использование в современных условиях.

Высокоскоростное резание имеет преимущество по нескольким причинам:

1. Повышение производительности обработки, благодаря высоким скоростям резания.

2. Благодаря малому значению критических скоростей, при которых наблюдается переход к локальному сдвигу, для ВСО сплавов на основе титана нет необходимости в использовании новейших станков с высокими оборотами шпинделя и применение энергоёмких технологических установок для подогрева снимаемого припуска.

3. Высокое качество поверхности после ВСО, позволяющее в ряде случаев применять ВСО как заключительную отделочную операцию, заменяя шлифование.

Обзор литературы также показал, что методы высокоскоростной обработки резанием титановых сплавов практически не изучены, но являются перспективными. При условии точного регулирования тепловыделения в процессе резания можно исключить нежелательное воздействие теплоты на режущий инструмент и на структуру и механические свойства поверхностного слоя детали. При этом можно получить повышение производительности и снижение себестоимости обработки резанием титановых сплавов (ТС).

Принимая во внимание основные проблемы, возникающие при резании сплавов на основе титана, является необходимым проведение следующих исследований:

- теоретическое исследование сложно-напряжённого состояния при высокоскоростной обработке ТС;
- теоретическое исследование теплофизики процесса ВСФ титановых сплавов;
- теоретическое исследование механизма износа режущего инструмента при высокоскоростной обработке титановых сплавов;
- экспериментальное исследование тепловых процессов, износа режущего инструмента и экспериментальное определение коэффициента усадки стружки при ВСФ сплавов на основе титана;
- определение оптимальных режимов высокоскоростного торцевого фрезерования титановых сплавов методом нелинейной оптимизации.

ГЛАВА 2. ИССЛЕДОВАНИЕ СЛОЖНО-НАПРЯЖЁННОГО СОСТОЯНИЯ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Широкое распространение высокоскоростного резания обуславливает необходимость углубленного изучения механизмов деформации в зоне резания и составления расчётных схем для определения нагрузок на контактных поверхностях режущего инструмента.

В процессе высокоскоростной обработки резанием титановых сплавов под действием внешних нагрузок происходит деформирование и разрушение материала. В срезаемом и поверхностном слое возникает напряжённо-деформированное состояние (НДС). Определение параметров НДС необходимо для всестороннего изучения процессов ВСО и позволяет осмыслить происходящие при этом явления, и разработать схему расчёта протекающего процесса, определить распределение нагрузок на рабочих поверхностях инструмента, оценить остаточные деформации и напряжения в обработанной поверхности, выбрать наиболее оптимальные геометрию инструмента и режимы обработки резанием. Для дальнейших теплофизических расчётов и построения модели износа инструмента необходимо исследовать следующие параметры:

- длину пластического и упругого контактов инструмента со стружкой по передней и задней поверхности.
- закон распределения контактных нагрузок на поверхности режущего инструмента.

2.1. Определение длины контакта на передней поверхности инструмента со стружкой

Зона контакта на передней поверхности инструмента со стружкой состоит из двух участков: $l_{\text{п}}$ – зона пластического контакта и $l_{\text{у}}$ – зона упругого контакта (Рис. 10.).

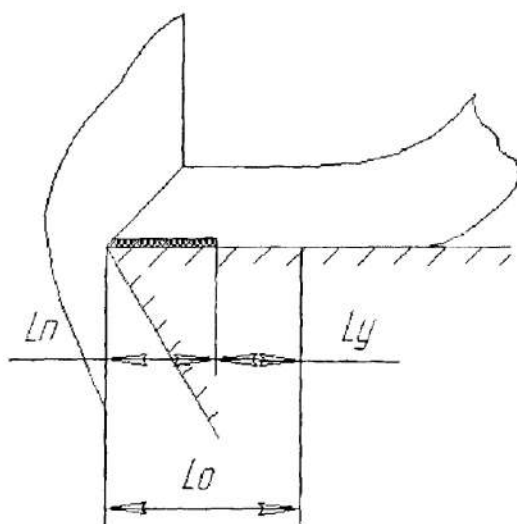


Рис. 10. Зоны контакта на передней поверхности инструмента

На участке l_n движение стружки осуществляется по заторможенному слою, а сопротивление движению стружки определяется сопротивлением сдвигу в контактном слое стружки. Важно отметить, что при этом фактическая площадь контакта приближается к номинальной (контакт осуществляется по всей площади, а не только по вершинам выступов) и больше не зависит от нормальной силы. В этом случае сила, которая необходима для относительного перемещения, равна силе, необходимой для деформирования менее жёсткого поверхностного слоя по всей площади. Величина этой силы мало зависит от нормальной силы [96]. Она прямо пропорциональна номинальной площади контакта. Эта зависимость прямо противоположна зависимости, определяемой классической теорией трения, когда величина силы трения не зависит от площади контакта. Поэтому, принято допущение, что в данном случае внешнее трение скольжение отсутствует и заменяется внутренним трением между отдельными слоями стружки. На участке упругого контакта присутствует внешнее трение скольжения. Внешнее трение скольжения и сопротивление движению стружки зависят от силы трения между передней поверхностью инструмента и стружкой.

Размер площадки контакта зависит от скорости резания, переднего угла γ , коэффициента усадки стружки K_a , толщины срезаемого слоя и других факторов [7, 20].

Для определения площадки контакта воспользуемся формулой, предложенной в работе [107].

$$l_0 = tK_a^{0,1}[K_a(1 - tg\gamma) + sec\gamma] \quad (2.1)$$

где t – глубина резания, K_a – коэффициент усадки стружки, γ – передний угол инструмента.

Анализ влияния параметров, входящих в формулу (2.1) на величину площадки контакта показал изменение длины площадки контакта в зависимости от переднего угла γ (Рис. 11.), глубины резания t (Рис. 12.) и коэффициента усадки стружки K_a .

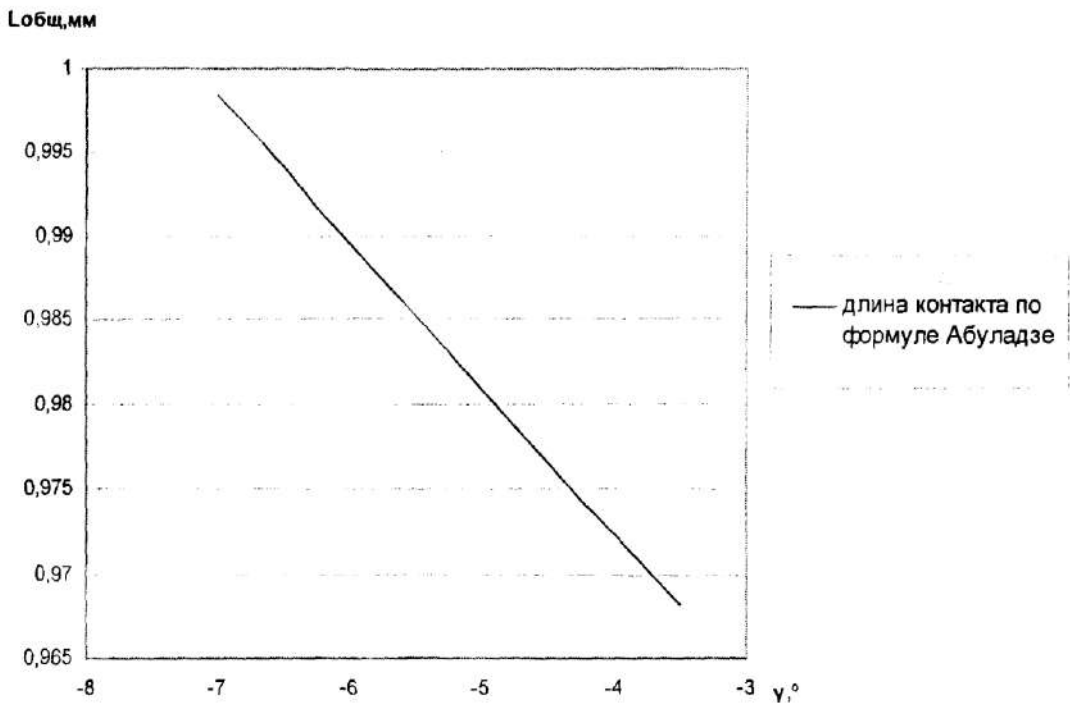


Рис. 11. Зависимость длины площадки контакта от переднего угла γ .

(Коэффициент усадки стружки $K_a=0,9$; глубина резания $a = 0,5$ мм)

Для данных значений K_a и t зависимость длины площадки контакта от переднего угла можно аппроксимировать линейной зависимостью (уравнение $l_0 = -0,0086\gamma + 0,938$; величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,9999$).

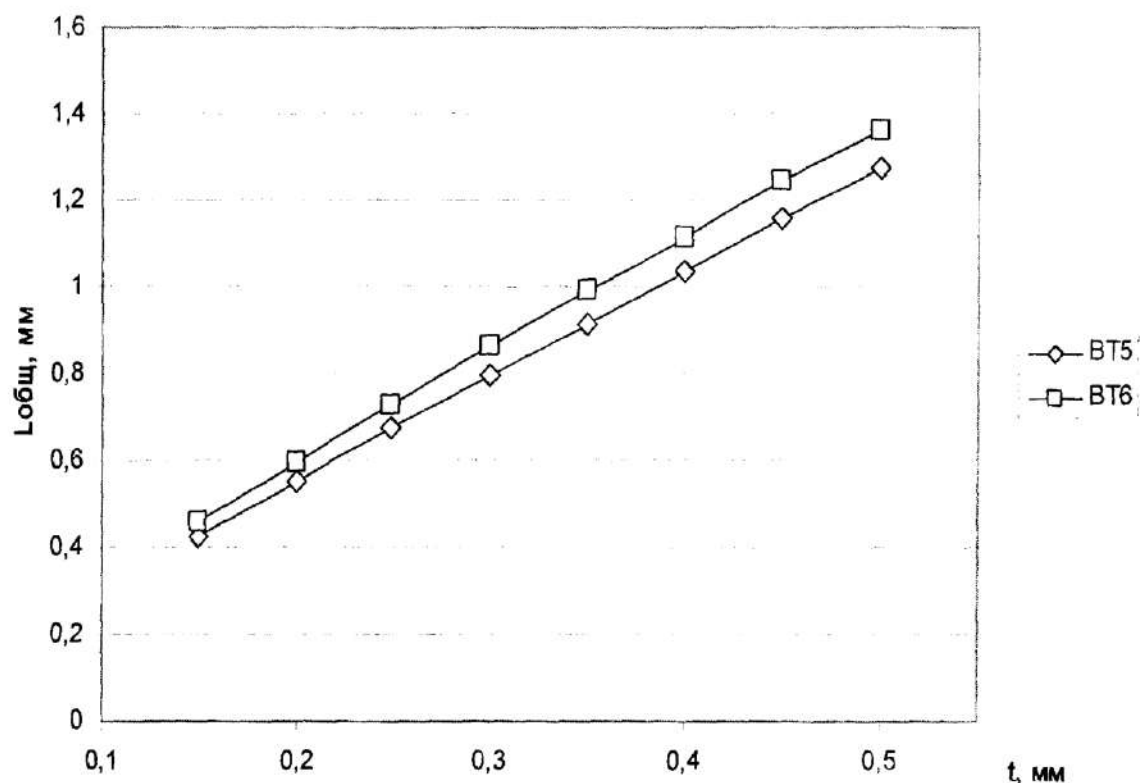


Рис. 12. Зависимость длины площадки контакта от глубины резания t .
(Скорость резания $V = 100$ м/мин; подача $S = 0,4$ м/мин; передний угол $\gamma = -7^\circ$)

Из рисунков (Рис. 11. и Рис. 12.) видно, что длина площадки контакта растёт при увеличении глубины резания и с изменением величины переднего угла γ от -8° до -3° уменьшается.

Влияние режимов резания на длину площадки контакта l_0 происходит через изменение коэффициента усадки стружки K_a . Зависимость K_a от режимов резания представим как зависимость вида:

$$K_{a_i} = C_{Kai} V^a S^b t^g \quad (2.2)$$

Значения эмпирических коэффициентов, входящих в данное уравнение для α -сплава ВТ5 и $(\alpha+\beta)$ -сплава ВТ6 представлены в таблице 2.1.

Значения эмпирических коэффициентов

Материал	BT5	BT6
C_{Kai}	1,52	1,52
a	-0,24	-0,2
b	$-0,08 \times (1 + \lg V)$	$-0,09 \times (1 + 0,44 \lg V)$
g	$-0,03 \times (1 + 2 \lg V)$	$-0,03 \times (1 + 2 \lg V)$

Следовательно, уравнение (1) можно переписать в виде:

$$l_0 = t(C_{Kai} V^a S^b t^g)^{0,1} \left[C_{Kai} V^a S^b t^g (1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma \right] \quad (2.3)$$

Данная формула, полученная автором, позволяет определить изменение площадки контакта в зависимости от режимов резания V , S , t , переднего угла γ и толщины срезаемого слоя.

В работе [67] предложена формула для расчёта длины контакта инструмента со стружкой.

$$l_0 = t \frac{\tau_\phi \sin(\phi - \gamma)}{q_F \sin \phi} \left[\operatorname{ctg}(\phi - \gamma) \operatorname{tg}(\phi - \gamma + \theta) - 1 \right] \quad (2.4)$$

где t – глубина резания; τ_ϕ – предел прочности на сдвиг (срез); q_F – удельная сила трения; γ – передний угол; ϕ – угол в плане; β – угол резания; ρ – угол трения.

$$\theta = \rho + \beta_1 - \gamma;$$

$$\beta = \operatorname{arccctg} \frac{K_a - \sin \gamma}{\cos \gamma}$$

$$\rho = 90^\circ - (2\beta - \gamma)$$

Особенностью формулы (2.4) является расчёт l_0 в зависимости от геометрических параметров режущего инструмента и физико-механических свойств материала, обрабатываемой детали, и отсутствие эмпирических

коэффициентов. К недостаткам данной формулы следует отнести отсутствие учёта влияния режимов резания на l_0 .

Следовательно, применение формулы (2.4) является целесообразным при расчёте длины площадки контакта на передней поверхности инструмента со стружкой, когда эмпирические коэффициенты, входящие в формулу (2.3) не известны.

Важно также рассчитать длину пластического контакта стружки с передней поверхностью резца.

Длина пластического контакта по предложению А.И. Исаева и Н.Н. Зорева измеряются по отпечаткам на контактной стороне стружки и равняются приблизительно половине общей длины контакта:

$$\frac{l_n}{l_0} \approx 0,5$$

В действительности же данное отношение даёт только приблизительный результат. Остафьевым предложена зависимость, позволяющая с большей точностью рассчитать длину пластического контакта:

$$l_n = \frac{l_0}{n} \left[\frac{q_F}{\tau_\phi} (n+1) - 1 \right] \quad (2.5)$$

где n – коэффициент, определяемый по формуле (2.12)

2.2. Закон распределения контактных нагрузок на поверхности режущего инструмента

Сложный характер контакта инструмента со стружкой на передней поверхности влияет на распределение контактных напряжений.

По данным Н.Н. Зорева, распределение нормальных нагрузок достаточно точно описывается степенной зависимостью, а касательные контактные нагрузки имеют два участка: пластический, где они постоянны и равны

прочности сдвига; и упругий, где они изменяются по степенной зависимости (Рис. 13.).

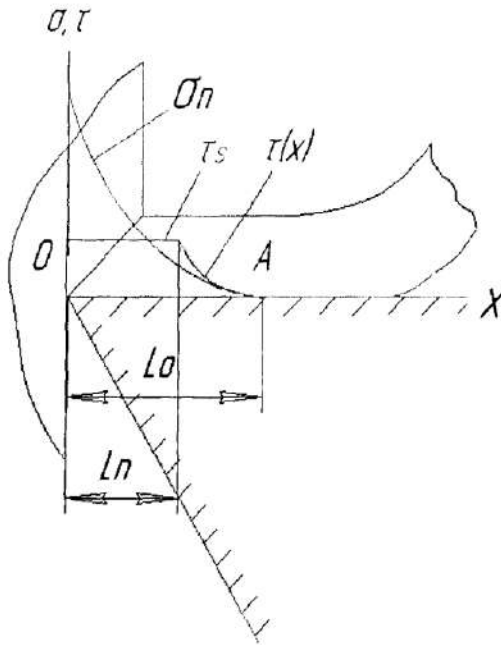


Рис. 13. Распределение нормальных σ и касательных τ напряжений в зоне контакта инструмента со стружкой.

Проведём оценку величин контактных нагрузок, которые действуют на рабочих поверхностях режущего инструмента. Для этого найдём вначале их средние значения.

В результате исследований [40, 73] установлено, что удельная сила трения q_f в основном определяется свойствами обрабатываемого материала и слабо зависит от условий обработки, в то время как среднее контактное давление значительно зависит от этих условий, наиболее полным отражением которых является усадка стружки. Поэтому М.Ф. Полетика предложил расчёт средних контактных нагрузок ($q_N = 0,28S_K$) [73].

$$q_N = \frac{A_\gamma}{K_a^{ml}}, \quad (2.6)$$

где S_K – сопротивление разрыву обрабатываемого материала; A_γ – коэффициент и показатель степени m , определяемый передним углом; l – показатель степени в зависимости между усадкой стружки и относительной длиной контакта.

Проведём теоретический расчёт q_N . Для этого составим схему усилий, которые действуют в зоне резания (Рис. 14.). Рассмотрим проекцию сил на условную плоскость сдвига.

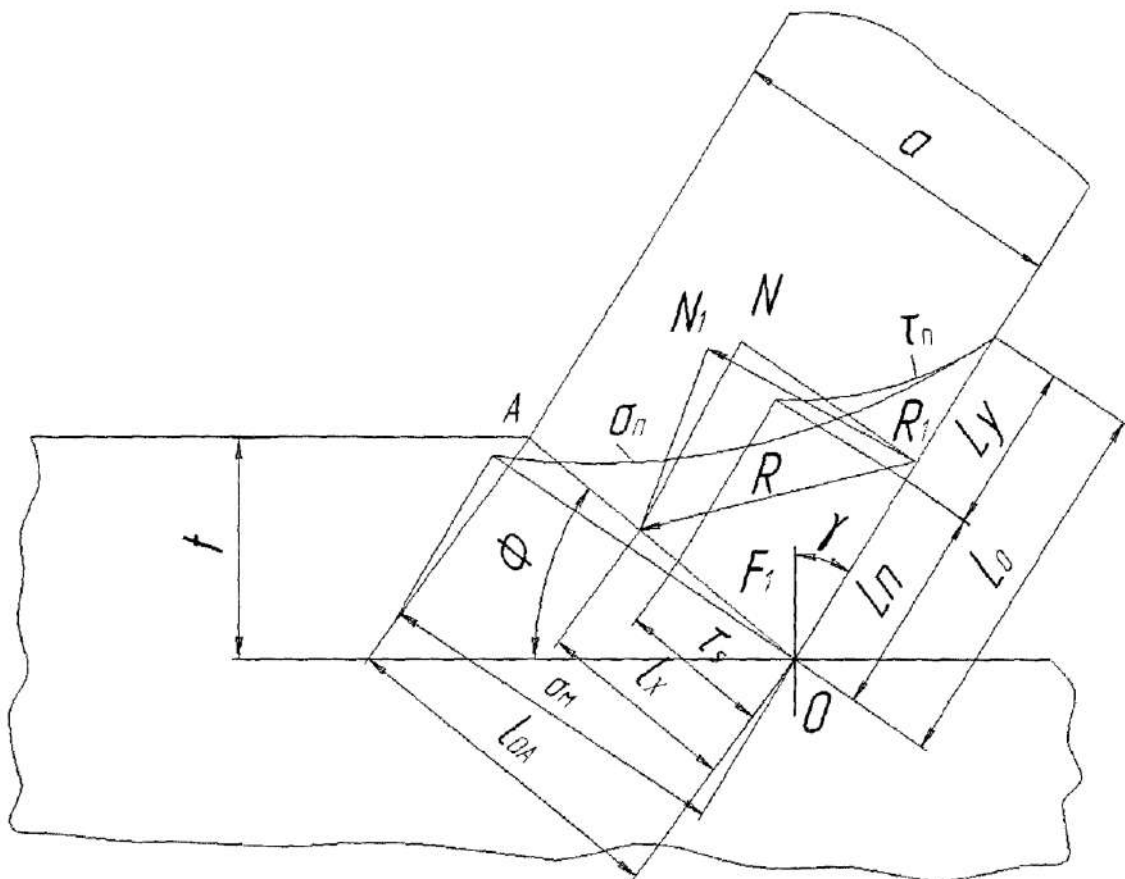


Рис. 14. Взаимосвязь контактных нагрузок с силами стружкообразования [40]

t – глубина резания; a – толщина стружки; l_n – зона пластического контакта; l_y – зона упругого контакта; OA – плоскость сдвига; σ_n – нормальные напряжения; σ_m – максимальные нормальные напряжения; τ_n – касательные напряжения; τ_s – максимальные касательные напряжения (равны напряжению сдвига τ_Φ); F_1 , R , R_1 , N , N_1 – силы и их составляющие, действующие в зоне резания; γ – передний угол; Φ – угол сдвига.

$$q_N L_0 \cos(\Phi - \gamma) = \tau_\Phi \frac{t}{\sin \Phi} - q_F L_0 \sin(\Phi - \gamma), \quad (2.7)$$

где q_F – удельная сила трения; q_N – средняя контактная нагрузка.

$$q_N = \frac{t}{L_0} \frac{\tau_\phi}{\sin \Phi \cos(\Phi - \gamma)} - q_\phi \operatorname{tg}(\Phi - \gamma). \quad (2.8)$$

По экспериментальным данным, приведённым в работы [73] величины τ_ϕ и q_ϕ являются постоянными для каждого материала. Следовательно, главными параметрами, определяющими величину q_N являются: отношение глубины резания к длине общего контактов инструмента со стружкой t/L_0 ; усадка стружки K_a и величина переднего угла γ .

Большое значение для решения теплофизической задачи и определения прочности инструмента имеет характер распределения нормальных и касательных напряжений по длине площадки контакта инструмента со стружкой.

Имеются формулы, позволяющие рассчитать изменение контактных нагрузок в зоне контакта на передней поверхности инструмента [67]

- распределение нормальных напряжений по степенной зависимости:

$$\sigma_n = \sigma_M \left(\frac{L_0 - x}{L_0} \right) \quad (2.9)$$

- распределение касательных напряжений в зоне пластического контакта:

$$\tau_n = \tau_\phi \text{ при } 0 < x < L_n \quad (2.10)$$

- распределение касательных напряжений в зоне упругого контакта:

$$\tau_n = \tau_\phi \frac{x^n}{L_0 - L_n} \text{ при } L_n < x < L_0 - L_n \quad (2.11)$$

где

$$n = 2 \left(\frac{L_0}{t K_a [\mu + \operatorname{tg}(\Phi - \gamma)]} - 1 \right) \quad (2.12)$$

t – глубина резания; K_a – коэффициент усадки стружки; μ – коэффициент трения (зависит от температуры резания); Φ – угол сдвига (находится по формуле (2.13) [30]).

$$\operatorname{tg}\Phi = \frac{\cos\gamma}{K_a - \sin\gamma} \quad (2.13)$$

Рассмотрим изменение угла сдвига в зависимости от режимов резания: скорости резания V , м/мин, подачи S , мм/мин и глубины резания t , мм.

Влияние режимов резания на Φ происходит через изменение коэффициента усадки стружки K_a . Зависимость K_a от режимов резания представим по формуле (2.2), значения эмпирических коэффициентов, входящих в данное уравнение для α -сплава ВТ5 и $(\alpha+\beta)$ -сплава ВТ6 представлены в таблице 2.1.

Следовательно, уравнение (2.13) можно переписать в виде:

$$\operatorname{tg}\Phi = \frac{\cos\gamma}{C_{Kai} V^a S^b t^g - \sin\gamma} \quad (2.14)$$

Данная формула позволяет определить изменение угла сдвига Φ в зависимости от режимов резания V , S , t и переднего угла γ .

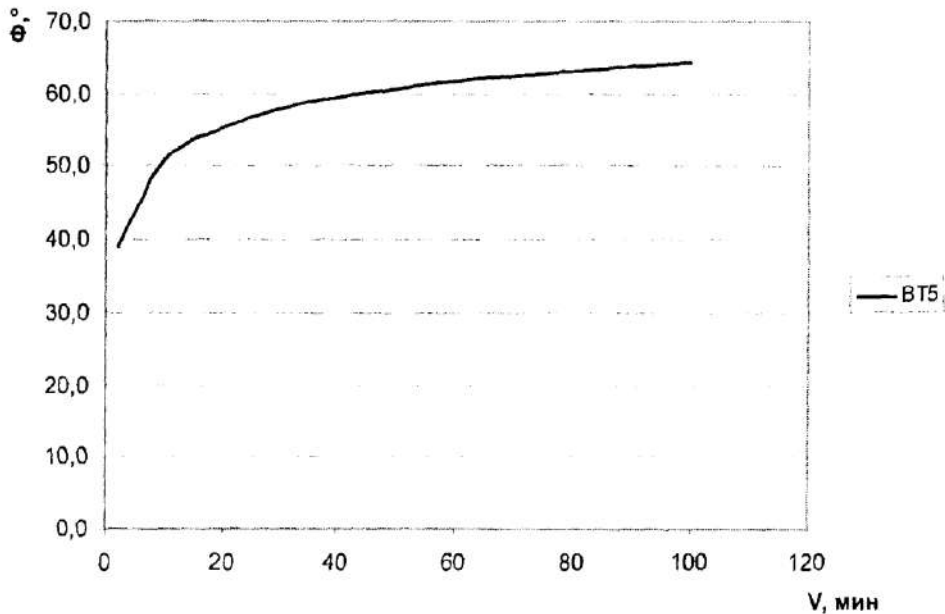


Рис. 15. Зависимость угла сдвига Φ от скорости резания V (титановый α -сплав ВТ5,

$S = 6,5$ мм/об, $t = 0,5$ мм, $\gamma = -7^\circ$)

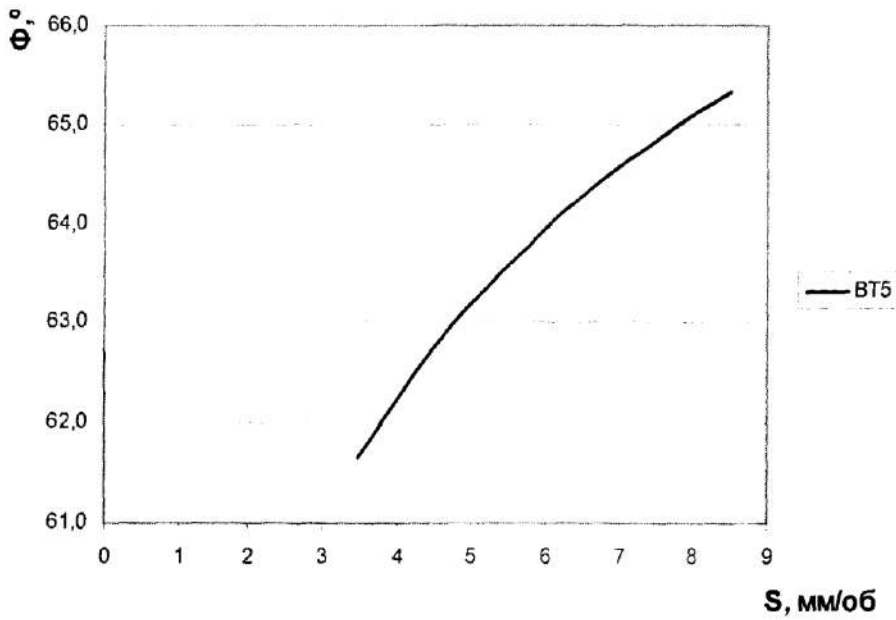


Рис. 16. Зависимость угла сдвига Φ от подачи S , мм/об (титановый α -сплав BT5, $V = 100$ м/мин, $t = 0,5$ мм, $\gamma = -7^\circ$)

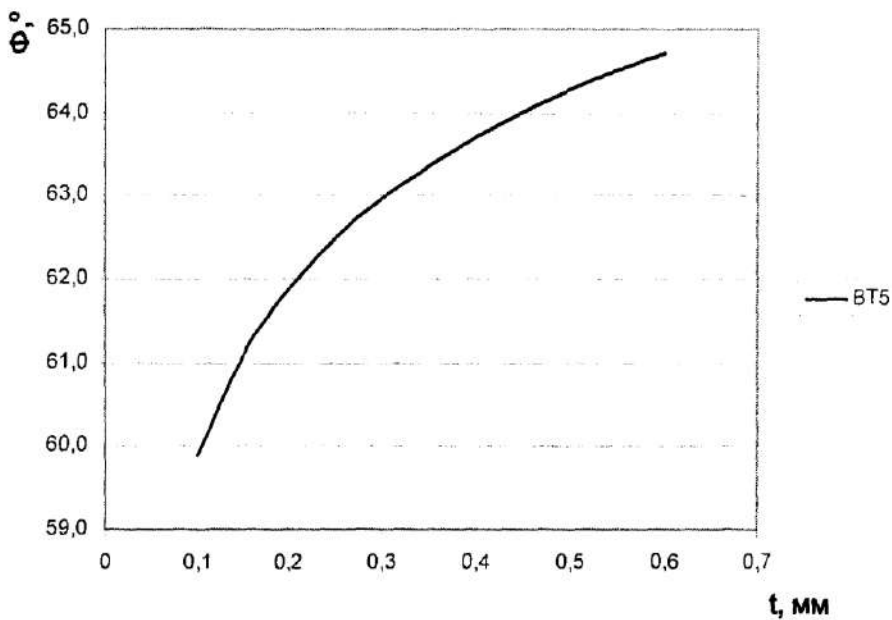


Рис. 17. Зависимость угла сдвига Φ от глубины резания t , мм (титановый α -сплав BT5, $V = 100$ м/мин, $S = 6,5$ мм/об, $\gamma = -7^\circ$)

Большинство формул для нахождения σ_m на основании условия статического равновесия моментов равнодействующей силы

стружкообразования, равномерно распределённой вдоль условной плоскости сдвига, и равнодействующей контактных нагрузок режущего инструмента. Однако экспериментальные данные, полученные различными исследователями, показывают, что равномерное распределение нормальных напряжений вдоль условной плоскости сдвига возникает только в ряде частных случаев.

В работе [67] была предложена формула для расчёта нормального давления у режущей кромки, которая учитывает неравномерное распределение нормальных напряжений вдоль условной плоскости сдвига.

$$\sigma_M = \frac{t}{L_0} \left[\frac{\tau_\phi}{\sin \Phi \cos(\Phi - \gamma)} - q_F \operatorname{tg}(\Phi - \gamma) \right] (n + 1) \quad (2.15)$$

где τ_ϕ – напряжение сдвига.

Выражение (2.15) из работы [27] позволяет производить расчёт σ_M , исключая влияние смещения точки приложения равнодействующей. Однако в случае ВСО резанием титановых сплавов для нахождения σ_M можно воспользоваться формулами (2.16) и (2.17), которые позволяют получить значение σ_M с удовлетворительной точностью, при меньшей трудоёмкости вычислений.

Так как в формулу (2.9) входит максимальное нормальное напряжение, то для оценки величин действующих контактных нагрузок на рабочие поверхности режущего инструмента вначале рассмотрим их максимальные значения. Принимая во внимание неравномерность степени упрочнения срезаемого слоя в зоне стружкообразования и в контактных слоях, для определения нормального давления у режущей кромки можно воспользоваться формулой, предложенной Лоладзе Т.Н.

$$\sigma_M \approx 2\tau_\phi B_0 (1,3 - \gamma) \quad (2.16)$$

где τ_ϕ – сопротивление обрабатываемого материала пластической деформации в зоне стружкообразования, γ – передний угол инструмента, B_0 – коэффициент, который позволяет учесть неравномерность упрочнения и распределения

температуры в процессе резания различных материалов, определяется экспериментально.

Анализируя эту формулу, М. В. Полетика отметил, что она не учитывает локализации пластической деформации у режущей кромки и даёт несколько заниженные результаты для σ_m , и поэтому, приняв полную зону локализации, получим

$$\sigma_m \approx 2\tau_\phi(2,85 + \gamma) \quad (2.17)$$

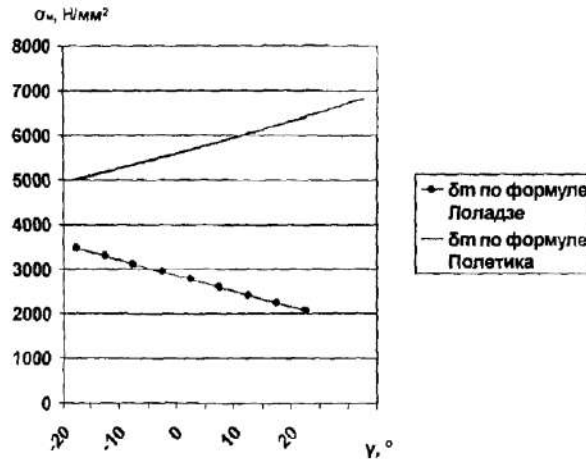


Рис. 18. Влияние переднего угла на нормальное напряжение у режущей кромки инструмента.

Как видно из Рис. 18, формулы (2.16) и (2.17) показывают противоположное влияние γ на σ_m . Так по данным Остафьева В.А. при обработке латуни Л62 резцом с $\gamma = 15^\circ$ при расчёте по формуле (2.16) $\sigma_m = 840\text{МПа}$, по формуле (2.17) $\sigma_m = 3150\text{МПа}$, а по экспериментальным данным $\sigma_m = 1210\text{МПа}$ (аналогичные результаты были получены данным автором и при обработке шарикоподшипниковой стали ШХ15).

Для определения напряжений сдвига τ_ϕ по стандартным механическим характеристикам обрабатываемого материала предложен ряд зависимостей [40, 27]. В работе [73] Н.Г. Абуладзе предложил формулу, которая является наиболее подходящей для практических расчётов.

$$\tau_{\phi} = 0,74\sigma_B \cdot \delta_5^{0,6\delta_5} \quad (18)$$

где σ_B – предел прочности обрабатываемого материала при растяжении; δ_5 – относительное удлинение при растяжении.

Сопротивление пластическому сдвигу τ_{ϕ} зависит от температуры нагрева, скорости деформации и степени упрочнения материала в области плоскости сдвига $\tau_{\phi} = f(\Theta, \dot{\epsilon}, \epsilon)$. Для упрощения расчётной схемы отбросим мало значащие факторы, влияющие на τ_{ϕ} .

Слой обрабатываемого материала из-за высокой скорости деформации в области стружкообразования уже имеет высокую скорость деформации $\dot{\epsilon} = 10^3 - 10^4$ 1/с, поэтому дальнейшее дополнительное деформирование в контактной зоне, проходящее при $\dot{\epsilon} = 10^4 - 10^6$ с⁻¹, не может существенно изменить его сопротивление пластическому сдвигу.

По данным работ [10, 21] степень упрочнения материала в области плоскости сдвига в случае высокоскоростной обработки резанием титановых сплавов практически не влияет на изменение сопротивления пластическому сдвигу. При ВСО титановых сплавов деформации имеют такую большую величину, что материал находится за пределами насыщения упрочнения и изменение величины деформации ϵ оказывает незначительное влияние на τ_{ϕ} .

С увеличением температуры величина сопротивления пластическому сдвигу τ_{ϕ} уменьшается (Рис. 19.). Зависимость τ_{ϕ} от температуры материала в области плоскости сдвига можно представить несколькими способами.

Эмпирическими зависимостями, выведенными на основании справочных данных [88].

Проанализируем изменение напряжения сдвига τ_{ϕ} от температуры. Для этого проведём аппроксимацию табличных значений несколькими функциями и выберем закон изменения с наибольшей величиной достоверности аппроксимации.

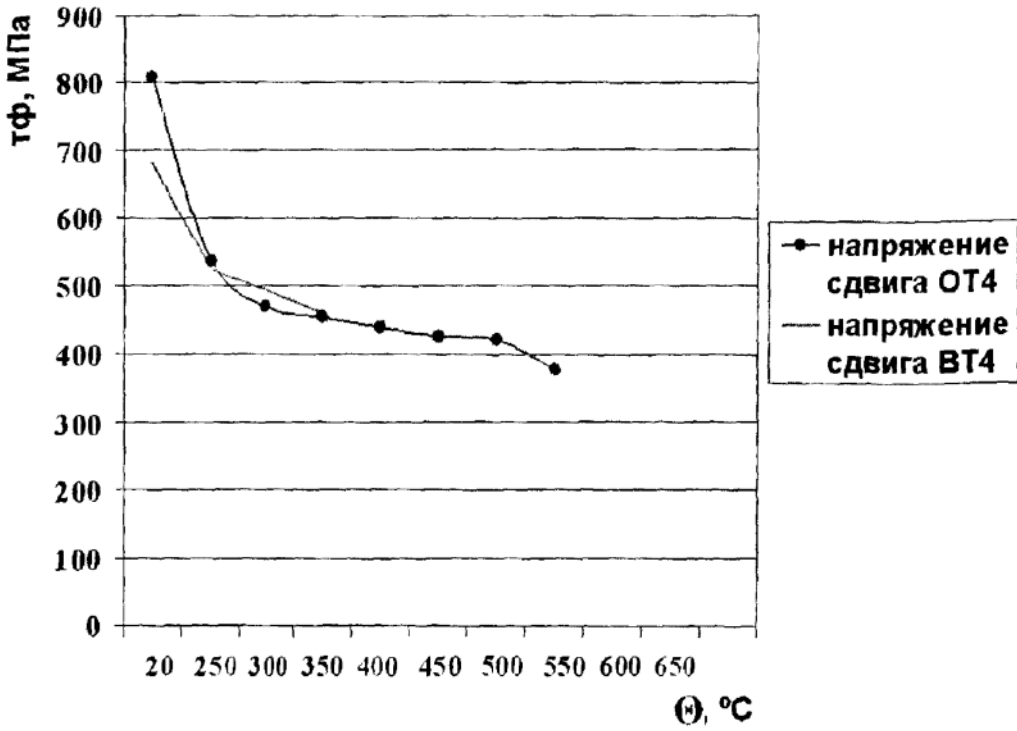


Рис. 19. Зависимость напряжений сдвига для титановых сплавов OT4 и BT4 от температуры

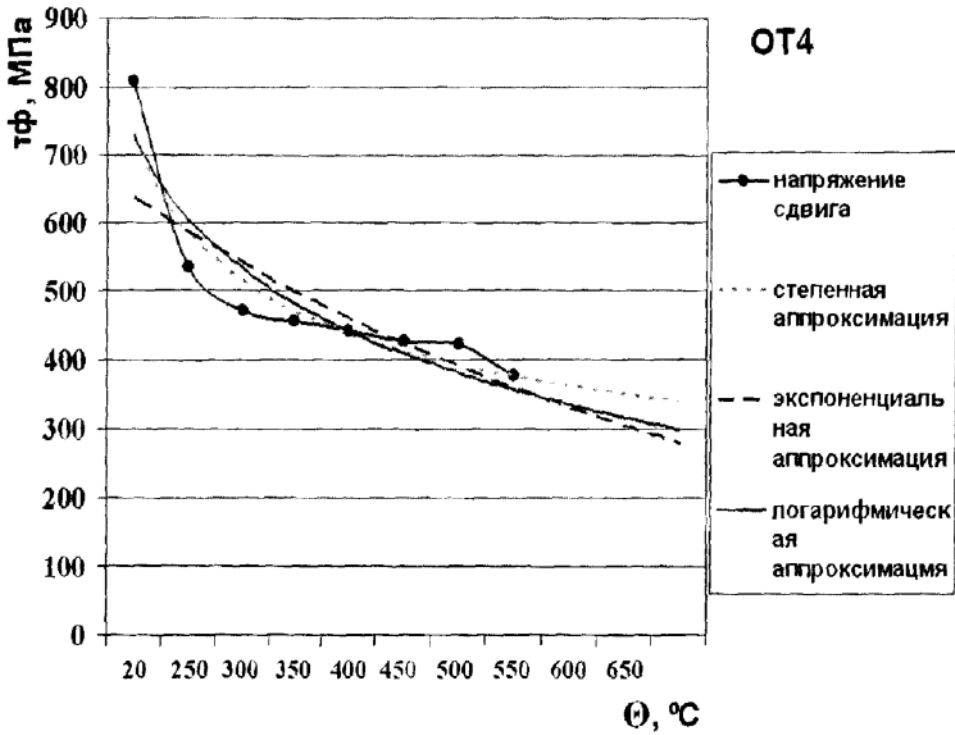


Рис. 20. Аппроксимация зависимости напряжения сдвига для титанового сплава OT4 от температуры

Для сплава ОТ4 (Рис. 20.) зависимость напряжения сдвига от температуры можно аппроксимировать следующими способами с различной точностью:

- степенная аппроксимация (уравнение $\tau_{\phi} = 729,99\Theta^{-0,3184}$; величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,9135$)
- экспоненциальная аппроксимация (уравнение $\tau_{\phi} = 691,76e^{-0,0818\Theta}$; величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,7319$)
- логарифмическая аппроксимация (уравнение $\tau_{\phi} = -179,15\ln(\Theta)+729,12$; величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,8609$)

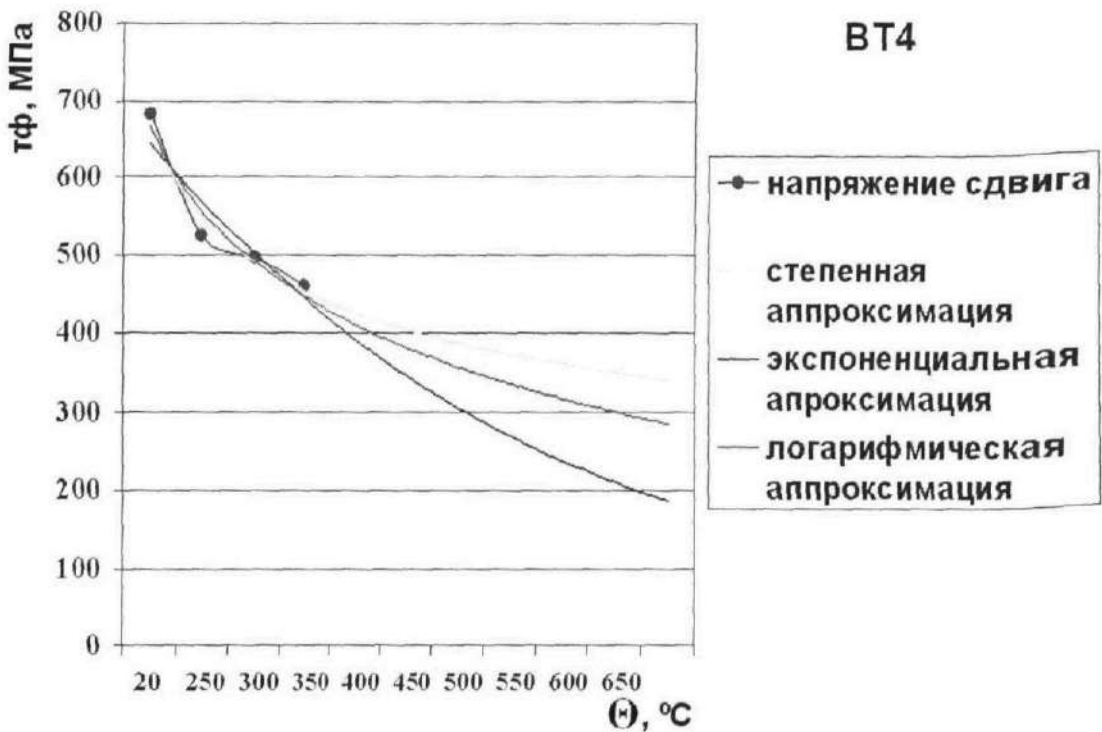


Рис. 21. Аппроксимация зависимости напряжения сдвига для титанового сплава ВТ4 от температуры

Для сплава ВТ4 (Рис. 21) зависимость напряжения сдвига от температуры можно аппроксимировать следующими способами с различной точностью:

- степенная аппроксимация (уравнение $\tau_{\phi} = 667,17\Theta^{-0,2806}$; величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,9628$)
- экспоненциальная аппроксимация (уравнение $\tau_{\phi} = 727,68e^{-0,1239\Theta}$; величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,8657$)

- логарифмическая аппроксимация (уравнение $\tau_{\phi} = -159,11\ln(\Theta)+666,45$; величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,946$)

Как видно из (Рис. 20 и Рис. 21) и из приведённых выше вычислений, степенная аппроксимация зависимости напряжения сдвига для титановых сплавов ОТ4 и ВТ4 от температуры имеет наиболее высокую достоверность $R^2 = 0,9135$ и $R^2 = 0,9628$ соответственно.

На основании полученных данных автором получена эмпирическая зависимость напряжения сдвига титановых сплавов от температуры (2.19).

$$\tau_{\phi} = k \cdot \sigma_B \cdot \Theta^n \quad (2.19)$$

где k и n – коэффициенты, значения которых представлены в таблице 2.2.

Таблица 2.2.

Значения эмпирических коэффициентов для формулы 2.19

Сплав	k	n
ОТ4	0,903	-0,32
ВТ4	0,978	-0,28

По зависимости, предложенной в работе [63]

$$\tau_{\phi} = \tau_0 \exp\left(-\frac{(\Theta - \Theta_0)^2}{k\Delta T^p}\right) \quad (2.20)$$

где τ_0 – максимальное значение сопротивления пластическому сдвигу, соответствующее температуре 20°C; Θ – температура нагрева материала в области плоскости сдвига, °C; Θ_0 – значение температуры, соответствующее максимальному значению сопротивления пластическому сдвигу τ_0 , °C; k – коэффициент, учитывающий влияние температуры на прочностные свойства заготовки; p – показатель степени. Для конкретной марки материала значения p и k определяются на основе зависимости $f = f(\Theta)$ [60]; $\Delta\Theta$ – среднеквадратичное отклонение температуры.

Для расчёта температуры в зоне локального сдвига предлагается зависимость [99]:

$$\Theta = \frac{1,1666\omega\sqrt{aV}\sigma_T \cos\gamma}{(1,166\sqrt{tV}\lambda \sin\Phi + \lambda\sqrt{\pi\omega}\sqrt{tg\Phi})\cos(\Phi - \gamma)} \quad (2.21)$$

где V – скорость резания; σ_T – напряжение текучести в зоне сдвига; λ – теплопроводность обрабатываемого материала; ω – коэффициент температуропроводности.

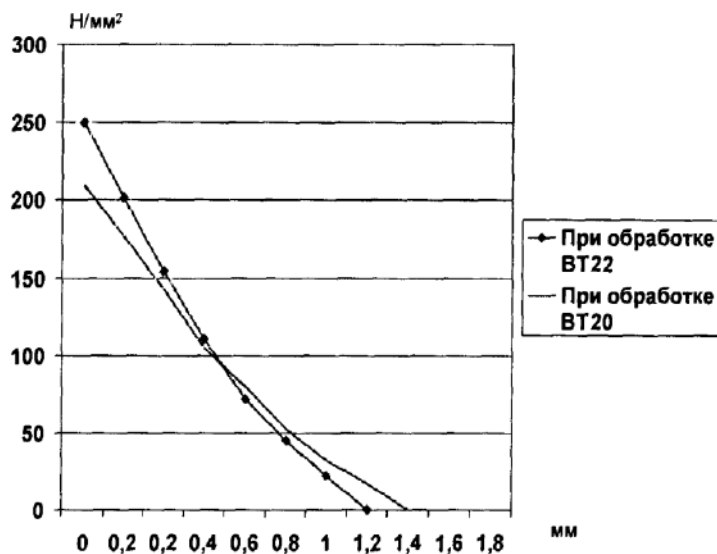


Рис. 22. Зависимость нормальных напряжений по длине контакта инструмента со стружкой.

При расчёте по приведенным выше формулам, получили распределение нормальных напряжений по длине контакта инструмента со стружкой (обрабатываемый материал: ВТ22 и ВТ20; $V=140$ м/мин; $S=0,125$ мм/об; $t=0,3$ мм) (Рис. 22).

2.3 Выводы по главе

1. Получены формулы, позволяющие определить размер зон упругого l_y и пластического l_n контактов в зависимости от характеристик обрабатываемого материала и режимов резания. Влияние режимов резания на длину площадки контакта l_0 происходит через изменение коэффициента усадки стружки K_a . Определение данных величин необходимо для дальнейших теплофизических расчётов.
2. Определены законы распределения контактных нагрузок на поверхности режущего инструмента с учётом влияния температуры нагрева в зоне резания. Определено, что сопротивление пластическому сдвигу τ_ϕ зависит от главным образом от температуры нагрева и в меньшей мере от скорости деформации и степени упрочнения материала в области плоскости сдвига. Нахождение законов распределения контактных нагрузок на поверхности режущего клина необходимо для построения модели износа инструмента.
3. Получена эмпирическая зависимость напряжения сдвига титановых сплавов от температуры. Это позволяет находить размер зон контакта инструмента со стружкой и определять контактные нагрузки на поверхности режущего инструмента с учётом влияния температуры резания.

ГЛАВА 3. ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Широкое распространение ВСО титановых сплавов сдерживается низкой стойкостью режущего инструмента. Повышенная интенсивность износа режущего инструмента при обработке титановых сплавов определяется двумя факторами: повышенной истирающей способностью титановых сплавов и высокой температурой граничных слоёв. По мере увеличения скорости резания тепловой фактор приобретает доминирующее значение, и интенсивность износа режущего инструмента при ВСО в основном определяется этим фактором.

Для того чтобы сформировать техническое ограничение по стойкости инструмента в зависимости от температуры и доказать более высокую эффективность высокоскоростной обработки перед резанием с нормальными скоростями, необходимо провести теплофизический анализ процесса высокоскоростного торцевого фрезерования.

3.1 Сравнительная оценка тепловой напряжённости процесса традиционной обработки титановых сплавов и метода ВСО

При определённом соотношении интенсивностей теплообразующих источников $\frac{q_1}{q_0}$ и величины машинного времени $\frac{t_{м1}}{t_{м2}}$ возникает ситуация, при которой дополнительное поступление температуры в режущий инструмент, вызванное повышением скорости резания, окажется меньше, чем сокращение поступления теплоты в режущий клин из-за уменьшения времени обработки. Следовательно, в этом случае общий температурный режим работы инструмента оказывается более благоприятным. Данный факт будет способствовать интенсификации режима обработки, или окажет положительный эффект на стойкость режущего инструмента.

Для проверки данной гипотезы проведём расчёт тепловой напряжённости процесса резания. При этом воспользуемся двумя методами расчёта:

- оценим тепловую напряжённость процесса резания по количеству теплоты, которое накапливает инструмент за время обработки;
- проведём расчёт по методу источников теплоты, температур характерных точек режущего клина.

Рассчитаем тепловую мощность процесса резания [78].

$$W = P_z \times V \quad (3.1)$$

где P_z – главная составляющая силы резания, Н; $V = \frac{\pi dn}{1000}$ – скорость резания, м/мин.

Величина окружной силы резания равна [89]: $P_z = \frac{C_p t^x S^y B^u z}{D^q n^g} K_p$

где C_p – постоянная; x, y, u, q, g – показатели степени; K_p – общий поправочный коэффициент на силу резания; t – глубина резания; S – подача; B – ширина фрезерования; z – число зубьев фрезы; D – диаметр фрезы; n – число оборотов фрезы в минуту.

Следовательно, формулу (3.1) можно записать в виде:

$$W = \frac{C_p t^x S^y B^u z}{D^q \left(\frac{1000}{\pi D}\right)^g} K_p \times V^{1-g} \quad (3.2)$$

Машинное время обработки:

$$\left. \begin{aligned} t_{.м} &= \frac{L}{S \times n} \\ t_{.м} &= \frac{L}{S \times \left(\frac{1000V}{\pi D}\right)} \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

Предположим, что в результате ВСО скорость резания возрастёт в 2 раза $V_1 = 2V_0$, при этом тепловая мощность процесса составит: $W_1 = 2^{1-g} W_0$

а машинное время обработки:

$$t_{.м1} = \frac{1}{2} \times t_{.м0} \quad (3.4)$$

Считаем, что показатель степени $g = 0,2$. Количество теплоты, переданное резцу за время обработки $Q = W \times t_w$ [83]:

$$Q_1 = 2^{1-0,2} W_0 \times \frac{1}{2} \times t_{w0} = 0,871 Q_0 \quad (3.5)$$

Из приведённого расчёта следует, что при высокоскоростной обработке деталей получаемое режущим инструментом количество теплоты за время обработки одной детали снижается.

3.2 Схематизация процесса и принятые допущения

Процесс торцевого фрезерования характеризуется наличием в зоне резания трёх основных источников теплоты: теплота деформации в зоне стружкообразования Θ_d , теплота трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью инструмента $\Theta_{1т}$, теплота трения между задней поверхностью инструмента и деталью $\Theta_{2т}$ и двух стоков теплоты: охлаждение потоками смазочно-охлаждающими технологическими средами (СОТС) передней $\Theta_{охл1}$ и задней поверхностей инструмента $\Theta_{охл2}$.

Для построения математической модели необходимо схематизировать реальный процесс и чётко выделить основные параметры, которые оказывают влияние на обработку.

Сильное приближение реального физического процесса к математической модели в большинстве случаев не позволяет выделить существо процесса и кроме того существенно увеличивает трудоёмкость решения задачи. Поэтому является необходимым при схематизации упрощать реальный процесс в такой мере, в которой это позволяет с одной стороны обозначить главные параметры, определяющие физический процесс (высокоскоростное торцевое фрезерование), а с другой стороны – получить допустимую для инженерных расчётов точность.

Все три источника тепловыделения являются трёхмерными. Однако, т.к. при высоких скоростях обработки форма источников тепловыделения

приближается к двумерной, будем полагать в дальнейшем источники двумерными, распределёнными по тем или иным участкам поверхности резца, детали и стружки.

3.3 Балансовая задача при ВСО титановых сплавов

Общее тепловыделение в процессе резания при ВСО эквивалентно механической работе деформации, а также работе сил трения соответственно на передней и задней поверхностях инструмента и находится по формуле (3.1).

В свою очередь,

$$W = W_d + W_{1r} + W_{2r} \quad (3.6)$$

где W_d , W_{1r} , W_{2r} - соответственно мощности источников, возникающих как результат работы деформации в области сдвига, работы трения на передней и задней поверхностях инструмента.

Составим систему уравнений, которые характеризуют распределение теплоты источников между контактирующими телами:

$$\left. \begin{aligned} W &= W_c + W_n + W_d = P_z \times V \\ W_c &= b^* W_d + W_{1r} - W_1 \\ W_n &= (1 - b^*) W_d + W_{2r} - W_2 \\ W_p &= W_1 + W_2 \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

где W_c , W_n , W_p - соответственно теплота в стружке, изделии и резце; b^* - доля, характеризующая часть теплоты деформации, которая передаётся в стружку; W_1 , W_2 - итоговые потоки теплообмена. Слагаемые W_c , W_n , W_p в формуле (3.7) соответствуют теплоте, распространяющейся в зоне резания главным образом по законам теплопроводности твёрдых тел.

Мощность теплообразующих источников находим по формулам [78]:

$$\left. \begin{aligned} W_{1r} &= F_1 V_1 \\ W_{2r} &= F_2 V_2 \\ W_d &= (P_z - F_2) V - F_1 V_1 \end{aligned} \right\} \quad (3.8)$$

где F_1 и F_2 – силы трения на передней и задней контактных поверхностях инструмента, значения которых определяются экспериментальным путём или рассчитываются по методике представленной в работе [63], H ; V – скорость резания, м/с; V_1 – скорость перемещения стружки, м/с.

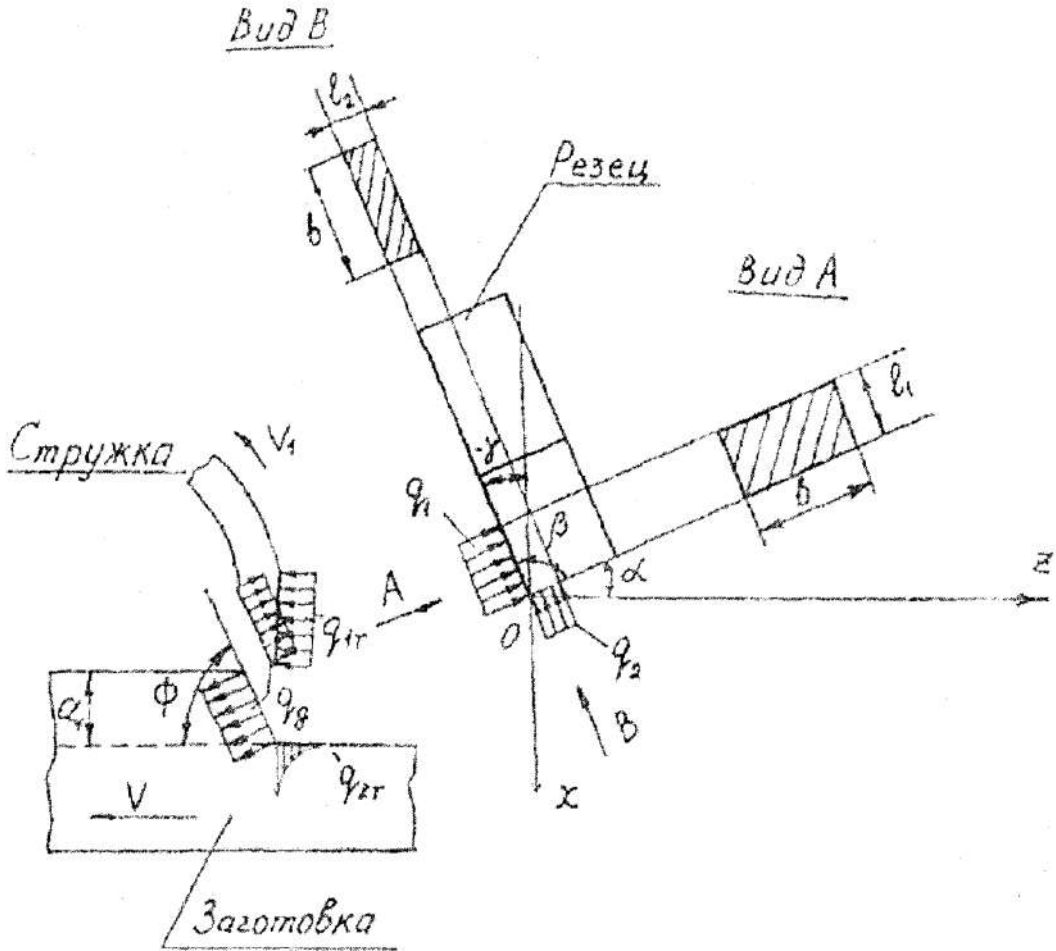


Рис. 23. Структурная схема теплообмена при ВСО (без учёта охлаждения)

Структурная схема теплообмена при ВСО титановых сплавов, выполненная с учётом схематизации источников и тел, участвующих в процессе резания показана на Рис. 23.

При резании используется искусственное охлаждение зоны резания передней и задней поверхностей режущего инструмента потоками СОТС. Охлаждением задней и передней поверхности инструмента потоками воздуха,

возникающими из-за вращения инструмента, из-за малости влияния, пренебрегаем. Теплообменом компонентов технологической системы с окружающим воздухом пренебрегаем. При обработке с высокими скоростями резания, характерными для ВСО, образуется элементная стружка. Для облегчения расчётной схемы представим стружку в виде однородного бесконечного стержня. Данное абстрагирование приемлемо, так как при практически применяемых режимах резания скорость перемещения стружки превышает скорость распространения теплоты. Следовательно, влияние источников Θ_{1r} и Θ_1 , эквивалентных теплоте трения на площадке контакта “инструмент-стружка” соответственно, не распространяется за пределы плоскости сдвига ON. Поэтому можем считать, что изменение граничных условий в части стружки, удалённой от контакта инструмента со стружкой, по сравнению с граничными условиями в зоне контакта не может оказывать большого влияния на ход теплофизических расчётов.

Рассмотрим источник теплоты, возникающий в зоне стружкообразования вблизи плоскости сдвига ON. Его теплота передаётся как обрабатываемой детали, так и стружке, т. е. он является исключением из выше изложенного. Можно распределить эту теплоту на два источника $b^*\Theta_d$ и $(1-b^*)\Theta_d$. При рассмотрении этих источников в отдельности, приведённые выше рассуждения, относящиеся к представлению стружки в виде однородного бесконечного стержня, являются справедливыми. Источник Θ_d принимаем распределённым равномерно. Источник Θ_d движется внутри стержня-стружки, располагаясь наклонно к оси последнего.

Распределим интенсивность Θ_d между изделием и стружкой, решая балансовую задачу для плоскости сдвига на участке соприкосновения стружки (стержня) и детали (полупространства), используя выражение 3.10 для плоского быстродвижущего источника интенсивностью Θ в стержне, расположенном под углом к направлению движения и двухмерного (полосового) быстродвижущего источника равномерной интенсивностью Θ на поверхности полупространства с адиабатической поверхностью, а также коэффициент формы K_c , получим [78]:

$$b^* = \frac{1}{1 + \frac{1,33}{K_c} \cdot \frac{K_a}{\sqrt{Pe}}} \quad (3.9)$$

где K_a – коэффициент усадки стружки; K_c – коэффициент, учитывающий толщину стружки; Pe – критерий Пекле. Расчёты показывают, что для практически применяемых режимов $K_c \approx 0,9$. Следовательно:

$$b^* = \frac{1}{1 + 1,5 \cdot \frac{K_a}{\sqrt{Pe}}} \quad (3.10)$$

Выведем расчётные зависимости, применяемые для определения температуры на площадке контакта стружки с инструментом.

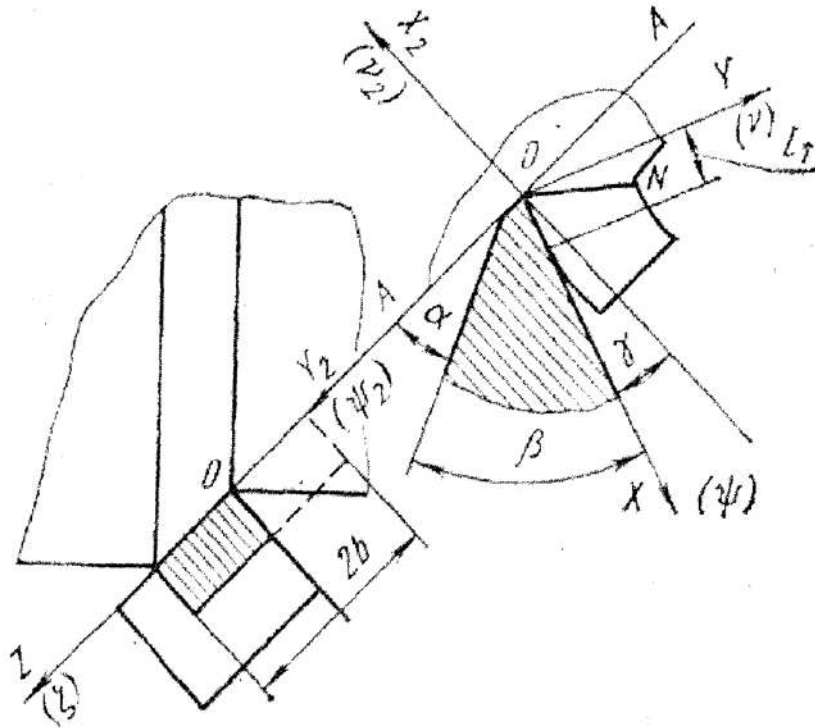


Рис. 24. Системы координат используемые при теплофизическом анализе процесса ВСО [78]

Определим расчётные формулы для нахождения температуры в детали и стружке, используя представленную на Рис. 24 схематизацию процесса и источников. Учитывая выражения (3.8) можно записать.

$$\Theta_c(x, 0) = (1 + c)\Theta_d + \Theta_{tr}(x, 0) - \Theta_1(x, 0) \quad (3.11)$$

где $x, 0$ – координаты точки в системе координат XOY , движущейся относительно стружки со скоростью $\frac{V}{K_a}$ (V – скорость резания; K_a – коэффициент усадки стружки); Θ_d, Θ_{IT} – повышения температуры, вызванные соответственно теплотой деформации и теплотой трения на надрезцовой стороне стружки в месте контакта с передней поверхностью инструмента; $\Theta_1(x, 0)$ – снижение температуры, возникающее в результате теплообмена между стружкой и инструментом; c – коэффициент, учитывающий подогрев поверхностных слоёв материала, из которых образуется стружка.

При ВСО титановых сплавов подогрев оказывается незначительным, так как из-за высокой скорости резания и низкой теплопроводности, теплота, выделившаяся на поверхности сдвига ON за время одного оборота, не успевает перейти за линию среза AA (Рис. 24) и попадает в поверхностные слои детали лишь в малой степени. Потому выражение (3.11) можем переписать в виде:

$$\Theta_c(x, 0) = \Theta_d + \Theta_{IT}(x, 0) - \Theta_1(x, 0) \quad (3.12)$$

Определим первую составляющую формулы (3.12). Формулу для расчёта температуры деформации Θ_d выведем используя выражение для плоского быстродвижущего источника интенсивностью Θ в стержне, расположенном под углом к направлению движения. Подставляя в него интенсивность $b \cdot \Theta_d$, получим:

$$\Theta_d = \frac{wK_a}{\lambda V} b \cdot q_d \quad (3.13)$$

Получим выражения для нахождения второй составляющей формулы (3.12). Рассмотрим интенсивность источника W_{IT} , который представляет собой теплоту трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью инструмента. Теоретическими исследованиями [41] установлено, что закон распределения касательных напряжений на площадке контакта инструмента со стружкой имеет два участка: пластический, где они постоянны и равны сопротивлению сдвига τ_s ; и упругий, где они изменяются по степенной зависимости. В случае ВСО происходит изменение соотношений зон

пластического и упругого контактов. Последним из-за малости можно пренебречь. Следовательно, можно утверждать, что в случае ВСО источник W_{IT} распределён по равномерному закону. В расчётах, проведённых Резниковым [78] данный источник принимается распределённым по комбинированному закону распределения, так как скорость резания невелика.

Выведем выражения для максимальной Θ_{IT}^{\max} и средней $\bar{\Theta}_{IT}$ температур на площадке контакта стружки с инструментом, используя формулу для равномерно распределённого полосового источника, быстро движущегося по поверхности полупространства. Введём в данную формулу коэффициенты формы, учитывающие равномерный закон распределения интенсивности и ограниченность стружки по толщине:

$$\Theta_{IT}^{\max} = \frac{2q_{IT}\sqrt{\omega l_1}}{\lambda\sqrt{\pi V_1}} L_M, \quad (3.14)$$

$$\bar{\Theta}_{IT} = \frac{4q_{IT}\sqrt{\omega l_1}}{3\lambda\sqrt{\pi V_1}} L_C. \quad (3.15)$$

где l_1 – полная длина контакта стружки с инструментом.

Произведём замену скорости схода стружки на скорость резания $V_1 = \frac{V}{K_a}$.

Получим:

$$\Theta_{IT}^{\max} = 1,13 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} q_{IT} \sqrt{\frac{K_a l_1}{V}} L_M, \quad (3.16)$$

$$\bar{\Theta}_{IT} = 0,75 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} q_{IT} \sqrt{\frac{K_a l_1}{V}} L_C. \quad (3.17)$$

Определим третью составляющую формулы (3.12). Данное выражение описывает влияние теплообмена стружки с резцом на её температуру. Допустим, что интенсивность стока Θ_1 распределена равномерно по площадке контакта. Тогда используя формулы (3.14 и 3.15), введём в них коэффициенты формы стружки по отношению к полупространству, получаем:

$$\Theta_1^{\max} = 1,13 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} q_1 \sqrt{\frac{K_a l_1}{V}} L_M, \quad (3.18)$$

$$\bar{\Theta}_1 = 0,75 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} q_1 \sqrt{\frac{Kl_1}{V}} L_C. \quad (3.19)$$

На основании формулы (3.12), объединив выражения (3.16) и (3.18), получаем выражение для расчёта наибольшей температуры на участке контакта стружки с инструментом:

$$\Theta_C^{\max} = \Theta_a + 1,13 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} L_M \sqrt{\frac{K_a l_1}{V}} (q_{1T} - q_1). \quad (3.20)$$

Аналогично на основании формул (3.17) и (3.19), получаем выражение для расчёта средней температуры на участке контакта стружки с инструментом:

$$\bar{\Theta}_C = \Theta_a + 0,75 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} L_C \sqrt{\frac{K_a l_1}{V}} (q_{1T} - q_1). \quad (3.21)$$

Значения коэффициентов формы стружки по отношению к полупространству L_M и L_C рассчитываются по методике, изложенной в работе [78]. Их значения отличаются от единицы только для высокотеплопроводных материалов и низких скоростей резания. Поэтому принимаем $L_M \approx L_C \approx 1$.

Выведем расчётные формулы для определения температуры на площадке контакта детали с задней поверхностью инструмента. На основе формул (3.7) и выше приведённого вывода о незначительности коэффициента, учитывающего подогрев поверхностных слоёв материала, можем написать

$$\Theta_n(x_2, 0) = \Theta_{ди} + \Theta_{2T}(x_2, 0) - \Theta_2(x_2, 0) \quad (3.22)$$

Здесь $x_2, 0$ – координаты точки в системе координат X_2OY_2 , которая относится к детали и перемещается по отношению к последней со скоростью V .

Исходя из того, что источник Θ_{2T} распределён по несимметричному нормальному закону, а сток Θ_2 – равномерно, получим выражение, описывающие температуру на площадке контакта детали с задней поверхностью инструмента.

$$\Theta_n^{\max} = \Theta_a T_n + 1,13 \frac{\sqrt{\omega l_2}}{\lambda \sqrt{V}} (0,44 q_{2T} - q_2), \quad (3.23)$$

$$\bar{\Theta}_n = \Theta_a T_n + 0,75 \frac{\sqrt{\omega l_2}}{\lambda \sqrt{V}} (0,55 q_{2T} - q_2). \quad (3.24)$$

Функция $T_{и}$, представленная в формулах (3.23) и (3.24), описывает закон распределения температур на площадке контакта изделия с инструментом, вызванных теплотой деформации. Для расчёта $T_{и}$ в работе [78] предложена формула

$$T_{и} \approx \sqrt{1+\xi} - \sqrt{\xi} \quad (3.25)$$

где $\xi = \frac{l_2}{2a} \operatorname{tg}\Phi$

Определим температуру на контактных поверхностях инструмента. Температурное поле в режущем инструменте возникает под действием двух источников теплоты q_1 и q_2 . Предположим, что данные источники распределены по площадкам $b \times l_1$ и $b \times l_2$ равномерно.

На Рис. 24 представлены системы координат, которые используются нами в теплофизическом анализе процесса ВСО. Начало координат поместим в вершину режущего инструмента. Направим ось OX – вдоль режущей кромки; OY – вдоль передней поверхности инструмента в направлении движения стружки, а ось OZ – вдоль контактной площадки по задней поверхности инструмента. Примем, что угол в плане равен 90° . Следовательно, по правилам отображения источник $b \times l_1$ отображается в источник $2b \times l_1$, который действует на поверхности полупространства с адиабатической поверхностью при установившемся теплообмене. Найдём температурное поле в инструменте, используя выражение для точечного непрерывно действующего источника интенсивностью q Вт/м² в неограниченном теле при установившемся теплообмене [78]

$$\Theta(x, y, z) = \frac{q}{4\pi\lambda} \quad (3.26)$$

Интегрируя данное выражение по $z_{и}$ и $x_{и}$ и принимая во внимание написанное выше, получаем:

$$\Theta(x, 0, z) = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_0^l dx_{и} \int_{-b}^{+b} \frac{dz_{и}}{\sqrt{(x-x_{и})^2 + (z-z_{и})^2}} \quad (3.27)$$

После перехода к безразмерным величинам $\psi = x_w/l$; $\psi = x/l$; $\xi = z/b$; $\eta = b/l$ и решения второго интеграла в формуле (3.27) переходим к выражению [78,77]

$$\Theta(x,0,z) = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_0^l \ln \frac{(\xi+1)\eta + \sqrt{(\psi-\psi_w)^2 + (\xi+1)^2\eta^2}}{(\xi-1)\eta + \sqrt{(\psi-\psi_w)^2 + (\xi-1)^2\eta^2}} d\psi_w \quad (3.28)$$

где l – длина источника, м.

Данный интеграл решается приближёнными методами. А.Н. Резниковым найдены выражения для расчёта средних температур на контактных поверхностях инструмента с учётом коэффициента формы клина к полупространству L_c и функций взаимного нагрева площадок N_1 и N_2 , так как каждый из источников, действуя на своей поверхности, прогревает режущий клин и вызывает повышение температуры на площадке, где расположен другой источник.

При установившемся теплообмене $L_c = 80\beta^{-0,85}$. Методика по определению значения функций N_1 и N_2 приведена в работе [78].

$$\left. \begin{aligned} N_1 &= G_1 B \left(\frac{l_2}{l_1} \right) \\ N_2 &= G_2 B \left(\frac{l_1}{l_2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (3.29)$$

$$\left. \begin{aligned} G_{1,2} &= 0,04 + 0,02\eta_{1,2}^{0,6} \text{ при } \eta_{1,2} \geq 1 \\ G_{1,2} &= 0,04 + 0,02\eta_{1,2}^{0,22} \text{ при } \eta_{1,2} \leq 1 \end{aligned} \right\} \quad (3.30)$$

Исходя из выше написанного, можем записать:

$$\bar{\Theta}_1 = \frac{M_1}{\lambda_p} q_1 l_1 + \frac{N_2}{\lambda_p} q_2 l_2 \quad (3.31)$$

$$\bar{\Theta}_2 = \frac{M_2}{\lambda_p} q_2 l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} q_1 l_1 \quad (3.32)$$

где

$$\left. \begin{aligned} M_{1,2} &= (4,88 + 2,64\eta_{1,2}^{0,5} \lg \eta_{1,2}) \beta^{-0,85} \text{ при } \eta_{1,2} \geq 1 \\ M_{1,2} &= (4,88 + 3,92\eta_{1,2}^{0,27} \lg \eta_{1,2}) \beta^{-0,85} \text{ при } \eta_{1,2} \leq 1 \end{aligned} \right\} \quad (3.33)$$

$$\eta_1 = \frac{b}{l_1}; \quad \eta_2 = \frac{b}{l_2}. \quad (3.34)$$

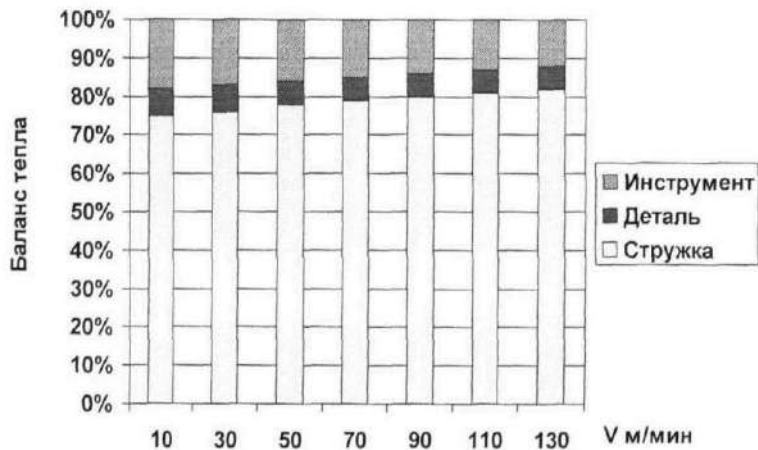
Проведём расчёт интенсивности итоговых потоков теплообмена между стружкой, режущим инструментом и деталью. Расчёт q_1 и q_2 можно выполнить, сравнивая попарно выражения (3.21) и (3.31), (3.24) и (3.32). Т. е. будем полагать, что $\bar{\Theta}_c = \bar{\Theta}_1$ и $\bar{\Theta}_и = \bar{\Theta}_2$.

$$\left. \begin{aligned} \frac{wK_a}{\lambda V} b * q_{д} + 0,75 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} L_c \sqrt{\frac{K_a l_1}{V}} (q_{IT} - q_1) &= \frac{M_1}{\lambda_p} q_1 l_1 + \frac{N_2}{\lambda_p} q_2 l_2 \\ \left(\frac{wK_a}{\lambda V} b * q_{д} \right) T_{и} + 0,75 \frac{\sqrt{\omega l_2}}{\lambda \sqrt{V}} (0,55 q_{2T} - q_2) &= \frac{M_2}{\lambda_p} q_2 l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} q_1 l_1 \end{aligned} \right\} \quad (3.35)$$

Неизвестные q_1 и q_2 входят в обе части системы уравнений (3.35). Решив данную систему уравнений, мы можем определить как интенсивность потоков теплообмена, так и значения температур на контактных поверхностях инструмента.

Решив систему уравнений (3.35), мы можем определить соотношения количества теплоты, распределяющейся между деталью, стружкой и резцом (Рис. 25). Из рисунка видно, что, во-первых, с увеличением скорости резания доля теплового потока в инструмент сокращается. Во-вторых, с уменьшением теплопроводности обрабатываемого материала (ВТ4 $\lambda = 12,9$ Вт/(м·°С); ВТ10 $\lambda = 11,24$ Вт/(м·°С)) тепловой поток в инструмент с увеличением скорости с 10 м/мин до 130 м/мин сокращается соответственно в 1,5 и 1,75 раза.

ВТ4



BT10

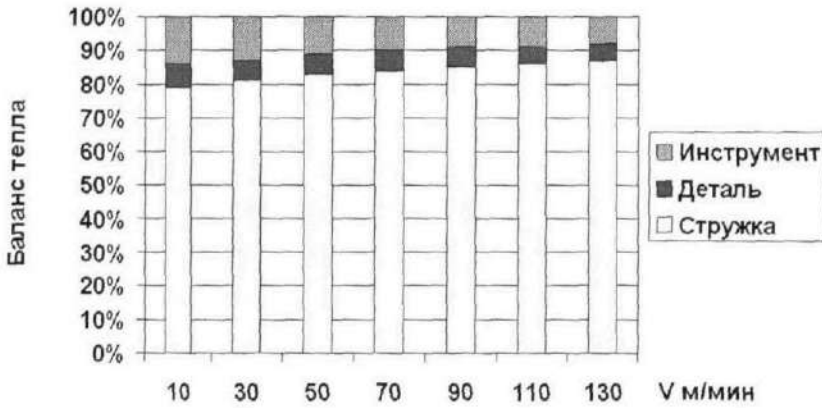


Рис. 25. Соотношения количества теплоты, распределяющейся между деталью, стружкой и резцом при высокоскоростном торцевом фрезеровании титановых сплавов BT4 и BT10 ($S=0,31$ мм/об; $t = 0,75$ мм)

3.3.1. Учёт прерывистости резания

В случае прерывистого резания с регулярно повторяющимися циклами для величины M_1 вводят поправки χ_p и χ_x для рабочего и холостого ходов соответственно.

$$\left. \begin{aligned} M_{1p} &= M_1 \chi_p \\ M_{1x} &= M_1 \chi_x \end{aligned} \right\} \quad (3.36)$$

Полученные по формуле (3.36) значения M_{1p} и M_{1x} подставляются в формулу (3.30) для определения средней температуры на передней поверхности инструмента в конце рабочего хода Θ_p и в конце холостого Θ_x соответственно.

Значения поправок зависят от безразмерного критерия Фурье (3.37) и коэффициента $\varepsilon = \tau_x / \tau_p$ (τ_x – длительность холостого хода, с; τ_p – длительность рабочего хода, с) и могут быть определены из графика (Рис. 26) [78].

$$Fo_p = \frac{100 \omega_p \tau_p}{l_1^2} \quad (3.37)$$

где ω_p – коэффициент температуропроводности режущего материала, m^2/c

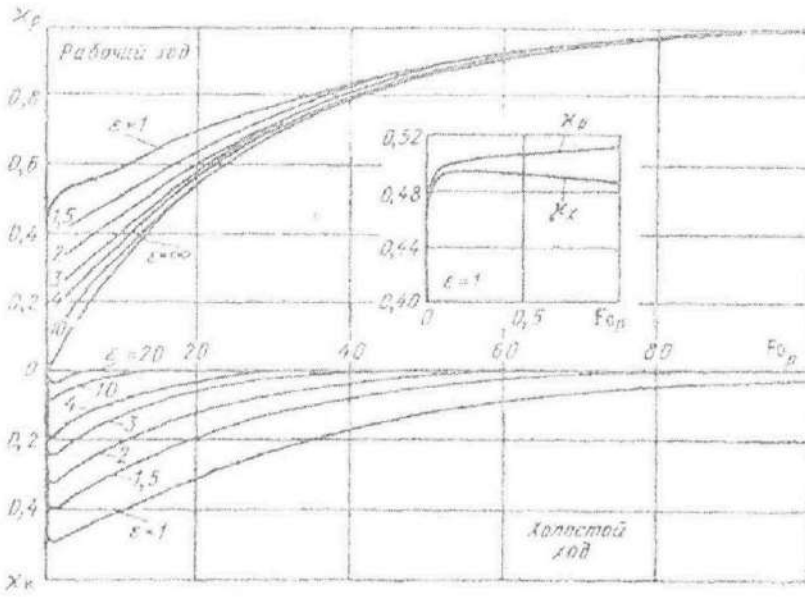


Рис. 26. Функции χ_r и χ_k для расчета температур при прерывистом резании

На Рис. 27 представлен график зависимости средней температуры в конце рабочего хода на контактной поверхности инструмента при прерывистом резании от скорости резания и диаметра фрезы.

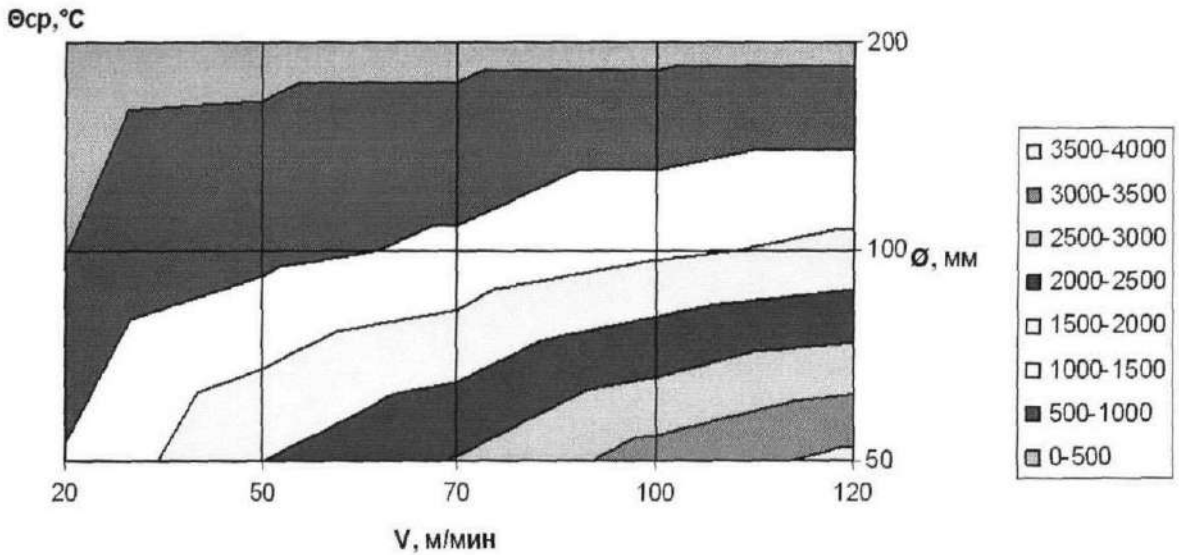


Рис. 27. Средняя температура на контактной поверхности инструмента при прерывистом резании в зависимости от скорости резания и диаметра фрезы ($a = 1$ мм; $S = 0,75$ мм/об; ширина обрабатываемой детали $B = 50$ мм)

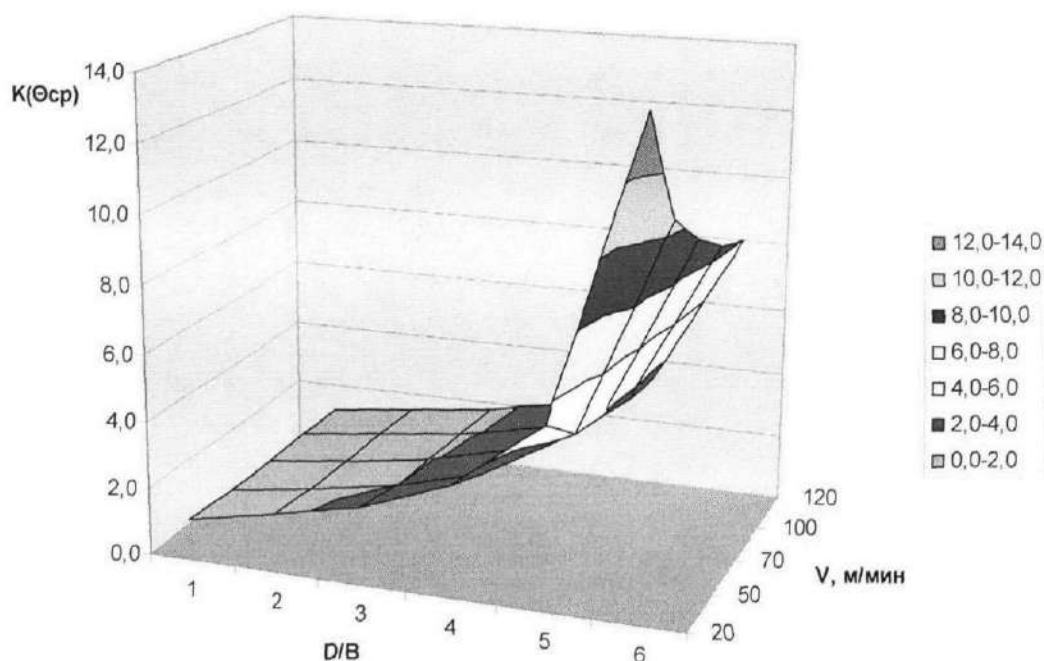


Рис. 28. Коэффициент уменьшения средней температуры на контактной поверхности инструмента при прерывистом резании в зависимости от скорости резания и отношения диаметра фрезы к ширине реза (D/B).

Как видно из приведённого выше рисунка, на температуру при прерывистом резании влияет отношение диаметра фрезы к ширине реза. Получена зависимость средней температуры на контактной поверхности инструмента при прерывистом резании в зависимости от скорости резания и отношения диаметра фрезы к ширине фрезерования D/B (Рис. 28).

Из вышеприведённого рисунка следует, что температуры резания при ВСО титановых сплавов торцевой фрезой большого диаметра $\varnothing 200$ мм достигают не высоких значений $\approx 700^\circ\text{C}$ и находятся в пределах термостойкости твердого сплава ($950\dots 1000^\circ\text{C}$).

3.3.2. Влияние охлаждения СОТС на формирование температурных полей в зоне резания

В приведённой выше методике расчёта температур в зоне резания не было учтено влияние СОТС. Известно, что подаваемые тем или иным путём в

зону резания, СОТС оказывают различное воздействие: смазывающее, охлаждающее, химическое и диспергирующее [31,78]. Все тела, которые входят в технологическую систему при ВСО титановых сплавов обмениваются теплотой с окружающей средой. Может происходить как естественная конвекция (инструмент и заготовка отдают теплоту в спокойный воздух, который окружает рабочую зону станка) и вынужденная конвекция (инструмент и заготовка обмениваются теплотой с движущейся охлаждающей жидкостью).

Оценим по отдельности влияние на температурные поля охлаждение вызванное потоком СОТС.

В общем виде влияние смазочно-охлаждающих жидкостей может быть проанализировано путём рассмотрения формулы (3.38) [78].

$$\Theta_o = \Theta - \Theta_c - \Theta_p - \Theta_t - \Theta_n \quad (3.38)$$

В данной формуле Θ_o – температура рассматриваемого участка зоны резания, Θ – температура того же участка без охлаждения, вызванного подачей СОТС.

Остальные четыре слагаемых, входящих в формулу (3.38), соответствуют действию четырёх главных факторов влияния внешней среды на температуру в зоне резания.

Величина Θ_c характеризует собой снижение температуры, которое вызвано улучшением смазки трущихся поверхностей при применении смазочно-охлаждающей жидкости. Смазочное действие среды способствует изменению характера контактных явлений в зоне резания за счет снижения сил трения, сдвига зоны наростообразования и связанных с ними коэффициентов усадки стружки K и длины контакта стружки с передней поверхностью L_n . Всё это способствует уменьшению интенсивности теплообразующих потоков и вызывает снижение температуры в зоне резания.

Величина Θ_p в формуле (3.38) описывает снижение температуры, вызванное диспергирующим действием смазочных сред. Данным термином обозначают снижение удельной работы резания за счет охрупчивания тонких

слоев обрабатываемого материала (эффект Ребиндера), что, в свою очередь, уменьшает теплообразование.

Следовательно, сумма слагаемых $\Theta_c + \Theta_p$ представляет собой снижение температуры в зоне резания, вызванное изменением интенсивности теплообразующих потоков и размеров контактных площадок в случае применения охлаждения рабочей зоны потоками СОТС, по сравнению с работой без охлаждения (всухую).

Величина Θ_t характеризует влияние теплоотвода в охлаждающую среду с нагретых поверхностей инструмента, стружки и изделия.

Величина $\Theta_{и}$ в свою очередь представляет снижение температуры в результате испарения частиц жидкости, попавших на контактные площадки.

Оценим влияние каждой из перечисленных выше слагаемых формулы (3.38) на температуру в зоне резания в случае ВСО титановых сплавов.

Смазочное действие среды главным образом оказывает большое влияние на величину температуры в зоне резания путём снижения сил трения. Поэтому изменением температуры Θ_c в результате улучшения смазки трущихся поверхностей не пренебрегаем. Учитываем влияние данной величины на температуру в зоне резания, применяя при решении балансовой задачи в соответствующих формулах, величину коэффициента трения как функцию от ожидаемой температуры.

Снижение температуры, вызванное диспергирующим действием смазочных сред незначительно. Следовательно, величину Θ_p не учитываем.

Уменьшение температуры в зоне резания под влиянием теплоотвода в охлаждающую среду с нагретых поверхностей инструмента Θ_t учтём ниже.

Испарение охлаждающей среды, если она проникает в виде жидкости на площадки контакта, может лишь незначительно снизить температуру резания. Поэтому изменением температуры $\Theta_{и}$ в результате испарения можно пренебречь.

Тогда выражение (3.38) может быть представлено:

$$\Theta_o = \Theta - \Theta_c - \Theta_t \quad (3.39)$$

Определим плотность теплового потока, отводимого с поверхности инструмента:

$$q_0 = \alpha \Theta_s \quad (3.40)$$

где α – среднее по омываемой поверхности значение коэффициента теплоотдачи.

Для расчёта коэффициента теплоотдачи при вынужденной конвекции среды применяют критериальное уравнение [77]

$$\left. \begin{aligned} Nu_0 &= C Re_0^m Pr_0^n Gr_0^p \left(\frac{Pr_0}{Pr_s} \right)^{0,25} \\ Nu_0 &= \frac{\alpha l}{\lambda_0} \end{aligned} \right\} \quad (3.41)$$

где l – характерный размер (размер по направлению течения жидкости); λ_0 – коэффициент теплопроводности среды при температуре набегающего потока Θ_0 (индекс 0 означает, что значение находится при температуре набегающего потока Θ_0 , а S – при температуре омываемой поверхности Θ_s); Nu_0 – критерий Нуссельта; Re_0 – критерий Рейнольдса, характеризующий скорость движения среды относительно твёрдого тела (3.42); Pr_0 – критерий Прандтля, характеризует способность теплоты распространяться в окружающей среде (3.44); Gr_0 – критерий Грасгофа, который учитывает влияние конвекции внутри среды (3.45); C- коэффициент и m, n, p – показатели степени, их значения выбраны на основании экспериментальных данных [28, 94] и представлены в таблице 3.1 [77].

Таблица 3.1

Коэффициент C и показатели степени в формуле (3.41)

Условия теплообмена	Re_0	C	m	n	p
Продольное обтекание плит и пластин; течение среды в цилиндрических каналах некруглой формы	$< 2 \cdot 10^3$	0,15	0,33	0,43	0,1
	$> 2 \cdot 10^3$	0,021	0,8	0,43	0

Определим критерий Рейнольдса

$$Re_0 = \frac{\omega l}{\nu_0} \quad (3.42)$$

где ω – скорость потока, м/с; ν_0 – кинематический коэффициент вязкости среды, м²/с.

Скорость истечения жидкости из сопла обычно прямо не задаётся. Её можно найти из следующего соотношения:

$$\omega = 21,27 \frac{P}{d^2} \quad (3.43)$$

где P – расход жидкости, л/мин; d – диаметр сопла, мм.

Критерий Прандтля находим по формуле

$$Pr = \frac{\nu_0}{\omega} \quad (3.44)$$

Критерий Грасгофа определяется из выражения

$$Gr = \beta_0 \frac{gl^3}{\nu_0^2} (\theta_s - \theta_0) \quad (3.45)$$

где β_0 – коэффициент объёмного расширения среды, 1/°C; g – ускорение свободного падения, м/с².

Исходя из приведённого выше, примем значение теплового потока, отводимого с поверхности инструмента равным:

$$q_0 = \frac{\lambda_0 C Re_0^m Pr_0^n Gr_0^p \left(\frac{Pr_0}{Pr_s} \right)^{0,25}}{l} \theta_s \quad (3.46)$$

Соответственно средняя температура на передней Θ_1 и задней Θ_2 поверхностях инструмента при подводе охлаждения с передней поверхности будет равна:

$$\left. \begin{aligned} \bar{\Theta}_1 &= \frac{M_1}{\lambda_p} l_1 (q_1 + q_{01}) + \frac{N_2}{\lambda_p} q_2 l_2 - \frac{M_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01} = \frac{M_1}{\lambda_p} q_1 l_1 + \frac{M_1}{\lambda_p} q_{01} l_1 + \frac{N_2}{\lambda_p} q_2 l_2 - \frac{M_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01} \\ \bar{\Theta}_2 &= \frac{M_2}{\lambda_p} q_2 l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} (q_1 + q_{01}) l_1 - \frac{N_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01} = \frac{M_2}{\lambda_p} q_2 l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} q_1 l_1 + \frac{N_1}{\lambda_p} q_{01} l_1 - \frac{N_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01} \end{aligned} \right\} \quad (3.47)$$

Размер пятна, занимаемого на передней поверхности инструмента стоком

$$b \times l_{01} \approx b \times \frac{d \cdot \cos \alpha}{2} \quad (3.48)$$

где b – ширина реза; α – угол наклона струи охлаждающей жидкости; d – диаметр сопла (Рис. 29).

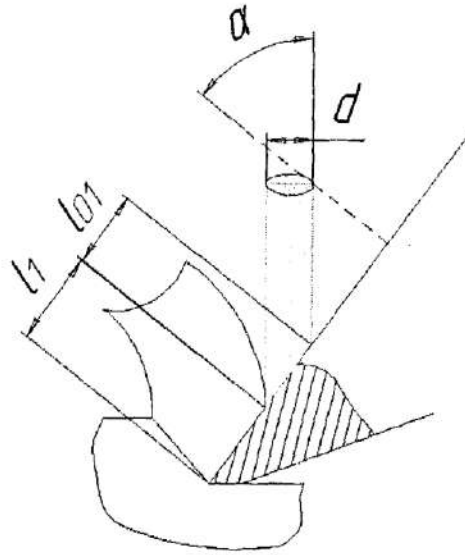


Рис. 29. Схема охлаждения режущего инструмента при подаче СОТС на переднюю поверхность режущего клина.

Охлаждение передней поверхности инструмента стоком происходит не по всей поверхности контакта со струёй жидкости, а только по площади контакта $b \times \frac{d \cdot \cos \alpha}{2}$, которая не занята контактом со стружкой. Величина

$\frac{M_1}{\lambda_p} q_1 l_1 + \frac{N_2}{\lambda_p} q_2 l_2$ аналогична ф-ле (3.31), величина $+\frac{M_1}{\lambda_p} q_{01} l_1$ характеризует

отсутствие стока теплоты на участке $b l_1$, величина $-\frac{M_0}{\lambda_p} q_{01} l_{01}$ учитывает

снижение температуры на поверхности контакта режущего клина в связи с наличием стока q_{01} . Структура формулы для нахождения $\bar{\Theta}_2$ объясняется аналогично.

Рассмотрим выражения, описывающие охлаждение режущего инструмента при подаче СОТС на заднюю поверхность режущего клина (Рис. 30).

$$\left. \begin{aligned} \bar{\Theta}_1 &= \frac{M_1}{\lambda_p} q_1 l_1 + \frac{N_2}{\lambda_p} (q_2 + q_{02}) l_2 - \frac{N_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02} = \frac{M_1}{\lambda_p} q_1 l_1 + \frac{N_2}{\lambda_p} q_2 l_2 + \frac{N_2}{\lambda_p} q_{02} l_2 - \frac{N_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02} \\ \bar{\Theta}_2 &= \frac{M_2}{\lambda_p} (q_2 + q_{02}) l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} q_1 l_1 - \frac{M_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02} = \frac{M_2}{\lambda_p} q_2 l_2 + \frac{M_2}{\lambda_p} q_{02} l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} q_1 l_1 - \frac{M_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02} \end{aligned} \right\} (3.49)$$

Размер пятна, занимаемого на задней поверхности инструмента стоком

$$b \times l_{02} = b \times (B - l_2) \quad (3.50)$$

где b – ширина реза; B – толщина режущей пластины.

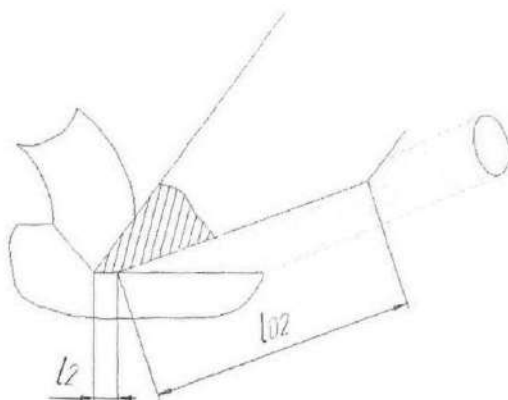


Рис. 30. Схема охлаждения режущего инструмента при подаче СОТС на заднюю поверхность режущего клина.

Для случая охлаждения режущего инструмента при подаче СОТС на переднюю и заднюю поверхность режущего клина одновременно получим формулы, описывающие средние температуры на контактных поверхностях режущего инструмента (Рис. 31).

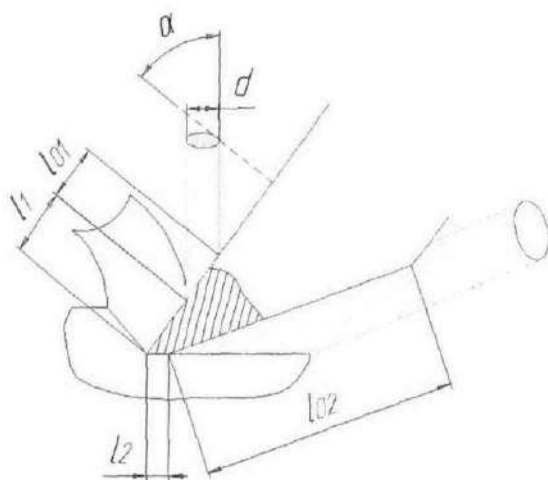


Рис. 31. Схема охлаждения режущего инструмента при подаче СОТС передней и задней поверхностью режущего клина.

$$\left. \begin{aligned} \bar{\Theta}_1 &= \frac{M_1}{\lambda_p} (q_1 + q_{01}) \gamma_1 + \frac{N_2}{\lambda_p} (q_2 + q_{02}) \gamma_2 - \frac{M_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01} - \frac{N_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02} \\ \bar{\Theta}_2 &= \frac{M_2}{\lambda_p} (q_2 + q_{02}) \gamma_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} (q_1 + q_{01}) \gamma_1 - \frac{M_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02} - \frac{N_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01} \end{aligned} \right\} \quad (3.51)$$

Значения коэффициентов M_0 и N_0 , которые входят в выражения (3.47, 3.49, 3.51), рассчитывают по методике, приведённой ниже.

$$\left. \begin{aligned} N_{01} &= G_{01} B \left(\frac{2l_2}{d \cdot \cos \alpha} \right) \\ N_{02} &= G_{02} B \left(\frac{l_1}{L - l_2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (3.52)$$

$$\left. \begin{aligned} M_{01,02} &= \left(4,88 + 2,64 \eta_{01,02}^{0,5} \lg \eta_{01,02} \right) \beta^{-0,85} \text{ при } \eta_{01,02} \geq 1 \\ M_{01,02} &= \left(4,88 + 3,92 \eta_{01,02}^{0,27} \lg \eta_{01,02} \right) \beta^{-0,85} \text{ при } \eta_{01,02} \leq 1 \end{aligned} \right\} \quad (3.53)$$

$$\left. \begin{aligned} \eta_{01} &= \frac{2b}{d \cdot \cos \alpha} \\ \eta_{02} &= \frac{b}{L - l_2} \end{aligned} \right\} \quad (3.54)$$

3.3.3. Учёт многолезвийной обработки

Теплофизические закономерности, полученные выше для резания одним режущим клином, могут быть применены и для описания тепловых явлений, возникающих в результате работы многолезвийного инструмента. Однако процесс распространения теплоты при многолезвийной обработке имеет некоторые особенности, которые необходимо учесть для корректного теплофизического анализа. Главной особенностью является влияние теплоты, образующейся в зоне резания одного из лезвий на температуру зоны резания других лезвий.

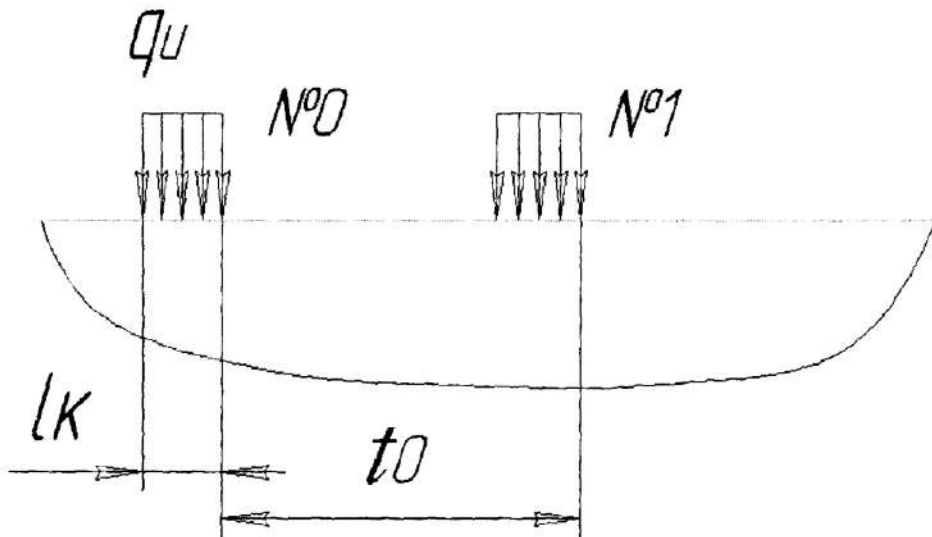


Рис. 32. Схема обработки изделия несколькими зубьями, последовательно расположенными по направлению скорости резания.

На Рис. 32 представлена схема обработки изделия несколькими зубьями, последовательно расположенными по направлению скорости резания (как для случая торцевого фрезерования) [77]. Будем считать, что имеются все данные для расчёта теплообразующих и итоговых потоков при работе первым зубом №0, когда влияния впереди идущих зубьев ещё нет. Рассчитаем количество теплоты $W_{и}$, которое поступает в деталь из зоны резания зуба №0. Процесс распространения теплоты $W_{и}$ в детали можно схематизировать, как это показано на Рис. 32, представив его как результат воздействия двухмерного быстродвижущегося источника равномерной интенсивностью $q_{и} = \frac{Q_{и}}{b \times l}$ на поверхности полупространства с адиабатической поверхностью.

$$\left. \begin{aligned} \Theta(x, y) &= \frac{2q\sqrt{\omega l}}{\lambda\sqrt{\pi V}} \tau_1(\varphi; \nu) \\ \varphi &= \frac{x}{l}; \nu = \frac{1}{4}\chi^2 Pe; \chi = \frac{y}{l}; Pe = \frac{Vl}{\omega} \end{aligned} \right\} \quad (3.55)$$

где $\tau_1(\varphi; \nu)$ - функция (рис. 35) [76].

Так как $y = 0$, то $\nu = 0,25 \frac{Vl}{\omega}$. Примем $x = \frac{t_0}{l}$, следовательно, можем записать, что $\varphi = \frac{t_0}{l^2}$.

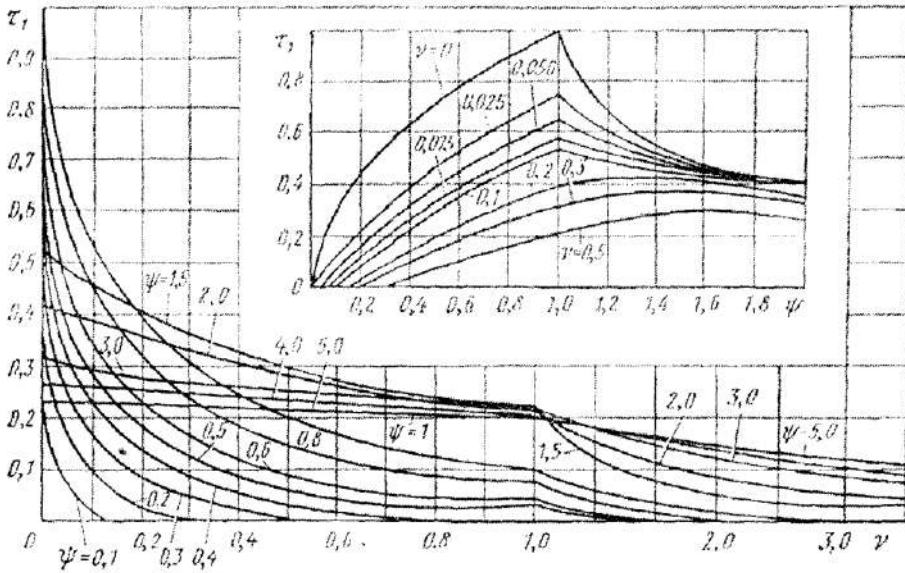


Рис. 33. График функции $\tau_1(\varphi; \nu)$ для быстро движущегося полосового источника равномерной интенсивности.

Приняв во внимание формулу (3.55), запишем:

$$\Theta(x, y) = \frac{1,13q_2 \sqrt{\omega}}{\lambda b \sqrt{V l l}} \tau_1(\varphi; \nu) \quad (3.56)$$

Дополнительную температуру, возникающую в точке, лежащей под зубом №m под действием источника W_{in} , рассчитаем по формуле:

$$\Delta \Theta_m = \frac{1,13q_2 \sqrt{\omega}}{\lambda b \sqrt{V(\frac{t}{lg\Phi} + l_2)}} \tau_1 \left(\frac{t_0}{(\frac{t}{lg\Phi} + l_2)^2}; 0,25 \frac{V(\frac{t}{lg\Phi} + l_2)}{\omega} \right) \frac{(\sqrt{\varphi} - \sqrt{\varphi - 1}) [1 - (\sqrt{\varphi} - \sqrt{\varphi - 1})^m]}{1 - (\sqrt{\varphi} - \sqrt{\varphi - 1})} \quad (3.57)$$

где $\varphi \approx \frac{t_0}{l}$ - безразмерный шаг между зубьями инструмента.

3.4 Определение температурных полей в инструменте

Определим закон распределения температур на контактных плоскостях инструмента. Этот закон описывается в работах [76, 79] и базируется на выражениях (3.20) и (3.23). Согласно вышеизложенному, для площадки контакта инструмента со стружкой формула, описывающая закон

распределения температур в плоскости, проходящей через середину активного участка кромки перпендикулярно к последней, имеет вид:

$$\Theta(\varphi) = \Theta_a + 1,12 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} L_M \sqrt{\frac{K_a l_1}{V}} (q_{IT} T_1 - q_1 T_2) \quad (3.58)$$

где $\varphi = \frac{x}{l_1}$ - безразмерная абсцисса точки контакта (Рис. 23 и Рис. 24).

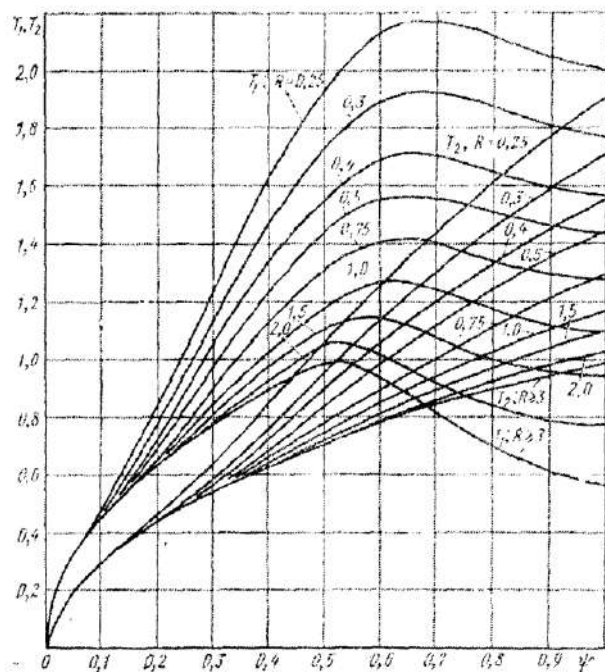


Рис. 34. Графики функций T_1 и T_2 , используемых для описания закона распределения температур на площадке контакта стружки с инструментом

График функций T_1 и T_2 , которые используются в формуле (3.58), в зависимости от значений φ и безразмерного критерия

$$R = \frac{1}{6} \frac{K_a V a^2}{\omega l_1} \quad (3.59)$$

приведён на Рис. 34 [78]. Критерий R учитывает влияние ограниченности стружки по толщине на её температуру.

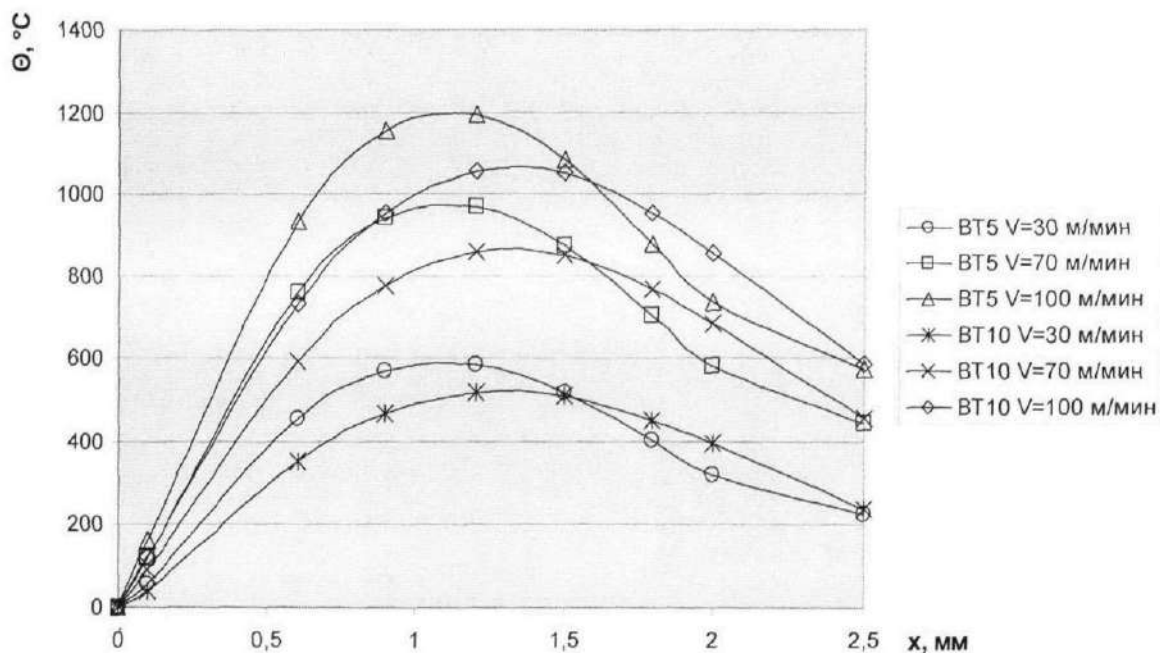


Рис. 35. Распределения температур на площадке контакта стружки с инструментом при ВСО титановых сплавов ($S = 6,5$ мм/об; $t = 1$ мм; с охлаждением водой передней поверхности инструмента)

На Рис. 35 представлено распределение температур на площадке контакта стружки с инструментом при ВСО титановых сплавов, подсчитанное по формуле (3.58). Как видно из рисунка график распределения температур имеет форму перевернутой параболы. Максимум температуры, возникающей на площадке контакта, смещается от вершины режущего клина на большую величину, при большем коэффициенте усадки стружки. Кроме того, значение температуры на площадке контакта возрастает при уменьшении величины коэффициента усадки стружки.

3.5 Выводы по главе

1. При высокоскоростном торцевом фрезеровании титановых сплавов, тепловой поток в инструмент с увеличением скорости с 10 м/мин до 130 м/мин сокращается примерно в $1,5 \div 1,75$ раза. Данный факт является обоснованием применения метода ВСФ для обработки сплавов на основе титана.

2. Значительный нагрев режущего инструмента происходит в области, отстоящей от вершины резца на расстоянии ≈ 1 мм, и может в отдельных случаях достигать величины равной $1000-1200^{\circ}\text{C}$. Средняя температура на контактной поверхности инструмента при прерывистом резании зависит от скорости резания и диаметра фрезы, и составляет при практически применяемых режимах $400 \div 700^{\circ}\text{C}$, т.е. находится в пределах термостойкости твердого сплава ($950 \dots 1000^{\circ}\text{C}$). Следовательно, при ВСФ в качестве инструментального материала возможно применение твёрдых сплавов, так как предел их термостойкости значительно выше, чем температуры на контактной поверхности режущего клина.

3. Подача охлаждающей среды со стороны передней поверхности инструмента снижает её температуру на 8-10%, повышая интенсивность теплопередачи от стружки резцу. Применение охлаждения с передней поверхности приводит к уменьшению интенсивности теплоотвода из резца в заготовку, а температуру задней поверхности снижает незначительно на 2-3%. Незначительное снижение температуры режущего инструмента при использовании СОТС позволяет отказаться от их применения.

ГЛАВА 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ТОРЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Основным качеством режущего инструмента является его стойкость, т.е. способность режущего клина сохранять режущую кромку достаточно острой в течение определённого заданного периода времени работы. Затупление режущего инструмента происходит в результате как механического износа его граней и режущей кромки, так и под действием молекулярно-термических процессов, происходящих на его рабочих поверхностях. При обработке титановых сплавов эти факторы действуют одновременно, но в зависимости от условий резания (скорости резания, материала режущего инструмента и др.) преимущественное влияние на стойкость инструмента могут оказывать или физико-химический эффект, или механическое истирание его рабочих граней. В связи с этим различают следующие основные виды износа.

1. При обработке титановых сплавов твёрдосплавным инструментом в отдельных случаях наблюдается выкрашивание режущих кромок инструмента и местная пластическая деформация режущего клина.
2. Растворение материала инструмента в обрабатываемом материале – диффузионный износ. При ВСФ сплавов на основе титана данный вид износа является лимитирующим.
3. Механическое изнашивание, царапание инструмента твердыми включениями в стружке, карбидными и другими твёрдыми включениями, которые присутствуют в обрабатываемом материале. Такой вид износа называется абразивно-механическим.
4. Вырывание частиц на передней поверхности режущего клина вследствие схватывания контактных поверхностей резца и стружки – адгезионный износ. Данный вид износа при ВСФ титановых сплавов не является определяющим и в дальнейшем не рассматривается.

4.1 Анализ особенностей хрупкого разрушения режущей части инструмента при ВСФ титановых сплавов

При высокоскоростном торцевом фрезеровании титановых сплавов встречаются два вида хрупкого разрушения режущего инструмента: сколы режущей части и выкрашивание режущих кромок.

Сколами являются, отделение относительно большого объёма режущей части инструмента. При сколах от передней поверхности отделяются части инструментального материала, соизмеримые с длиной контакта стружки с передней поверхностью, а по ширине – с шириной среза (Рис. 36) [52]. Выкрашиванием является отделение малых частиц режущей кромки, несоизмеримых с параметрами среза.

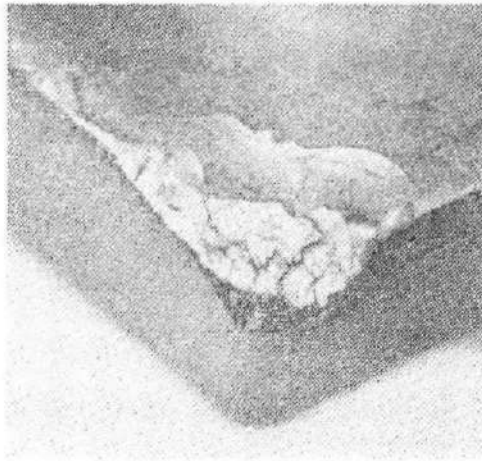


Рис. 36. Скол режущей части торцевой фрезы ВК8 при несимметричном торцевом фрезеровании титанового сплава ВТ9 (резание всухую, $\alpha = 8^\circ$; $\gamma = 0^\circ$; $\varphi = 72^\circ$; $\varphi_1 = 6^\circ$; $S_z = 0,1$ мм/зуб; $V = 1,46$ м/с), $\times 6,5$

В случае фрезерования причиной хрупкого разрушения режущего инструмента является изменение напряжённого состояния σ_1 при входе и выходе инструмента из контакта.

Не менее важным фактором, вызывающим хрупкое разрушение режущего инструмента в процессе резания являются термические напряжения σ_θ , которые наиболее сильно проявляются при прерывистой обработке

(фрезеровании). Вследствие неравномерного температурного поля в теле инструмента возникают как сжимающие, так и растягивающие термические напряжения.

В период нагрева, при резании, происходит нагрев режущих поверхностей, и появляются сжимающие напряжения, так как поверхностные слои от нагрева расширяются, а нижележащие слои препятствуют расширению. В этот момент в контактной зоне происходит суммирование сжимающих механических и термических напряжений.

В период остывания режущей части инструмента механические напряжения отсутствуют, а термические напряжения в поверхностных контактных слоях режущего инструмента переходят в растягивающие.

Переменный нагрев и охлаждение во время прерывистого резания вызывают термические “удары”, и σ_{θ} при высоких контактных температурах достигают больших величин. При превышении величины σ_{θ} предела прочности, начинается хрупкое разрушение режущего инструмента (Рис. 37).

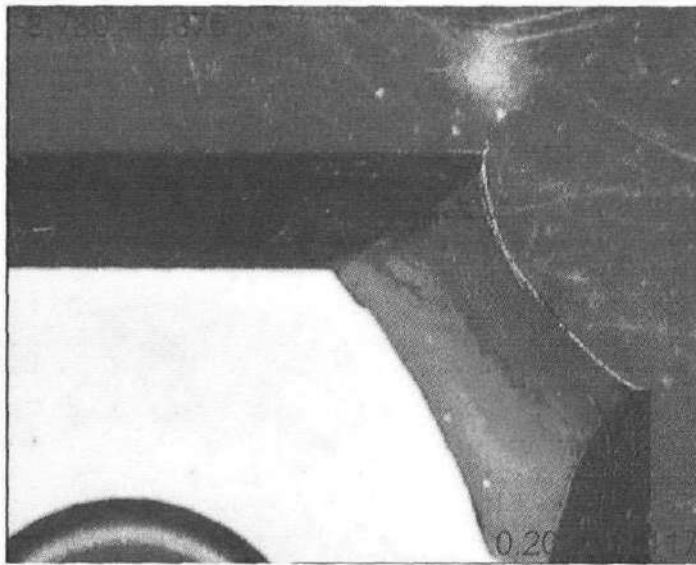


Рис. 37. Хрупкое разрушение четырёхгранной режущей пластины фирмы Sandvik Coromant из сплава 2030 при несимметричном торцовом фрезеровании титанового сплава ВТ6 (резание всухую, $S_z = 0,25$ мм/зуб; $t = 0,8$ мм; $V = 95$ м/мин)

Коэффициент запаса хрупкой прочности для зон растяжения и сжатия по передней поверхности можно определить соответственно по формулам (4.1) и (4.2).

$$n_s = \frac{\sigma_B}{\sigma_1 \pm E\alpha(1-\nu)^{-1} \left[\Theta_1(x) - (\Theta_1(x) - \Theta_0) \operatorname{erfc} \left(\frac{l}{2\sqrt{F_{Ox}}} \right) \right]} \quad (4.1)$$

$$n_{-s} = \frac{\sigma_{-B}}{\sigma_2 \pm E\alpha(1-\nu)^{-1} \left(1 - \frac{l}{h} \right)} \times \frac{\sigma_{-B}}{\Theta_1(x) - (\Theta_1(x) - \Theta_0) \left[\operatorname{erfc} \frac{1}{2\sqrt{F_{Ox}}} - e^{Bi_x + Bi_x^2 F_{Ox}} \operatorname{erfc} \left(\frac{1}{2\sqrt{F_{Ox}}} + Bi_x \sqrt{F_{Ox}} \right) \right]} \quad (4.2)$$

где σ_B – временное напряжение; σ_1 и σ_2 – главные напряжения; E – модуль упругости; α – коэффициент линейного расширения; ν – коэффициент Пуансона; Θ_1 – температура в данной точке передней поверхности; Θ_0 – температура окружающей среды; F_{Ox} – число Фурье для данной координаты x ; Bi – критерий Био.

При холостом ходе инструмента, когда в контактном слое инструмента действуют термические растягивающие напряжения, а механические напряжения отсутствуют, для передней поверхности коэффициент запаса хрупкой прочности равен:

$$n_s = n_\Theta = \frac{\sigma_B}{\sigma_2 \pm E\alpha(1-\nu)^{-1} \left(1 - \frac{l}{h} \right)} \times \frac{\sigma_{-B}}{\Theta_1(x) - (\Theta_1(x) - \Theta_0) \left[\operatorname{erfc} \frac{1}{2\sqrt{F_{Ox}}} - e^{Bi_x + Bi_x^2 F_{Ox}} \operatorname{erfc} \left(\frac{1}{2\sqrt{F_{Ox}}} + Bi_x \sqrt{F_{Ox}} \right) \right]} \quad (4.3)$$

При $n_s(n_{-s}) \geq 1$ хрупкое разрушение отсутствует, а при $n_s(n_{-s}) \leq 1$ наступает хрупкое разрушение.

4.2 Анализ особенностей пластического разрушения режущей части инструмента при ВСФ титановых сплавов

Особенностью данного вида разрушения режущей части инструмента является пластическое течение поверхностных слоёв инструментального материала и в дальнейшем их срез. Срез контактных слоёв происходит преимущественно вдоль задней и иногда, в некоторых случаях вдоль передней поверхности инструмента. В результате этого режущий клин претерпевает пластическое разрушение, и инструмент быстро выходит из строя.

Параметры пластического разрушения инструмента зависят от условий обработки и свойств инструментального материала. Так пластическое разрушения режущего инструмента при обработке конструкционных материалов при использовании твёрдосплавного инструмента наступает при разогреве режущей кромки до 1140-1240°C; инструмента из быстрорежущей стали – при нагреве свыше 740°C; инструмента из углеродистой стали – когда нагрев режущей кромки превысит 340°C. Интенсификации процесса пластического разрушения режущей части инструмента способствуют несколько факторов. Во-первых, это неравномерное всестороннее сжатие режущей кромки, в результате которого значительно повышается пластичность инструментальных материалов [95]. Во-вторых, развитию процесса пластического разрушения режущей части инструмента способствует интенсивный разогрев и последующее за ним размягчение инструментального материала при высоких режимах обработки.

В работе [52] представлена следующая схема пластического разрушения режущей части инструмента. В начальный момент времени режущая кромка инструмента получает округление, что происходит в результате её недостаточной прочности. Течение контактных слоёв по задней поверхности ведёт к изменению действительного заднего угла, который принимает нулевое значение на некотором участке. В связи с этим площадь контакта по задней поверхности увеличивается, и инструментальный материал начинает течь к

месту выхода задней поверхности из контакта. От текущих слоёв материала отрываются частицы и уносятся обработанной поверхностью. Данную схему пластического разрушения можно считать достоверной для всех инструментальных материалов.

Так как процесс высокоскоростного торцевого фрезерования является прерывистым, то из-за малого времени контакта инструмента с деталью нагреву и деформации подвергаются очень тонкие контактные слои инструментального материала. Кроме того, при прерывистом резании температура резания значительно меньше, чем при тех же условиях непрерывного резания. Поэтому пластическое разрушение происходит при более высоких скоростях. Из-за того, что при пластическом разрушении инструмент очень быстро выходит из строя, что ограничивает применение высокоскоростной обработки, определение критерия пластического разрушения режущей части инструмента имеет первостепенное значение.

При больших скоростях резания, когда температура в контактных слоях значительно выше, чем в зоне сдвига, коэффициент запаса пластической прочности n_T определяется из выражения [52].

$$n_T \geq \frac{HV_n}{6\tau_\phi} \quad (4.4)$$

где HV_n – твёрдость инструментального материала; τ_ϕ – сдвигающие напряжения в зоне стружкообразования.

Исходя из приведённой выше зависимости (4.4) определим коэффициенты запаса пластической прочности соответственно для передней n_{T1} и задней n_{T2} поверхностей.

Для передней поверхности:

$$n_{T1} \geq \frac{HV_n(\bar{\Theta}_1)}{6\tau_\phi(\Theta_n)} \quad (4.5)$$

Для задней поверхности:

$$n_{T2} \geq \frac{HV_n(\bar{\Theta}_2)}{6\tau_\phi(\Theta_n)} \quad (4.6)$$

где $HV_n(\bar{\Theta}_1)$ - зависимость твёрдости инструментального материала от средней температуры на передней поверхности; $HV_n(\bar{\Theta}_2)$ - зависимость твёрдости инструментального материала от средней температуры на задней поверхности; $\tau_\phi(\Theta_d)$ - зависимость сдвигающих напряжений в зоне стружкообразования от температуры в зоне деформации.

Зависимости (4.5) и (4.6) дают возможность определить коэффициент запаса пластичности и начало пластического разрушения режущего инструмента, так как при $n_T \geq 1$ пластическое разрушение отсутствует, а при $n_T \leq 1$ наступает пластическое разрушение.

4.3 Модель диффузионного износа инструмента при ВСФ сплавов на основе титана

При интенсификации режимов резания наряду с возрастанием температуры резания наблюдается резкое возрастание интенсивности изнашивания инструментального материала. Главной причиной этого является диффузионное изнашивание [].

Диффузионное изнашивание в процессе резания происходит под влиянием двух факторов: во-первых, вследствие взаимного диффузионного растворения компонентов инструментального и обрабатываемого материалов; во-вторых, из-за разрушения вследствие структурных превращений и разупрочнения поверхностных слоёв инструмента.

Диффундирование в обрабатываемый материал различных компонентов твёрдого сплава при обработке титановых сплавов происходит с различной скоростью. Быстрее всего происходит диффузия в обрабатываемый материал углерода, медленнее диффундируют вольфрам, тантал и кобальт. Одновременно в твёрдый сплав диффундирует титан. Данный процесс ведёт к образованию между стружкой, инструментом и поверхностью резания трёх диффузионных слоёв (Рис. 38) [107]. Наиболее удалён от поверхности контакта

науглероженный слой 1, за ним следует раствор углерода, вольфрама, кобальта в α – титане 2, далее возможно образование интерметаллида 3 в виде титановольфрамового или более сложного карбида. Всё это приводит к срезу с контактных поверхностей инструмента слоёв инструментального материала движущейся стружкой и поверхностью резания. Этому способствует тот факт, что титан, быстро внедряясь в твёрдый сплав по границам зёрен, ослабляет связи между отдельными блоками твёрдого сплава, и их срез становится возможным ещё до окончательной потери этих связей.

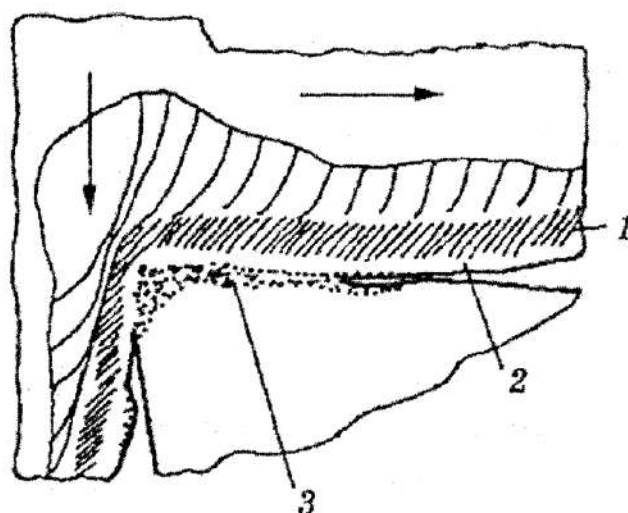


Рис. 38. Схема диффузионного изнашивания твёрдого сплава при обработке резанием титановых сплавов

В процессе резания износу подвергается одновременно передняя и задняя поверхности инструмента (Рис. 39). В зависимости от параметров резания преобладающий износ наблюдается по задней или по передней поверхности. Если по принятым критериям износа ($h_3 = 0,3 \div 0,4$ мм, $h = 0,2 \div 0,3$ мм) сравнить время формирования лунки износа по глубине с радиальным износом по задней поверхности ($\Delta = h_3 \times \text{tg} \alpha = (0,3 \div 0,4) \times \text{tg} 15^\circ = 0,08 \div 0,107$ мм), то при равной интенсивности износа по задней и передней поверхностям режущего инструмента время достижения критерия износа по задней поверхности будет меньше, так как $\Delta < h$.

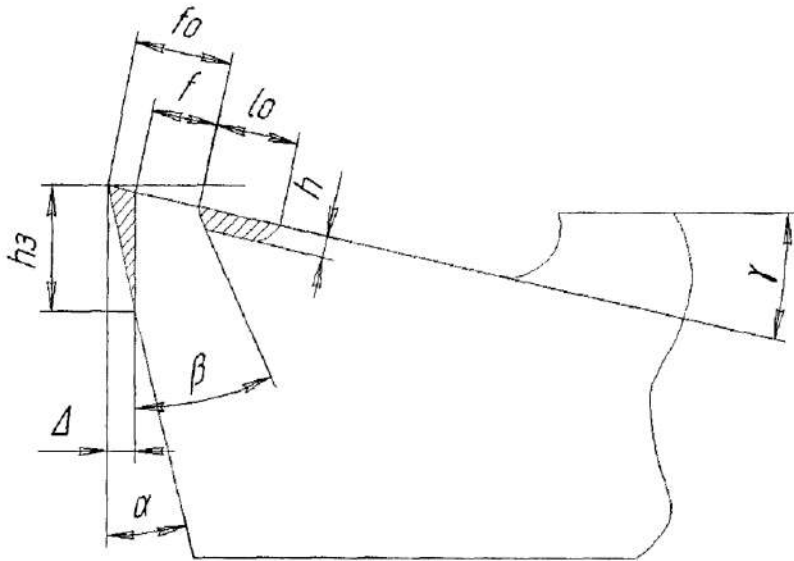


Рис. 39. Геометрия износа режущего инструмента по задней и передней поверхностям

При превалирующем значении износа передней поверхности инструмента, вводится понятие относительного износа передней поверхности, который определяется из выражения [52]:

$$K' = \frac{h}{\frac{l_0}{2} + f} \quad (4.7)$$

где h – глубина лунки износа; $\frac{l_0}{2} + f$ – расстояние до центра лунки от режущей кромки.

Допустимый относительный износ передней поверхности твёрдосплавного инструмента $K' \approx 0,4$. При использовании керамических инструментов допустимое значение K' меньше, а для быстрорежущего инструмента больше [24].

Лункообразование при высокой скорости резания, и соответственно высокой температуре резания [14], возникает из-за неравномерности диффузионного износа передней поверхности, которая определяется главным образом, неравномерностью распределения температуры по передней поверхности [15].

Найдём выражения, позволяющие рассчитать величину диффузионного износа по передней и задней поверхности. Диффузионное изнашивание в

процессе ВСО происходит в результате взаимного диффузионного растворения компонентов инструментального и обрабатываемого материалов и начинается при температуре $\Theta > \Theta'$ [51]. Значение температуры Θ' , при которой в данной паре (инструмент-деталь) активизируются диффузионные процессы (примем для пары ВТ6-ВК8 равным 600°C [100]).

По данным Лоладзе масса продиффундированного вещества для случая износа передней и задней поверхности соответственно равна [52]:

$$\left. \begin{aligned} m_1 &= \frac{2}{\sqrt{\pi}} b T D^{\frac{1}{2}} l_{\text{кл}}^{\frac{1}{2}} V^{\frac{1}{2}} K_a^{-\frac{1}{2}} c_1 \rho \\ m_2 &= \frac{3}{\sqrt{\pi}} T D^{\frac{1}{2}} V^{\frac{1}{2}} c_1 \rho \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

где b - ширина резания; T - время резания; D - коэффициент диффузии; $l_{\text{кл}}$ - длина контакта по передней поверхности; V - скорость резания; K_a - коэффициент усадки стружки; c_1 - массовая доля продиффундированного элемента, определяется из диаграмм состояния двойных систем; ρ - плотность диффузионного слоя (можно принять равной плотности растворителя - обрабатываемого материала, так как концентрация диффундирующего элемента обычно мала).

Интенсивность диффузионных процессов характеризуется коэффициентом диффузии D . Наиболее сильное влияние на коэффициент диффузии оказывает температура [50]. Температурная зависимость коэффициента диффузии:

$$D = D_0 e^{-\frac{Q}{R\Theta}} \quad (4.9)$$

где D_0 - коэффициент диффузии при температуре, равной бесконечности, $\text{м}^2/\text{с}$; Q - энергия активации, $\text{Дж}/\text{моль}$; R - газовая постоянная, равная $8,314 \text{ Дж}/(\text{моль} \cdot \text{К})$, Θ - абсолютная температура, К .

Найдём глубину лунки диффузионного износа на передней поверхности инструмента (Рис. 40).

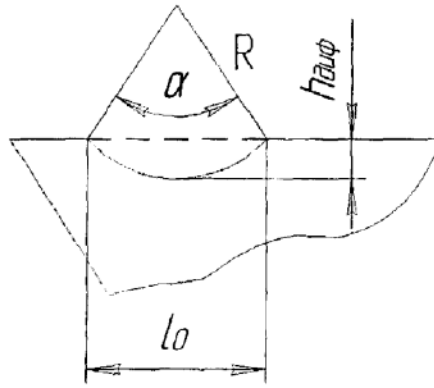


Рис. 40. Упрощённая схема лунки диффузионного износа на передней поверхности инструмента

Масса продиффундированного вещества из выражения (4.9) равна массе вещества в объёме лунки $m = V\rho_{инс}$, где $\rho_{инс}$ — плотность инструментального материала. Будем считать, что лунка износа на передней поверхности инструмента является частью сегмента окружности радиуса R и ширина которой равна ширине стружки b . Тогда масса вещества в объёме лунки равна:

$$m = \frac{\left(\frac{h_{диф}}{2} + \frac{l_0^2}{8h_{диф}}\right)^2 \alpha - \left(\frac{h_{диф}}{2} + \frac{l_0^2}{8h_{диф}} - h_{диф}\right) l_0}{2} b\rho_{инс} \quad (4.10)$$

где l_0 — протяжённость лунки (можно принять равной длине контакта по передней поверхности); $\sin \frac{\alpha}{2} = \frac{l_0}{2R} \rightarrow \alpha = \arcsin\left(\frac{l_0}{2R}\right)$.

Приравняв выражения (4.8) и (4.10) и учитывая выражение (4.9), получим:

$$\frac{2}{\sqrt{\pi}} bT \left(D_0 e^{-\frac{Q}{R\Theta}} \right)^{\frac{1}{2}} l_{кл}^{\frac{1}{2}} V^{\frac{1}{2}} K_a^{-\frac{1}{2}} c_1 \rho = \frac{\left(\frac{h_{диф}}{2} + \frac{l_0^2}{8h_{диф}}\right)^2 \alpha - \left(\frac{h_{диф}}{2} + \frac{l_0^2}{8h_{диф}} - h_{диф}\right) l_0}{2} b\rho_{инс} \quad (4.11)$$

Решив уравнение (4.11) относительно $h_{диф}$ и учитывая распределение температуры по передней поверхности инструмента, можно определить функциональную зависимость $h_{диф}(x, T)$ для диффузионного изнашивания. В

приложении 3 приведён расчёт в программе “Mathematica 4” глубины лунки износа на передней поверхности инструмента при диффузионном износе режущего инструмента.

Найдём величину диффузионного износа по задней поверхности инструмента (Рис. 39).

Масса продиффундированного вещества из выражения (4.9) равна массе вещества, удалённого с задней поверхности инструмента в процессе износа. Тогда масса вещества, удалённого с задней поверхности инструмента, приблизительно равна:

$$m = \frac{h_3^2 \times \operatorname{tg} \alpha}{2} b \rho_{\text{инс}} \quad (4.12)$$

Приравнивая выражения (4.8) и (4.12) и учитывая выражение (4.9), получим:

$$\frac{3}{\sqrt{\pi}} T D^{\frac{1}{2}} V^{\frac{1}{2}} c_1 \rho = \frac{h_3^2 \times \operatorname{tg} \alpha}{2} b \rho_{\text{инс}} \quad (4.13)$$

Получим формулу для расчёта h_3 :

$$h_3 = \frac{1,84 \left(D_0 e^{-\frac{Q}{R\Theta}} \right)^{\frac{1}{4}} V^{\frac{1}{4}} \sqrt{c_1 T \rho}}{\sqrt{\operatorname{tg} \alpha \rho_{\text{инс}}}} \quad (4.14)$$

Выведем формулу для расчёта периода стойкости инструмента T_3 при лимитирующем износе по задней поверхности инструмента:

$$T_3 = \frac{0,3 h_3^2 \operatorname{tg} \alpha \rho_{\text{инс}}}{c_1 \rho \left(D_0 e^{-\frac{Q}{R\Theta}} \right)^{\frac{1}{2}} \sqrt{V}} \quad (4.15)$$

Обычно инструментальный материал состоит из нескольких элементов. Так в твёрдых сплавах типа ВК наибольшее количество атомов вольфрама и углерода. Очевидно, что диффузия инструментального материала характеризуется количественными показателями диффузии его отдельных элементов. Массовая доля продиффундированного элемента c_1 , определяется из

диаграмм состояния двойных систем для каждого элемента. Так при обработке титанового сплава твёрдым сплавом типа ВК необходимо определить s_1 для пары титан – вольфрам (Рис. 41) [37] и титан – углерод (Рис. 42) [37].

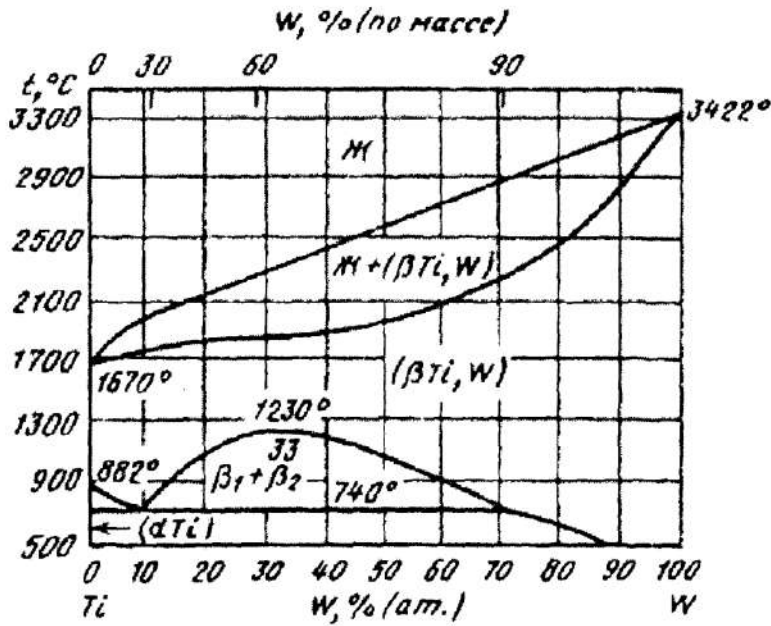


Рис. 41. Диаграмма состояния двойной системы титан – вольфрам.

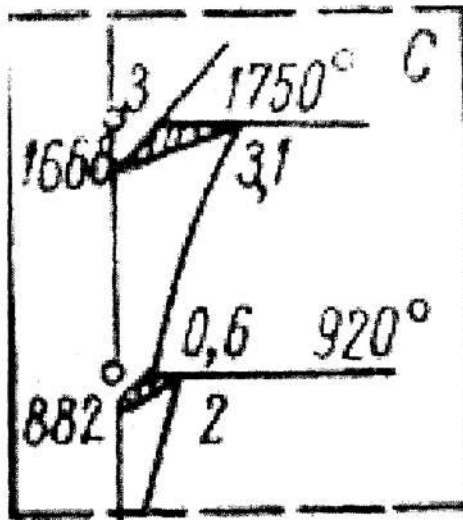


Рис. 42. Диаграмма состояния двойной системы титан – углерод.

Поэтому для определения суммарного $h_{\text{диф}}$ необходимо подсчитать $h_{\text{диф}}$ для каждого из диффундирующих компонентов инструментального материала.

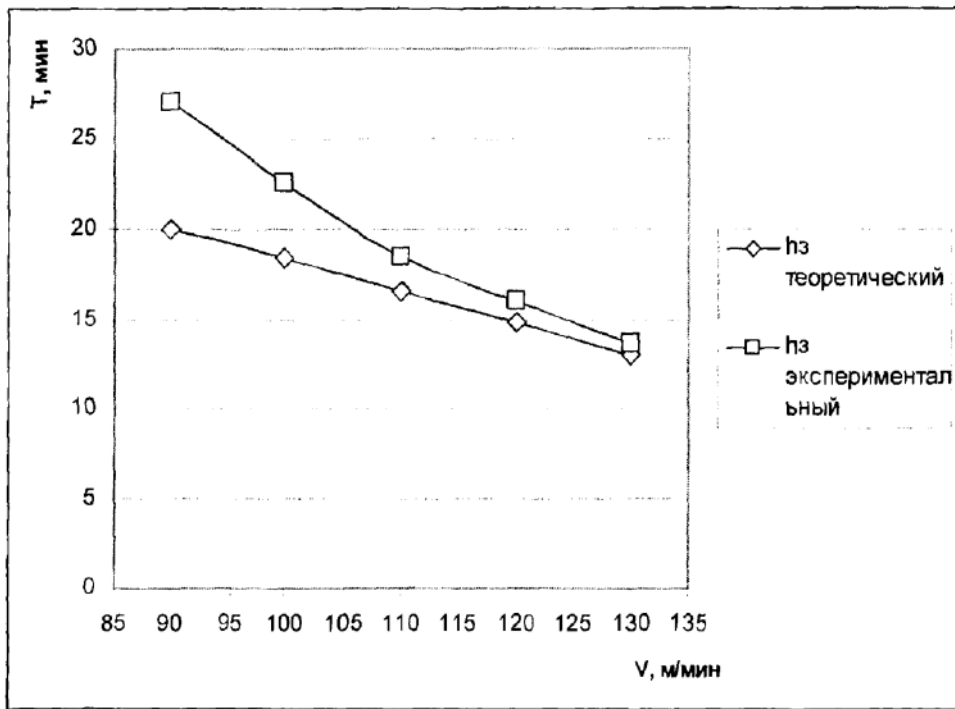


Рис. 43. Зависимость стойкости режущей пластины от скорости резания V рассчитанная по теоретической формуле и определённая экспериментально (материал детали - ВТ6; $S = 0,1$ мм/зуб; $t = 1$ мм).

На (Рис. 43) представлены графики зависимости износа от скорости резания. Значения износа рассчитаны по теоретической формуле и получены экспериментальным путём. Из рисунка видно, что хорошее совпадение теоретических и экспериментальных данных получается при высоких скоростях резания, т.к. при интенсивных режимах обработки ($V > 100$ м/мин) определяющим становится диффузионный износ.

4.4 Механизм абразивного износа инструмента при ВСФ сплавов на основе титана

Процесс стружкообразования сопровождается абразивным изнашиванием режущих лезвий инструмента. Механизм абразивного износа состоит в том, что твёрдые включения обрабатываемого материала, внедряясь в контактные поверхности режущего инструмента, царапают эти поверхности, действуя при этом как микроскопические резцы. Наиболее сильно это проявляется в том

случае, когда твёрдость инструментального материала под действием высоких температур в процессе резания падает, а обрабатываемый материал упрочняется. Абразивное действие оказывают частицы нароста, карбиды, интерметаллиды, оксиды и другие включения высокой твёрдости.

Процессы абразивного изнашивания зависят от формы и размеров абразивных частиц, возможности их закрепления в материале (шаржирование поверхности), соотношения твёрдости материала H_m и абразива H_a . При $K_r = \frac{H_m}{H_a} < 0,5$ возможно прямое разрушение материала; при $K_r > 0,7$ прямое разрушение материала маловероятно и процесс переходит в многоцикловый [93].

При резании в химически активных средах абразивное действие возрастает из-за разупрочнения поверхностных слоёв инструмента, которые вступают в химические реакции со средой. Такие слои легче поддаются разрушению абразивными частицами.

4.5 Выводы по главе

1. При ВСО титановых сплавов преобладает диффузионный износ, большое влияние на процесс изнашивания оказывает также абразивный износ, и в отдельных случаях, хрупкое и пластическое разрушение режущей части инструмента.

2. Получены аналитические выражения для определения величины диффузионного износа в зависимости от условий обработки, режимов резания, свойств обрабатываемого и инструментального материалов для задней и передней поверхностей режущего инструмента.

3. Определены алгоритмы расчёта коэффициентов запаса хрупкой и пластической прочности, а также коэффициентов абразивного изнашивания поверхностей режущего инструмента.

4. Проведенные исследования делают возможным создание аналитической модели, позволяющей прогнозировать процесс изнашивания РИ в зависимости от свойств обрабатываемого и инструментального материалов и параметров резания.

ГЛАВА 5. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Целью экспериментов является:

1. Определение коэффициента усадки стружки при высокоскоростном торцевом фрезеровании
2. Проверка выбранной тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования
3. Исследование стойкости режущего инструмента при ВСО титановых сплавов.

Экспериментальное определение коэффициента усадки стружки при высокоскоростном торцевом фрезеровании включает:

- исследование зависимости коэффициента усадки стружки K_a от действия различных факторов;
- получение модели зависимости коэффициента усадки стружки от режимов резания вида:

$$K_{ai} = C_{Kai} V^a S^b t^g$$

Экспериментальное исследование тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования включает:

- исследование температуры детали при ВСО;
- получения модели зависимости температуры резания (среднеинтегральная температура в месте контакта инструмента с деталью на глубине 0,1 мм в теле детали) от параметров обработки вида:

$$\Theta_2 = C_{\Theta} V^a S^b t^g K^f$$

Исследование стойкости режущего инструмента включают:

- выбор критерия стойкости режущего инструмента;
- исследование величины износа лезвийного инструмента от действия различных факторов.

5.1 Определение коэффициента усадки стружки при высокоскоростном торцевом фрезеровании

Изучение теплофизических явлений высокоскоростного торцевого фрезерования невозможно без определения коэффициента усадки стружки. Определение K_a коэффициента усадки стружки производилось экспериментально, так как отсутствуют надёжные теоретические зависимости для определения коэффициента усадки в зависимости от режимов обработки.

Методика проведения эксперимента предусматривала:

1. Выбор метода определения коэффициента усадки стружки;
2. Выбор оснастки;
3. Разработку плана проведения эксперимента;
4. Проведение экспериментов и получение данных;
5. Получение экспериментальной зависимости коэффициента усадки стружки K_a от действия различных факторов;
6. Оценку точности полученных результатов.

5.1.1 Выбор метода определения коэффициента усадки стружки

При высокоскоростном торцевом фрезеровании получается сегментная стружка, измерение длины и толщины которой сопряжено с определёнными трудностями. Поэтому K_a определяют по соотношению величин площадей сечения стружки $f_{стр}$ и срезаемого слоя $f_{сл}$, «весовым методом»[68]:

$$K_a = \frac{f_{стр}}{f_{сл}} = \frac{G_{стр}}{\rho l' ab} = \frac{G_{стр}}{\rho l' St}$$

где $G_{стр}$ – масса элемента стружки; ρ – плотность материала; a , b – линейные размеры срезаемого слоя; l' – длина измеряемого элемента стружки; S , t – подача и глубина резания.

Данная формула позволяет вычислить коэффициент усадки стружки K_a путём взвешивания и измерения произвольного элемента стружки, в зависимости от параметров резания.

Как следует из полученных в ходе эксперимента данных, титановые α - и $(\alpha+\beta)$ -сплавы обладают определённой особенностью деформации срезаемого слоя. А именно, при определённых условиях резания, значения коэффициента усадки стружки K_a могут становиться равными или даже меньше единицы, т. е. имеет место “отрицательная” усадка стружки.

Данное явление возникает в связи с ограниченными возможностями скольжения в кристаллической структуре этих сплавов. Кроме того “отрицательная” усадка стружки связана с особыми химическими и физическими свойствами титановых сплавов. Из-за специфических теплофизических свойств данных материалов, в местах контакта срезаемого слоя с передней поверхностью режущего инструмента возникают высокие температуры. Следует указать, что при повышенной температуре титан и его сплавы приобретают чрезвычайно высокую химическую активность. Они энергично реагируют с водородом водяного пара, кислородом и азотом воздуха. Интенсивное поглощение водорода срезаемым слоем начинается при температуре 300°C , кислорода – при 500°C и азота при 600°C . С повышением температуры интенсивность поглощения этих газов резко возрастает. В результате в этом слое возникают структурно-фазовые изменения (образуется α -фаза), и кроме того, теряется пластичность и происходит охрупчивание срезаемого слоя.

Перечисленные выше явления, обусловленные поглощением газов воздуха и высокие значения температуры в зоне резания, оказывают существенное влияние на процесс деформации срезаемого слоя α - и $(\alpha+\beta)$ -сплавов. Следствием чего коэффициент усадки стружки K_a принимает значения меньше единицы.

5.1.2 Выбор оснастки

Для экспериментального определения коэффициента усадки стружки K_a была использована следующая измерительная оснастка:

– электронные весы. С помощью весов производили взвешивание элементов стружки.

- видеоизмерительная машина TESA-VISIO 300 DCC PCC MIS. С помощью видеоизмерительной машина TESA-VISIO 300 производили измерение длины элемента стружки (рис. 44).

Лезвийный инструмент представлял собой стандартные 4-х гранные пластины R245-12 T3 K-MM 2030 (фрезерные пластины для CoroMill 245 с длиной режущей кромки 12 мм (Рис. 52)), закреплённые в фрезерной головке CoroMill 245 R245-250Q60-12H и CoroMill 245 R245-050Q22-12H. В одну головку крепилось 24 и 5 фрезерных пластин соответственно.

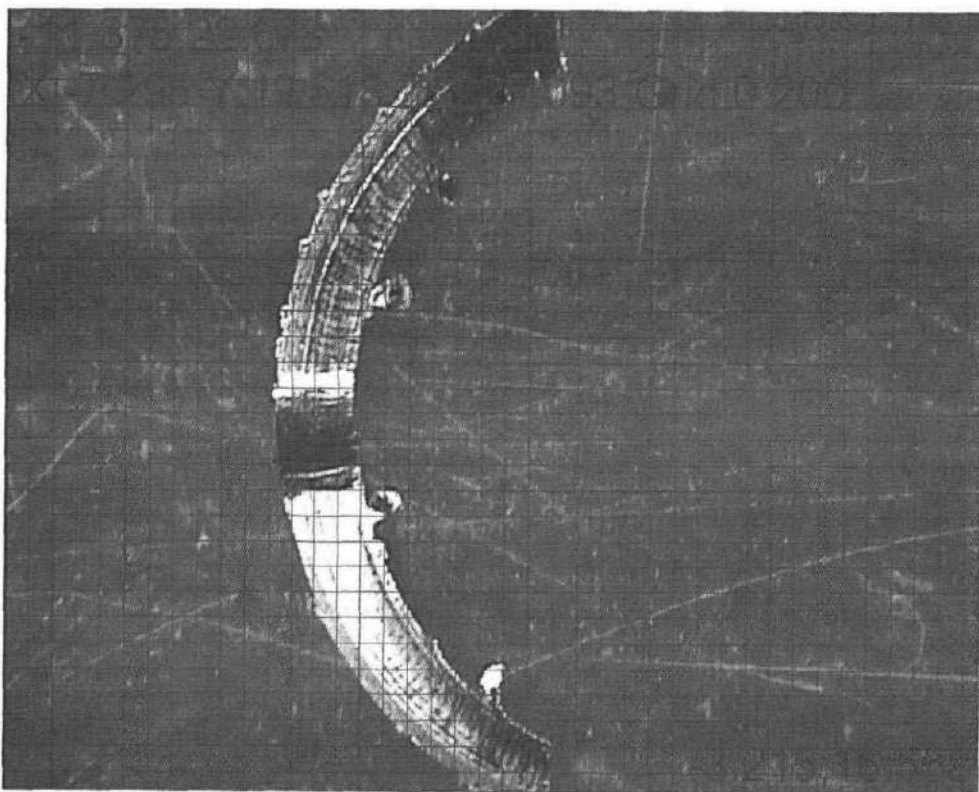


Рис. 45. Измерение длины элемента стружки с помощью видеоизмерительной машина TESA-VISIO 300

5.1.3 Разработка плана проведения эксперимента

Для проведения эксперимента использовался двухуровневый метод планирования по формуле ПФЭ 2^3 [35].

Основные факторы (параметры процесса резания) имели значения:

- скорость резания $V = 2 - 100$ м/мин
- продольная подача $S = 0,1 - 0,4$ мм/об
- глубина резания $t = 0,5 - 1$ мм

Для экспериментального определения коэффициента усадки стружки K_a были использованы титановые сплавы двух групп: ВТ5 (α -сплав) и ВТ6 ($(\alpha+\beta)$ -сплав)

Титановый сплав ВТ5

При обработке результатов измерения действительные значения параметров обработки заменялись кодировочными значениями. Действительный параметр скорости резания V был представлен кодировочным значением Z_1 . Максимальное значение скорости резания обозначалось знаком (+), а минимальное – знаком (-). Связь между закодированными и действительными значениями параметров выражалась зависимостью:

$$Z_1 = \frac{\lg V_i - \lg V_{cp}}{\lg V_{cp} - \lg V_{min}}$$

V_{cp} – среднее значение исследуемого параметра;

V_{min} – минимальное значение параметра;

V_i – текущее (переменное) значение параметра.

Обозначим:

Z_2 – закодированное значение подачи S ;

Z_3 – закодированное значение глубины резания t .

Данные измерения коэффициента усадки стружки приведены в таблице 4.1

Экспериментальные значения коэффициента усадки стружки K_a

Z_1	Z_2	Z_3	№ наблюдения				
			1	2	3	4	5
-	-	-	1,68	1,67	1,67	1,69	1,69
-	-	+	1,65	1,63	1,66	1,65	1,66
-	+	-	1,43	1,45	1,4	1,41	1,46
-	+	+	1,4	1,42	1,41	1,38	1,39
+	-	-	0,99	0,96	0,99	0,98	1,03
+	-	+	0,87	0,85	0,88	0,86	0,89
+	+	-	0,7	0,67	0,71	0,69	0,73
+	+	+	0,62	0,62	0,64	0,59	0,63

5.1.4 Аппроксимация результатов экспериментов (сплав ВТ5)

Обработка результатов измерения производилась по методике, изложенной в работах [35, 97].

Предварительно таблица 4.1 была преобразована в рабочую, где вместо значений сил фигурировали их логарифмы. Это сделано с целью получения линейной модели зависимости вида:

$$K_{ai} = C_{Kai} V^a S^b t^g$$

Таблица 4.2

Рабочая таблица значений логарифмов коэффициентов усадки стружки K_a

Z_1	Z_2	Z_3	№ наблюдения				
			1	2	3	4	5
-	-	-	0,23	0,22	0,22	0,23	0,23
-	-	+	0,22	0,21	0,22	0,22	0,22
-	+	-	0,16	0,16	0,15	0,15	0,16
-	+	+	0,15	0,15	0,15	0,14	0,14
+	-	-	0,00	-0,02	0,00	-0,01	0,01
+	-	+	-0,06	-0,07	-0,06	-0,07	-0,05
+	+	-	-0,15	-0,17	-0,15	-0,16	-0,14
+	+	+	-0,21	-0,21	-0,19	-0,23	-0,20

Основные этапы расчёта [22, 61, 103, 106]:

1. Определение коэффициентов уравнения регрессии вида:

$$Y = b + b_1 Z_1 + b_2 Z_2 + b_3 Z_3 + b_{12} Z_1 Z_2 + b_{13} Z_1 Z_3 + b_{23} Z_2 Z_3 + b_{123} Z_1 Z_2 Z_3$$

2. Исследование значимости коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента.

3. Проверка полученной модели на адекватность исходной зависимости.

4. Переход от закодированных значений параметров к их действительным значениям.

5. Переход от линейной модели к степенной зависимости.

Определим зависимость коэффициента усадки стружки K_a от исследуемых факторов по приведённой выше методике.

1. Определение коэффициентов регрессии:

Коэффициенты линейного уравнения определяем по формуле:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} \bar{Y}_u}{N} \quad i = 0, 1, 2, \dots, n$$

где Z_{iu} - номер столбца в плане матрицы; \bar{Y}_u - среднее арифметическое по m опытам в точке с номером; N – общее число различных точек в плане матрицы.

Оценку эффекта двойного межфакторного взаимодействия определяем по формуле:

$$b_{ij} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} Z_{ju} \bar{Y}_u}{N} \quad \begin{matrix} i=1, 2, \dots, n \\ j=1, 2, \dots, n \quad i \neq j \end{matrix}$$

Коэффициент тройного межфакторного взаимодействия рассчитываем по формуле:

$$b_{123} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} \bar{Y}_u}{N}$$

Найденные коэффициенты имеют значения (табл. 4.3):

Коэффициенты линейного уравнения

Коэффициент	Значение
b	0,03954
b1	-0,14650
b2	-0,05490
b3	-0,01572
b12	-0,01956
b13	-0,01147
b23	0,00025
b123	0,00059

Построчная оценка воспроизводимости единичного результата

$$S^2(Y_{uk}) = \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{m_u - 1}$$

$$S^2_1 = 0,0000267$$

$$S^2_2 = 0,0000418$$

$$S^2_3 = 0,0002399$$

$$S^2_4 = 0,0000962$$

$$S^2_5 = 0,0004939$$

$$S^2_6 = 0,0002493$$

$$S^2_7 = 0,0007709$$

$$S^2_8 = 0,0007022$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости единичного результата

$$S^2(\bar{Y}_k) = \sum_{u=1}^N \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{N(m-1)}$$

$$S^2(\bar{Y}_k) = 0,0131$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости среднего значения выхода в каждой строке

$$S^2(\bar{Y}) = \frac{S^2(Y_k)}{m}$$

$$S^2(\bar{Y}) = 0,002621$$

Оценка дисперсии коэффициента регрессии

$$S^2(b_i) = \frac{S^2(\bar{Y})}{N}$$

$$S^2(b_i) = 1,64 \times 10^{-5}$$

$$S(b_i) = 0,004047$$

Табличное значение критерия Стьюдента $t(0.95, 32) = 2,04$

Критерий Стьюдента для каждого коэффициента находим по формуле:

$$t_i = \frac{b_i}{S(b_i)}$$

Критерии Стьюдента для каждого коэффициента приведены в таблице 4.4.

Таблица 4.4

Таблица значений критериев Стьюдента для каждого коэффициента

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_0	0,04	значимый
t_1	-0,15	значимый
t_2	-0,05	значимый
t_3	-0,02	значимый
t_{12}	-0,02	значимый
t_{13}	-0,01	значимый
t_{23}	0,06249616	незначимый
t_{123}	0,145646183	незначимый

Число значимых коэффициентов принимаем $M = 6$

Значащие коэффициенты:

$$b = 0, 04;$$

$$b_1 = -0, 15;$$

$$b_2 = -0, 05;$$

$$b_3 = -0, 02;$$

$$b_{12} = -0,02;$$

$$b_{13} = -0,01.$$

Уравнение регрессии:

$$Y = 0,04 - 0,15Z_1 - 0,05Z_2 - 0,02Z_3 - 0,02Z_1Z_2 - 0,02Z_1Z_3$$

Дисперсия неадекватности:

$$S_{ad}^2 = \sum_{u=1}^N \frac{(\hat{Y}_u - \bar{Y}_u)^2}{N - N'}$$

где N' – число значащих коэффициентов

$$S_{ad}^2 = 0,00488$$

Расчётное значение критерия Фишера

$$F_p = \frac{S_{ad}^2}{S^2(\bar{Y})}$$

$$F_p = 1,86$$

Для проверки гипотезы неадекватности модели задаётся уровень значимости $q = 5\%$ и определяется число степеней свободы f_1 и f_2 по формулам:

$$f_1 = N - N'$$

$$f_2 = N(m-1)$$

Табличное значение критерия Фишера $F_{\text{табл}} = 2,69$

Так как расчётное значение критерия F_p меньше значения $F_{\text{табл}}$, то гипотеза адекватности модели принимается.

Модель адекватна

2. Выражаем закодированные значения параметров через их действительные значения с учётом их размерности.

Для скорости резания V имеем:

$$Z_1 = \frac{\lg V - \lg V_{cp}}{\lg V_{cp} - \lg V_{min}}; \quad \lg V_{cp} = \frac{\lg V_{max} + \lg V_{min}}{2}$$

Для продольной подачи стола S имеем:

$$Z_2 = \frac{\lg S - \lg S_{cp}}{\lg S_{cp} - \lg S_{min}}; \quad \lg S_{cp} = \frac{\lg S_{max} + \lg S_{min}}{2}$$

Для глубины резания a имеем:

$$Z_3 = \frac{\lg t - \lg t_{cp}}{\lg t_{cp} - \lg t_{min}}; \quad \lg a_{cp} = \frac{\lg t_{max} + \lg t_{min}}{2}$$

3. Запишем уравнение регрессии с представлением параметров через их действительные значения:

$$\lg K_a = 0,04 - 0,15 \frac{\lg V - 1,15}{0,85} - 0,05 \frac{\lg S + 0,7}{0,3} - 0,02 \frac{\lg t + 0,2}{0,2} -$$

$$- 0,02 \frac{\lg V - 1,15}{0,85} \times \frac{\lg S + 0,7}{0,3} - 0,01 \frac{\lg V - 1,15}{0,85} \times \frac{\lg t + 0,2}{0,2}$$

4. Зависимость для коэффициента усадки стружки K_a в степенном виде:

$$K_a = 1,52 \times V^{-0,24} \times S^{-0,08} \times t^{-0,03} \times [S^{-0,08} \times t^{-0,06}]^{\lg V}$$

$$K_a = 1,52 \times V^{-0,24} \times S^{-0,08(1+\lg V)} \times t^{-0,03(1+2\lg V)}$$

5. Графические зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V , подачи S , толщины среза t представлены на (Рис. 46, Рис. 47, Рис. 48).

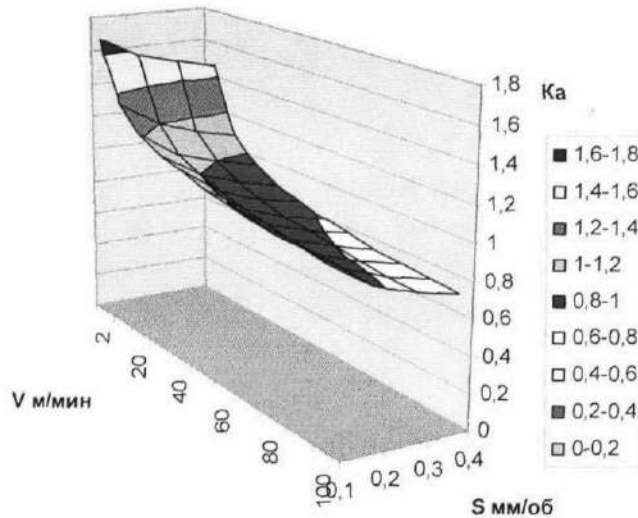


Рис. 46. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V и подачи S (толщины среза $t = 0,5$ мм.) для титанового α -сплава BT5.

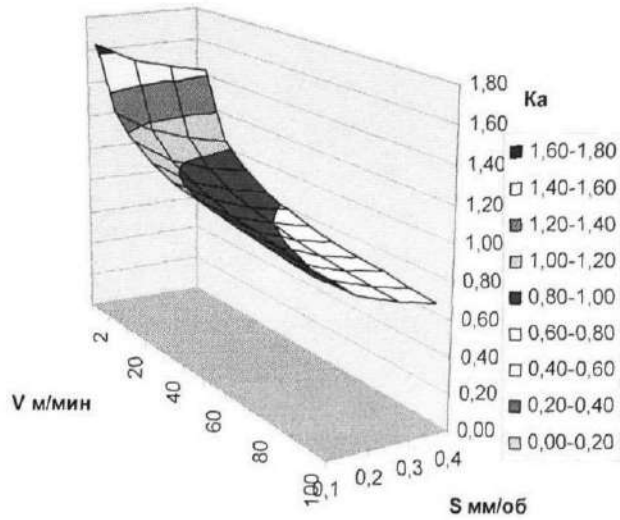


Рис. 47. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V и подачи S (толщины среза $t = 0,75$ мм.) для титанового α -сплава ВТ5.

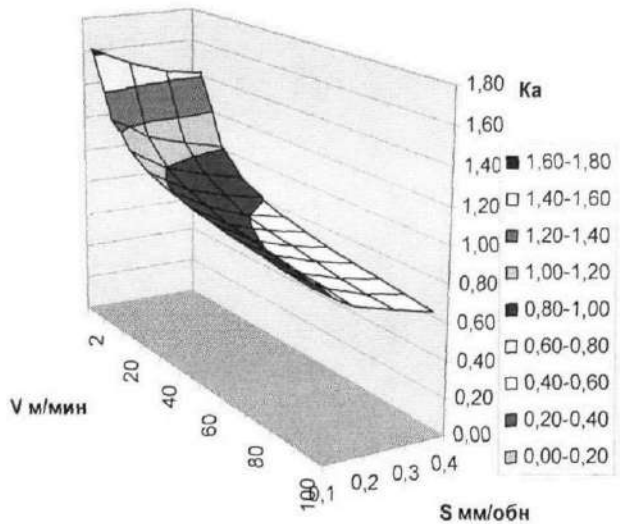


Рис. 48. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V и подачи S (толщины среза $t = 1$ мм.) для титанового α -сплава ВТ5.

Титановый сплав ВТ6

При обработке результатов измерения действительные значения параметров обработки заменялись кодировочными значениями.

Действительный параметр скорости резания V был представлен кодировочным значением Z_1 .

Z_2 – закодированное значение подачи S ;

Z_3 – закодированное значение глубины резани t .

Данные измерения коэффициента усадки стружки приведены в таблице 4.5.

Таблица 4.5

Экспериментальные значения коэффициента усадки стружки K_a

Z_1	Z_2	Z_3	№ наблюдения				
			1	2	3	4	5
-	-	-	1,71	1,69	1,72	1,72	1,71
-	-	+	1,68	1,69	1,66	1,67	1,7
-	+	-	1,49	1,52	1,47	1,51	1,46
-	+	+	1,46	1,45	1,49	1,47	1,43
+	-	-	1	0,97	0,99	1,03	1,01
+	-	+	0,88	0,85	0,88	0,9	0,89
+	+	-	0,77	0,75	0,79	0,8	0,74
+	+	+	0,68	0,69	0,68	0,67	0,68

5.1.5 Аппроксимация результатов экспериментов (сплав ВТ6)

Обработка результатов измерения производилась по методике, изложенной выше.

Предварительно таблица 4.5 была преобразована в рабочую, где вместо значений сил фигурировали их логарифмы (таблица 4.6). Это сделано с целью получения линейной модели зависимости вида:

$$K_{ai} = C_{Kai} V^a S^b a^g$$

Таблица 4.6

Рабочая таблица значений логарифмов коэффициентов усадки стружки K_a

Z_1	Z_2	Z_3	№ наблюдения				
			1	2	3	4	5
-	-	-	0,23	0,23	0,24	0,24	0,23
-	-	+	0,23	0,23	0,22	0,22	0,23
-	+	-	0,17	0,18	0,17	0,18	0,16
-	+	+	0,16	0,16	0,17	0,17	0,16
+	-	-	0,00	-0,01	0,00	0,01	0,00
+	-	+	-0,06	-0,07	-0,06	-0,05	-0,05
+	+	-	-0,11	-0,12	-0,10	-0,10	-0,13
+	+	+	-0,17	-0,16	-0,17	-0,17	-0,17

Основные этапы расчёта:

1. Определение коэффициентов регрессии:

Коэффициенты линейного уравнения определяем по формуле:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} \bar{Y}_u}{N} \quad i = 0, 1, 2, \dots, n$$

где Z_{iu} - номер столбца в плане матрицы; \bar{Y}_u - среднее арифметическое по m опытам в точке с номером; N - общее число различных точек в плане матрицы.

Оценку эффекта двойного межфакторного взаимодействия определяем по формуле:

$$b_{ij} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} Z_{ju} \bar{Y}_u}{N} \quad i = 1, 2, \dots, n$$

$$j = 1, 2, \dots, n \quad i \neq j$$

Коэффициент тройного межфакторного взаимодействия рассчитываем по формуле:

$$b_{123} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} \bar{Y}_u}{N}$$

Значения найденных коэффициентов приведены в (табл. 4.7).

Таблица 4.7

Коэффициенты линейного уравнения

Коэффициент	Значение
b	0,057354
b1	-0,14158
b2	-0,04329
b3	-0,01573
b12	-0,01309
b13	-0,0116
b23	0,000071
b123	0,000354

Построчная оценка воспроизводимости единичного результата

$$S^2(Y_{uk}) = \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{m_u - 1}$$

$$S^2_1 = 0,0000389$$

$$S^2_2 = 0,0000668$$

$$S^2_3 = 0,0002209$$

$$S^2_4 = 0,0001770$$

$$S^2_5 = 0,0003775$$

$$S^2_6 = 0,0003462$$

$$S^2_7 = 0,0008279$$

$$S^2_8 = 0,0000816$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости единичного результата

$$S^2(\bar{Y}_k) = \sum_{u=1}^N \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{N(m-1)}$$

$$S^2(\bar{Y}_k) = 0,01068$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости среднего значения выхода в каждой строке

$$S^2(\bar{Y}) = \frac{S^2(Y_k)}{m}$$

$$S^2(\bar{Y}) = 0,00214$$

Оценка дисперсии коэффициента регрессии

$$S^2(b_i) = \frac{S^2(\bar{Y})}{N}$$

$$S^2(b_i) = 1,34 \times 10^{-5}$$

$$S(b_i) = 0,00365$$

Табличное значение критерия Стьюдента $t(0.95, 16) = 2,04$

Критерий Стьюдента для каждого коэффициента находим по формуле:

$$t_i = \frac{b_i}{S(b_i)}$$

Критерии Стьюдента для каждого коэффициента приведены в таблице 4.8.

Таблица 4.8

Таблица значений критериев Стьюдента для каждого коэффициента

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_0	15,69	значимый

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_1	-38,74	значимый
t_2	-11,85	значимый
t_3	-4,30	значимый
t_{12}	-3,58	значимый
t_{13}	-3,17	значимый
t_{23}	0,019485719	незначимый
t_{123}	0,096789076	незначимый

Число значимых коэффициентов принимаем $M = 6$. Значащие коэффициенты:

$$b = 0,06;$$

$$b_1 = -0,14;$$

$$b_2 = -0,04;$$

$$b_3 = -0,02;$$

$$b_{12} = -0,01;$$

$$b_{13} = -0,01.$$

Уравнение регрессии:

$$Y = 0,06 - 0,14Z_1 - 0,04Z_2 - 0,02Z_3 - 0,01Z_1Z_2 - 0,01Z_1Z_3$$

Дисперсия неадекватности:

$$S_{\omega}^2 = \sum_{u=1}^N \frac{(\hat{Y}_u - \bar{Y}_u)^2}{N - N'}$$

где N' – число значащих коэффициентов

$$S_{\omega}^2 = 0,00541$$

Расчётное значение критерия Фишера

$$F_p = \frac{S_{\omega}^2}{S^2(\bar{Y})}$$

$$F_p = 2,53$$

Для проверки гипотезы неадекватности модели задаётся уровень значимости $q = 5\%$ и определяется число степеней свободы f_1 и f_2 по формулам:

$$f_1 = N - N'$$

$$f_2 = N(m-1)$$

Табличное значение критерия Фишера $F_{\text{табл}} = 2,69$

Так как расчётное значение критерия F_p меньше значения $F_{\text{табл}}$, то гипотеза адекватности модели принимается.

Модель адекватна

1. Запишем уравнение регрессии с представлением параметров через их действительные значения:

$$\lg K_a = 0,06 - 0,14 \frac{\lg V - 1,15}{0,85} - 0,04 \frac{\lg S + 0,7}{0,3} - 0,02 \frac{\lg t + 0,2}{0,2} -$$

$$- 0,01 \frac{\lg V - 1,15}{0,85} \times \frac{\lg S + 0,7}{0,3} - 0,01 \frac{\lg V - 1,15}{0,85} \times \frac{\lg t + 0,2}{0,2}$$

2. Зависимость для коэффициента усадки стружки K_a в степенном виде:

$$K_a = 1,52 \times V^{-0,2} \times S^{-0,09} \times t^{-0,03} \times [S^{-0,04} \times t^{-0,06}]^{\lg V}$$

$$K_a = 1,52 \times V^{-0,2} \times S^{-0,09(1+0,44 \lg V)} \times t^{-0,03(1+2 \lg V)}$$

3. Графические зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V , подачи S , толщины среза t представлены на (Рис. 49, Рис. 50, Рис. 51).

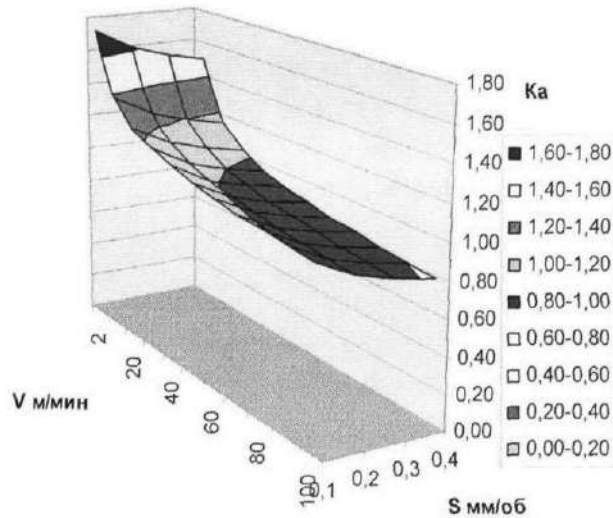


Рис. 49. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V и подачи S (толщины среза $t = 0,5$ мм.) для титанового $(\alpha+\beta)$ -сплава ВТ6.

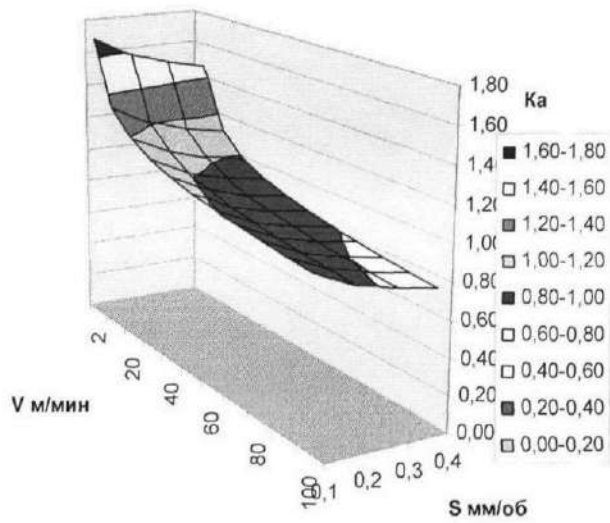


Рис. 50. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V и подачи S (толщины среза $t = 0,75$ мм.) для титанового $(\alpha+\beta)$ -сплава BT6.

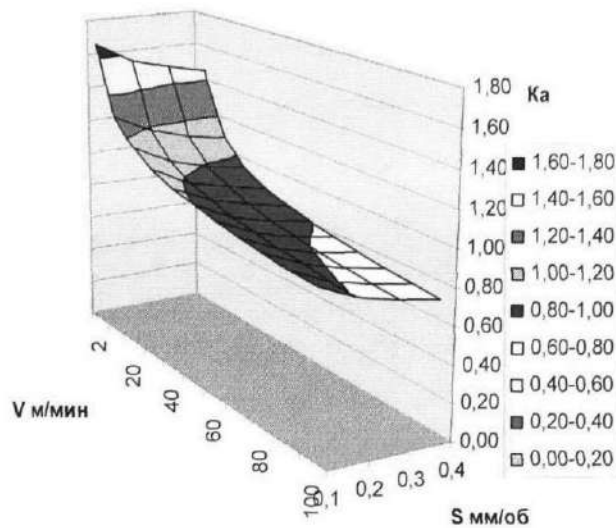


Рис. 51. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания V и подачи S (толщины среза $t = 1$ мм.) для титанового $(\alpha+\beta)$ -сплава BT6.

5.1.6 Оценка точности полученных результатов

Погрешность измерения имеет систематическую и случайную составляющие [25,46,81].

Систематическая составляющая включает:

1. Погрешность метода измерения.

2. Погрешность измерительного прибора (инструментальная погрешность).

3. Погрешность при считывании результатов измерения.

Коэффициент усадки стружки K_a определяют по соотношению величин площадей сечения стружки $f_{стр}$ и срезаемого слоя $f_{сл}$, «весовым методом». Данный метод позволяет вычислить коэффициент усадки стружки K_a путём взвешивания и измерения произвольного элемента стружки, в зависимости от параметров резания. Погрешность принятого косвенного метода измерения δ_m возникает при задании плотности материала ρ с заданной степенью точности.

Погрешность измерительного прибора $\delta_{пр}$ определялась ценой одного деления. отклонение стрелки между границами одного деления принимались либо за целое деление или за половину одного деления:

$$\delta_{пр} \text{ (видеоизмерительная машина TESA-VISIO 300)} = 0,1 \text{ мкм.}$$

$$\delta_{пр} \text{ (весы)} = 1 \times 10^{-7} \text{ кг.}$$

Оценку случайной составляющей измерения коэффициента усадки стружки K_a произведём по методике, изложенной в работе [42]. Для этого определим:

1. Среднее значение коэффициента усадки стружки K_a (эмпирическое математическое ожидание).

2. Среднеквадратичное отклонение (эмпирическая дисперсия) в пределах каждой серии экспериментов.

3. Доверительный интервал математического ожидания (среднего значения коэффициента усадки стружки K_a).

Среднее значение коэффициента усадки стружки K_a определялось для нескольких измерений при обработке образца с одинаковыми режимами резания. В наших исследованиях количество измерений принято $n = 5$.

$$K_a = \frac{\sum_{i=1}^n K_{ai}}{n}$$

Дисперсия (среднеквадратичное отклонение) определялось из соотношения:

$$\sigma = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^n (K_a - K_{ai})^2}}{n-1}$$

Доверительный интервал (диапазон изменения параметра K_a с надёжностью j и точностью s) определялся из выражения:

$$K_a - \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t; \quad K_a + \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t;$$

где t – значение аргумента интегральной функции нормального распределения, $\Phi(t)$

$$\Phi(t) = 1j/2$$

Оценим полученные значения K_a с надёжностью $j = 95\%$

Так для первой строки таблиц 4.9 и 4.10 имеем:

Титановый сплав BT5

1. Среднее значение K_a

$$K_a = 1,68$$

2. Среднеквадратичное отклонение (дисперсия) составляет:

$$\sigma = 0,01$$

3. Для принятой надёжности результатов с вероятностью $j = 95\%$ и $n = 5$ находим в таблице распределения Стьюдента значение $t = 2,57$ [16].

4. Определяем точность оценки для математического ожидания для коэффициента усадки стружки K_a :

$$\delta = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t = \frac{0,01}{2,236} \times 2,57 = 0,01$$

5. Определяем доверительный интервал K_a для первой строки матрицы:

$$K_a - \delta = 1,68 - 0,01$$

$$K_a + \delta = 1,68 + 0,01$$

По аналогичной схеме определяем доверительные интервалы для других строчек матрицы экспериментов. В таблице 4.9 приведены результаты выполняемых расчётов.

Точность экспериментального определения коэффициента усадки стружки K_a для титанового сплава BT5

N	K_a	t	σ	δ
1	1,68	2,57	0,01	0,01
2	1,65	2,57	0,02	0,03
3	1,43	2,57	0,05	0,06
4	1,4	2,57	0,03	0,04
5	0,99	2,57	0,05	0,06
6	0,87	2,57	0,03	0,04
4	0,7	2,57	0,04	0,05
8	0,62	2,57	0,04	0,04

Титановый сплав BT6

1. Среднее значение K_a

$$K_a = 1,71$$

2. Среднеквадратичное отклонение (дисперсия) составляет:

$$\sigma = 0,01$$

3. Для принятой надёжности результатов с вероятностью $j = 95\%$ и $n = 5$ находим в таблице распределения Стьюдента значение $t = 2,57$ [35].
4. Определяем точность оценки для математического ожидания для коэффициента усадки стружки K_a :

$$\delta = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t = \frac{0,01}{2,236} \times 2,57 = 0,01$$

5. Определяем доверительный интервал K_a для первой строки матрицы:

$$K_a - \delta = 1,71 - 0,01$$

$$K_a + \delta = 1,71 + 0,01$$

По аналогичной схеме определяем доверительные интервалы для других строчек матрицы экспериментов. В таблице 4.10 приведены результаты выполняемых расчётов.

Точность экспериментального определения коэффициента усадки стружки K_a для титанового сплава ВТ6

N	K_a	t	σ	δ
1	1,71	2,57	0,01	0,01
2	1,68	2,57	0,02	0,03
3	1,49	2,57	0,05	0,06
4	1,46	2,57	0,03	0,04
5	1	2,57	0,05	0,06
6	0,88	2,57	0,03	0,04
4	0,77	2,57	0,04	0,05
8	0,68	2,57	0,04	0,04

5.2 Экспериментальная проверка выбранной тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования

Методика экспериментального исследования тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования:

1. Выбор оборудования, инструмента и образцов для исследования;
2. Выбор измерительной оснастки;
3. Разработка схемы измерения исследуемых параметров;
4. Разработка плана проведения эксперимента;
5. Проведение экспериментов и получение данных;
6. Получение экспериментальной зависимости температуры резания (среднеинтегральная температура в месте контакта инструмента с деталью) от действия различных факторов;
7. Оценка точности полученных результатов.

5.2.1 Выбор оборудования, инструмента и образцов для исследования

Эксперименты проводились на универсальном вертикально-фрезерном станке модели Huron. Образцы для исследования изготавливались из материала титановый сплав ВТ6 и имели прямоугольную форму в поперечном сечении.

Исходная структура и механические свойства образцов из титанового сплава ВТ6 соответствовали структуре и механическим свойствам сортового проката.

Лезвийный инструмент представлял собой стандартные 4-х гранные пластины R245-12 T3 K-MM 2030 (фрезерные пластины для CoroMill 245 с длиной режущей кромки 12 мм (Рис. 52)), закреплённые в фрезерной головке CoroMill 245 R245-250Q60-12H и CoroMill 245 R245-050Q22-12H.



Рис. 52. Стандартная 4-х гранная пластина R245-12 T3 K-MM из твёрдого сплава 2030 фирмы Sandvik Coromant

Для измерения температуры использовалась искусственная термопара ТР-03.

5.2.2 Выбор измерительной оснастки

Для экспериментального исследования тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования использовалась искусственная хромель-капельевая термопара ТР-03, которая подключалась к цифровому мультиметру DT-838 с функцией измерения температуры в диапазоне $(-50 \div 700^{\circ}\text{C})$.

5.2.3 Разработка схемы измерения исследуемых параметров

Для измерения температуры в образце разработана измерительная схема. На определённом расстоянии от боковой поверхности засверливались сквозные отверстия. Схема измерения температуры при исследовании тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования представлена на Рис. 53.

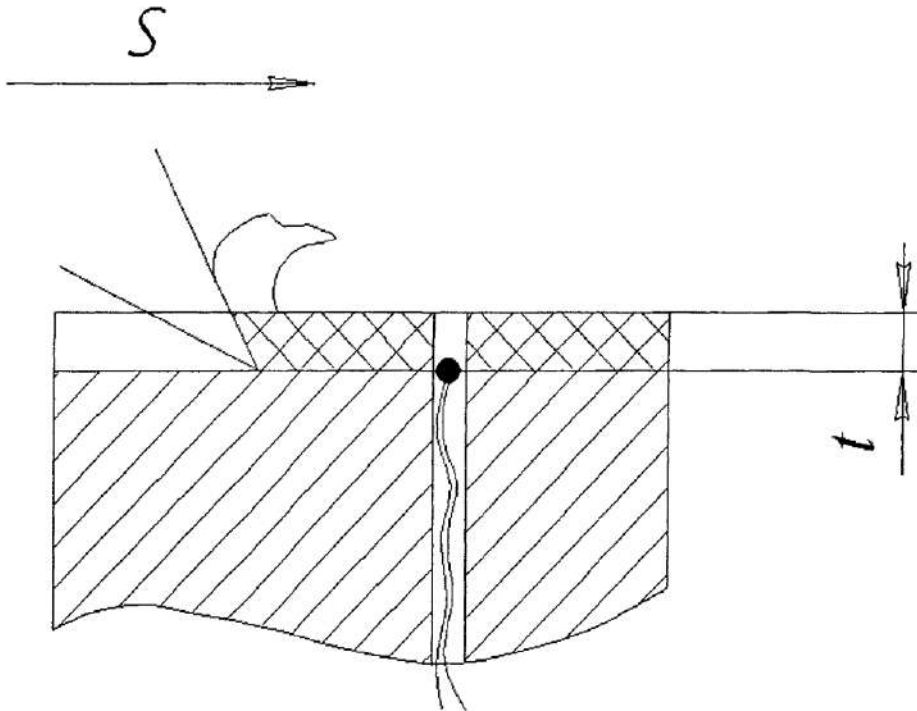


Рис. 53. Схема измерения температуры при исследовании тепловой модели процесса высокоскоростного торцевого фрезерования

5.2.4 Разработка плана проведения эксперимента

Экспериментальные исследования температуры включали проведение несколько серий экспериментов и по формуле ПФЭ 2⁴.

План матрицы экспериментов включал параметры: $a, S, V, K = \frac{D}{B}$.

Ширина образца была постоянной и равной $B = 50$ мм.

Основные факторы (параметры процесса резания) имели значения:

- скорость резания $V = 50 - 100$ м/мин
- продольная подача $S = 0,1 - 0,4$ мм/об
- глубина резания $t = 0,5 - 1$ мм
- соотношение между диаметром торцевой фрезы и шириной

обрабатываемой поверхности $K = \frac{D}{B} = 1 - 5$

Обработка полученных данных производилась в соответствии с полученными методиками и включала в себя следующие основные этапы:

- определение коэффициентов регрессии;
- проверка коэффициентов регрессии на значимость по критерию Стьюдента и получение линейного уравнения регрессии;
- проверка полученной модели на адекватность процессу (при необходимости);
- переход от безразмерных кодировочных значений параметров к их натуральному выражению;
- получение математической зависимости для температуры в линейном виде:

$$\lg \Theta = C + b_1 \lg V + b_2 \lg S + b_3 \lg a = b_4 \lg K$$

- получение математической зависимости для температуры в степенном виде:

$$\Theta = C_{\Theta} V^a S^b t^g K^f$$

В результате выполненных расчётов была получена зависимость температуры нагрева Θ_2 в детали на глубине 0,1 мм от параметров процесса обработки. Зависимость имеет вид:

$$\Theta_2 = 3614 \times V^{-0,682} \times S^{-0,15} \times t^{-0,372} \times K^{-0,941} \times [S^{-0,571}]^{\lg K}$$

$$\Theta_2 = 3614 \times V^{-0,682} \times S^{(-0,15-0,571 \lg K)} \times t^{-0,372} \times K^{-0,941}$$

Зависимость для определения температуры нагрева Θ_2 на поверхности детали имеет вид:

$$\Theta_2 = 454 \times V^{0,134} \times S^{(-0,15-0,571 \lg K)} \times t^{-0,372} \times K^{-0,941}$$

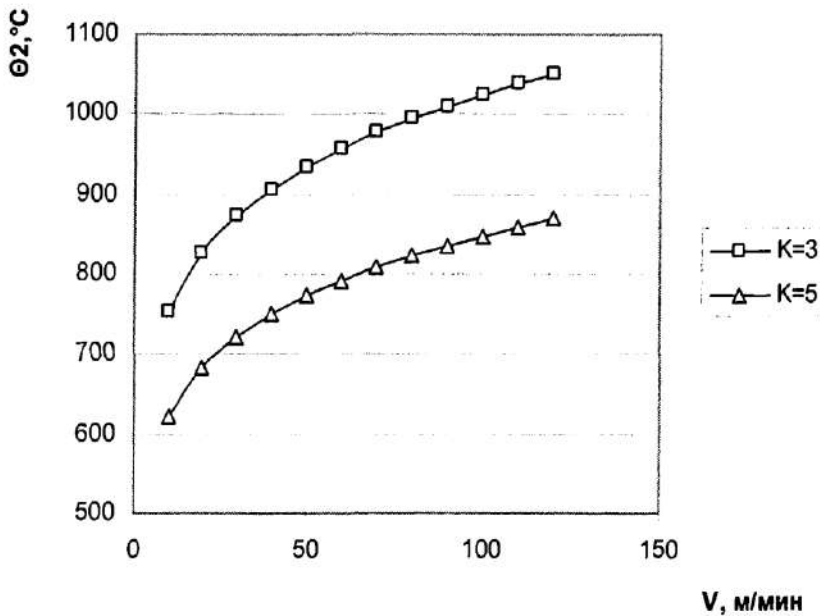


Рис. 54. Зависимость температуры на поверхности детали Θ_2 от скорости резания V и соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K .
(материал детали - ВТ6; $S = 0,1$ мм/зуб; $t = 0,5$ мм; резание без охлаждения; попутное фрезерование)

Графические зависимости температуры на поверхности детали Θ_2 при попутном фрезеровании от скорости резания V , соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K представлены на (Рис. 54).

5.2.5 Оценка результатов исследования

Разработанная тепловая модель нагревания детали при высокоскоростном торцевом фрезеровании проверялась на адекватность результатам экспериментальных исследований по критерию хи-квадрат.

Методика проверки проведена в работах [35, 42] и включала следующие основные этапы:

1. Определение величины адекватности $S_{ад}$ по всем строкам план-матрицы экспериментов ПФЭ 2^4 путём сравнения значений, пересчитанных из экспериментальных значений температуры $\Theta_{экс}$ с аналогичными значениями, полученными при их расчёте по принятой модели (Θ_T).

2. Определение числа степеней свободы в расчётных формулах для определения температуры из выражения:

$$p = n - k - 1$$

n – число сравниваемых значений температуры (для ПФЭ 2^4 $n = 16$);

k – число параметров в расчётной формуле.

3. Определялись табличные значения хи-квадрат для различных значений уровня значимости ($\alpha = 0.05, 0.10, 0.15, 0.20$) определяющих процент вероятности адекватности модели данным экспериментальных исследований.

4. Сравнивались расчётные значения критерия хи-квадрат с его табличными значениями для различных значений уровня значимости α . В случае $\chi_p \leq \chi_{табл}$ гипотеза адекватности принимается.

Расчёты температуры принимались по формуле, приведённой выше.

Число параметров в расчётной формуле для определения температуры $k = 4$.

Расчётные значения температуры определялись для режимов высокоскоростного торцевого фрезерования, которые выбирались при проведении экспериментов и составляли

$$V_{min} = 50 \text{ м/мин}; V_{max} = 100 \text{ м/мин};$$

$$S_{min} = 0,1 \text{ мм/об}; S_{max} = 0,4 \text{ мм/об};$$

$$t_{min} = 0,5 \text{ мм}; t_{max} = 1 \text{ мм};$$

$K_{\min} = 1; K_{\max} = 5.$

Данные расчётов температуры и экспериментальные данные температуры нагрева детали приведены в таблице 1П.1.

Расчётное значение хи-квадрат определялось по формуле:

$$\chi^2(a.p) = \frac{(\Theta_{\text{эк}} - \Theta_T)^2}{\Theta_T}$$

$$\chi^2(a.p) = 6,24$$

Сравниваем полученное расчётное значение хи-квадрат с его табличными значениями. Имеем:

$$\chi^2(0.05, 13) = 5,9$$

$$\chi^2(0.10, 13) = 7,0$$

$$\chi^2(0.20, 13) = 8,6$$

$$\chi^2(0.30, 13) = 9,9$$

Условие адекватности тепловой модели данным экспериментов выполняется для значения $\chi^2(0.10, 13) = 7,0$. Таким образом с 90% -ной вероятностью тепловая модель нагревания детали при высокоскоростном торцевом фрезеровании соответствует данным экспериментальных исследований.

5.3 Экспериментальное исследование износа режущего инструмента при ВСО титановых сплавов

5.3.1. Выбор критерия стойкости режущего инструмента

Если по принятым критериям износа ($h_3 = 0,3 \div 0,4$ мм, $h = 0,2 \div 0,3$ мм) сравнить время формирования лунки износа по глубине с радиальным износом по задней поверхности:

$$\Delta l = h_3 \times \text{tg} \alpha = (0,3 \div 0,4) \times \text{tg} 15^\circ = 0,08 \div 0,107 \text{ мм),}$$

то при равной интенсивности износа по задней и передней поверхностям режущего инструмента время достижения критерия износа по задней поверхности будет меньше, так как $\Delta < h$.

Принимаем определяющим значение износа по задней поверхности инструмента.

5.3.2. Исследование величины износа лезвийного инструмента от действия различных факторов

Для исследования величины зависимости износа инструмента от действия различных факторов измеряли величину износа режущей пластины за определённый момент времени резания при попутном и встречном фрезеровании.

Методика экспериментального исследования износа режущего инструмента при высокоскоростном торцевом фрезеровании титановых сплавов:

1. Выбор оборудования, инструмента и образцов для исследования;
2. Выбор измерительной оснастки;
3. Разработка плана проведения эксперимента;
4. Проведение экспериментов и получение данных;
5. Получение экспериментальной зависимости износа h_z задней поверхности режущего инструмента от действия различных факторов;
6. Оценка точности полученных результатов.

5.3.2.1 Выбор оборудования, инструмента и образцов для исследования

Эксперименты проводились на универсальном вертикально-фрезерном станке модели Hugon. Образцы для исследования изготавливались из титанового сплава ВТ6 и имели прямоугольную форму в поперечном сечении.

Исходная структура и механические свойства образцов из титанового сплава ВТ6 соответствовали структуре и механическим свойствам сортового проката.

В качестве режущего инструмента использовались следующие пластины:

R245-12 T3 K-MM

Пластины закреплялись в фрезерную головку CoroMill 245 R245-250Q60-12H и CoroMill 245 R245-050Q22-12H.

5.3.2.2 Выбор измерительной оснастки

Для экспериментального исследования зависимости износа h_z задней поверхности режущего инструмента процесса высокоскоростного торцевого фрезерования использовалась видеоизмерительная машина TESA-VISIO 300 DCC PCC MIS (Рис. 55) с режимом увеличения ($\times 188$). TESA-VISIO 300 подключалась к персональному компьютеру с установленным на нём программным обеспечением с функцией измерения линейных размеров с точностью 0,1 мкм.

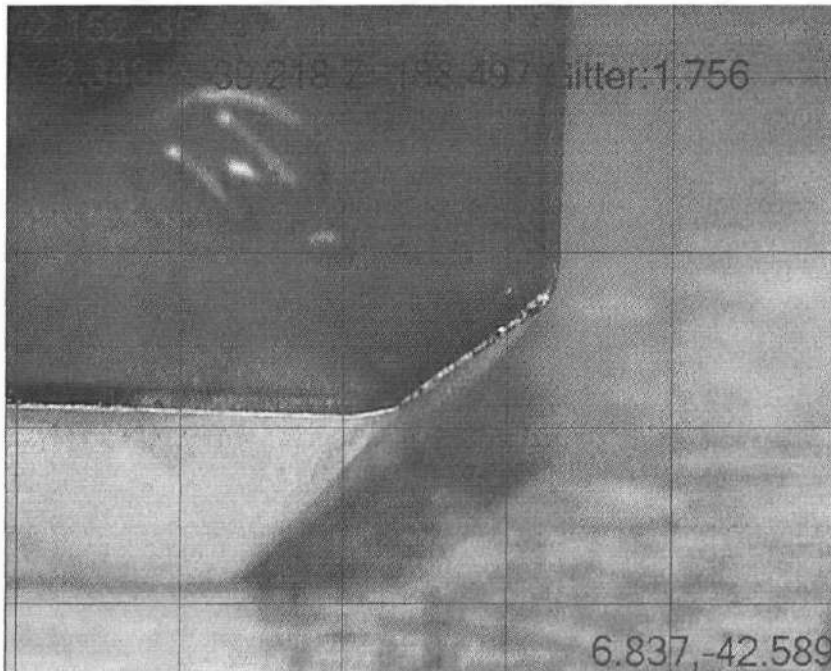


Рис. 55. Измерение износа h_z задней поверхности режущего инструмента с помощью видеоизмерительной машины TESA-VISIO 300

5.3.3 Разработка плана проведения эксперимента

Экспериментальные исследования температуры включали проведение несколько серий экспериментов и по формуле ПФЭ 2⁴.

План матрицы экспериментов включал параметры: a , S , V , $K = \frac{D}{B}$.

Ширина образца была постоянной и равной $B = 50$ мм.

Основные факторы (параметры процесса резания) имели значения:

- скорость резания $V = 50 - 100$ м/мин
- продольная подача $S = 0,1 - 0,4$ мм/об
- глубина резания $t = 0,4 - 1$ мм
- соотношение между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой

поверхности $K = \frac{D}{B} = 2 - 5$

- время обработки $\tau = 5$ мин

Фреза выставлялась симметрично центра обрабатываемой детали.

Обработка полученных данных производилась в соответствии с полученными методиками и включала в себя следующие основные этапы:

- определение коэффициентов регрессии;
- проверка коэффициентов регрессии на значимость по критерию Стьюдента и получение линейного уравнения регрессии;
- проверка полученной модели на адекватность процессу (при необходимости);
- переход от безразмерных кодировочных значений параметров к их натуральному выражению;
- получение математической зависимости для износа в линейном виде:

$$\lg h_3 = C + b_1 \lg V + b_2 \lg S + b_3 \lg a = b_4 \lg K$$

- получение математической зависимости для износа в степенном виде:

$$h_3 = C_{h_3} V^a S^b t^g K^r$$

В результате выполненных расчётов была получена зависимость износа по задней грани h_3 от параметров процесса обработки. Зависимость имеет вид:

При попутном фрезеровании:

$$h_3 = 0,873 \times 10^{-13} \times V^{6,66} \times S^{-4,92} \times t^{-34,59} \times K^{3,09} \times [t^{72,14}]^{\lg K} \times [t^{23,51} \times K^{2,72}]^{\lg S} \times [S^{2,53} \times t^{17,59} \times K^{-1,4}]^{\lg V} \times [(S^{-12,71} \times K^{-36,79})^{\lg V}]^{\lg t} \times \tau$$

$$h_3 = 0,873 \times 10^{-13} \times V^{6,66} \times S^{(-4,92+2,53 \cdot \lg V - 12,71 \cdot \lg V \cdot \lg t)} \times t^{(-34,59+72,14 \cdot \lg K + 23,51 \cdot \lg S + 17,59 \cdot \lg V)} \times K^{(3,09+2,72 \cdot \lg S - 1,4 \cdot \lg V - 36,79 \cdot \lg V \cdot \lg t)} \times \tau$$

При встречном фрезеровании:

$$h_3 = 1,91 \times 10^{-15} \times V^{7,3} \times S^{-6,27} \times t^{-38,3} \times K^{3,97} \times [t^{76,68}]^{\lg K} \times [t^{17,76} \times K^{4,21}]^{\lg S} \times [S^{2,71} \times t^{17,58} \times K^{-1,3}]^{\lg V} \times [(S^{7,38})^{\lg K} \times (V^{-36,46})^{\lg K} \times (V^{-12,49})^{\lg S}]^{\lg t} \times \tau$$

$$h_3 = 1,91 \times 10^{-15} \times V^{(7,3-36,46 \cdot \lg K - 12,49 \cdot \lg S \cdot \lg t)} \times S^{(-6,27+2,71 \cdot \lg V + 7,38 \cdot \lg K \cdot \lg t)} \times t^{(-38,3+76,68 \cdot \lg K + 17,76 \cdot \lg S + 17,58 \cdot \lg V)} \times K^{(3,97+4,21 \cdot \lg S - 1,3 \cdot \lg V)} \times \tau$$

Графические зависимости износа h_3 при попутном фрезеровании от скорости резания V , соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K и толщины среза t и представлены на (Рис. 56, Рис. 57).

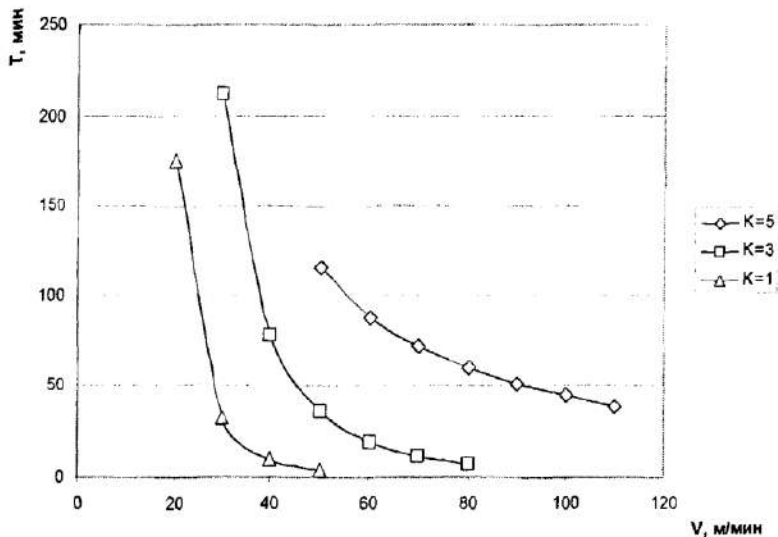


Рис. 56. Зависимость стойкости режущей пластины от скорости резания V и соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K .

(материал детали - ВТ6; $S = 0,1$ мм/зуб; $t = 1$ мм; резание без охлаждения; попутное фрезерование)

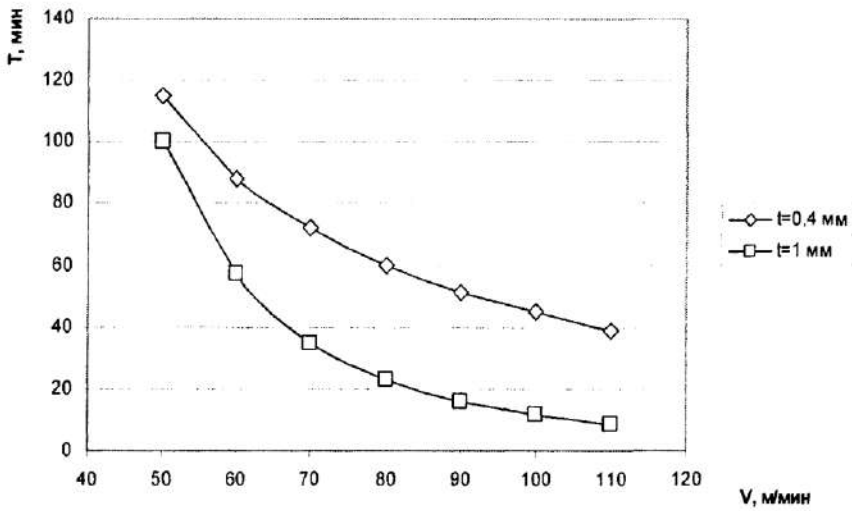


Рис. 57. Зависимость стойкости режущей пластины от скорости резания V и глубины резания t .

(материал детали - ВТ6; $S = 0,1$ мм/зуб; $K = 5$; резание без охлаждения; попутное фрезерование)

Графические зависимости иноса h , при встречном фрезеровании от скорости резания V , соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K и толщины среза t и представлены на (Рис. 58, Рис. 59).

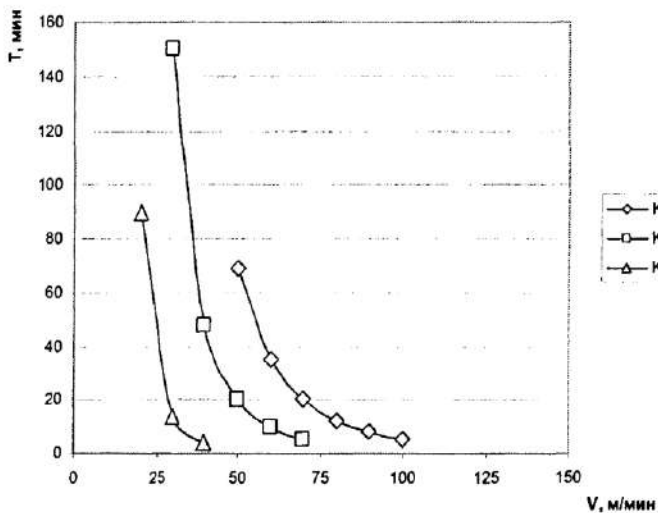


Рис. 58. Зависимость стойкости режущей пластины от скорости резания V и соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K .

(материал детали - ВТ6; $S = 0,1$ мм/зуб; $t = 1$ мм; резание без охлаждения; встречное фрезерование)

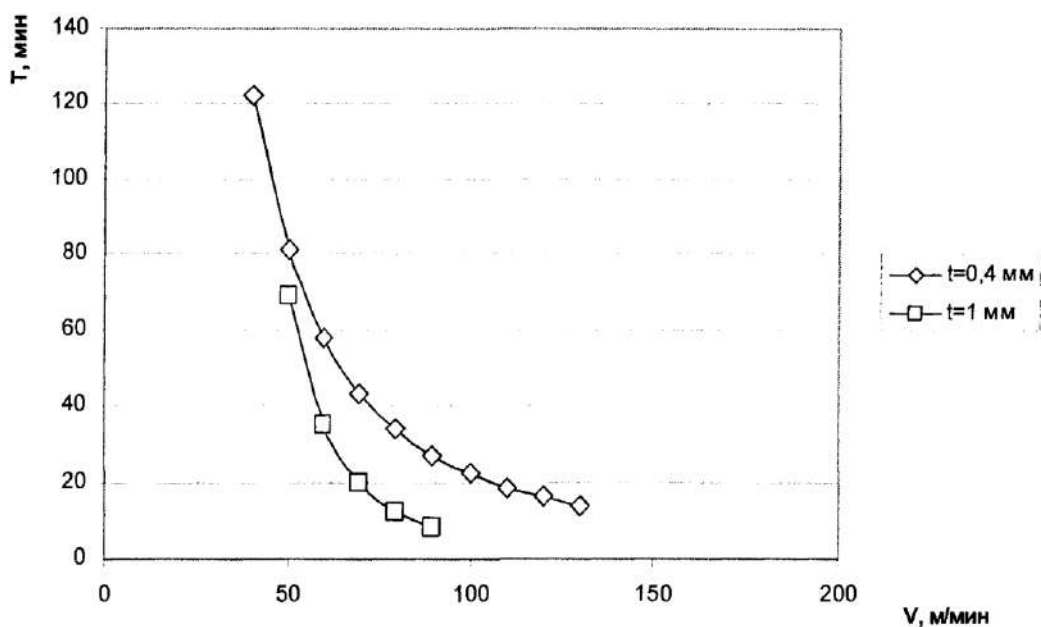


Рис. 59. Зависимость стойкости режущей пластины от скорости резания V и глубины резания t .

(материал детали - ВТ6; $S = 0,1$ мм/зуб; $K = 5$; резание без охлаждения; встречное фрезерование)

Как видно из приведённых выше графиков высокоскоростная обработка титановых сплавов с приемлемой стойкостью режущего инструмента, возможна при соотношениях между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K более 3-х и с глубиной резания не более 1 мм. При встречном фрезеровании стойкость режущего инструмента ниже стойкости попутного фрезерования от 2,5 при $V = 50$ м/мин до 5 раз при $V = 100$ м/мин.

5.3.4 Оценка результатов исследования

Разработанная модель износа по задней грани h_2 при высокоскоростном торцевом фрезеровании проверялась на адекватность результатам экспериментальных исследований по критерию хи-квадрат.

Методика проверки включала следующие основные этапы:

1. Определение величины адекватности $S_{ад}$ по всем строкам план-матрицы экспериментов ПФЭ 2^4 путём сравнения значений, пересчитанных из экспериментальных значений износа $h_{3\text{ экс}}$ с аналогичными значениями, полученными при их расчёте по принятой модели (h_3).

2. Определение числа степеней свободы в расчётных формулах для определения температуры из выражения:

$$p = n - k - 1$$

n – число сравниваемых значений износа (для ПФЭ 2^4 $n = 16$);

k - число параметров в расчётной формуле.

3. Определялись табличные значения хи-квадрат для различных значений уровня значимости ($\alpha = 0.05, 0.10, 0.15, 0.20$) определяющих процент вероятности адекватности модели данным экспериментальных исследований.

4. Сравнивались расчётные значения критерия хи-квадрат с его табличными значениями для различных значений уровня значимости α . В случае $\chi_p \leq \chi_{табл}$ гипотеза адекватности принимается.

Расчёты износа принимались по формуле, приведённой выше.

Число параметров в расчётной формуле для определения износа $k = 4$.

Расчётные значения износа определялись для режимов высокоскоростного торцевого фрезерования, которые выбирались при проведении экспериментов и составляли

$$V_{min} = 50 \text{ м/мин}; V_{max} = 100 \text{ м/мин};$$

$$S_{min} = 0,1 \text{ мм/об}; S_{max} = 0,4 \text{ мм/об};$$

$$t_{min} = 0,4 \text{ мм}; t_{max} = 1 \text{ мм};$$

$$K_{min} = 2; K_{max} = 5.$$

Данные расчётов износа h_3 и экспериментальные данные износа h_3 приведены в таблицах 2.П.1 и 2.П.5.

Расчётное значение хи-квадрат определялось по формуле:

$$\chi^2(a,p) = \frac{(h_{3\text{ экс}} - h_3)^2}{h_3}$$

При попутном фрезеровании:

$$\chi^2(a.p) = 1,87$$

При встречном фрезеровании:

$$\chi^2(a.p) = 0,37$$

Сравниваем полученное расчётное значение хи-квадрат с его табличными значениями. Имеем:

$$\chi^2(0.05, 13) = 5,9$$

$$\chi^2(0.10, 13) = 7,0$$

$$\chi^2(0.20, 13) = 8,6$$

$$\chi^2(0.30, 13) = 9,9$$

Условие адекватности модели износа режущего инструмента данным экспериментов выполняется для значения $\chi^2(0.05, 13) = 5,9$ для встречного и попутного фрезерования.

$$\chi^2(0.05, 13) = 5,9$$

Таким образом с 90% -ной вероятностью модель износа режущей пластины R245-12 ТЗ К-ММ из сплава 2030 при высокоскоростном торцевом фрезеровании соответствует данным экспериментальных исследований.

5.4 Выводы по главе

1. Для исследования модели процесса стружкообразования при высокоскоростном торцевом фрезеровании проводилось экспериментальное определение зависимости коэффициента усадки стружки от режимов резания. Как следует из полученных в ходе эксперимента данных, титановые α - и $(\alpha+\beta)$ -сплавы обладают определённой особенностью деформации срезаемого слоя. А именно, при определённых условиях резания, значения коэффициента усадки стружки K_a могут становиться равными или даже меньше единицы, т. е. имеет место “отрицательная” усадка стружки.

2. Температура в зоне резания прямо пропорциональна скорости резания и обратно пропорциональна соотношению между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности, что позволяет использовать высокие скорости резания при применении фрез большого диаметра.

3. Проводились экспериментальные исследования зависимости стойкости режущего инструментов от режимов резания. Как следует из проведённых экспериментов, высокоскоростная обработка титановых сплавов с приемлемой стойкостью режущего инструмента, возможна при соотношениях между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K более 3-х и с глубиной резания не более 1 мм. При встречном фрезеровании стойкость режущего инструмента ниже стойкости попутного фрезерования от 2,5 при $V = 50$ м/мин до 5 раз при $V = 100$ м/мин.

Выполненные исследования показали, что учёт температурного фактора и свойств обрабатываемого и инструментального материалов, позволяют обеспечить минимальный износ режущего инструмента.

ГЛАВА 6. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ОСНОВЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ

Под оптимальными режимами высокоскоростного торцевого фрезерования понимают такие режимы, при которых достигается максимальная производительность процесса резания в заданных конкретных производственных условиях при выполнении всех требований к нему. Последние накладывают определённые технические ограничения на возможные параметры резания.

Задача расчёта оптимальных режимов резания в общем случае описывается следующим образом. Примем $X = (x_1, \dots, x_n)$ - набор искомых параметров; x_i - множество его целесообразных значений; $R_i(x)$ - значения i -й характеристики процесса резания в зависимости от набора X искомых параметров; \bar{R}_i - заданное предельное значение i -й характеристики процесса резания; $F(x)$ - принятый критерий оптимальности в зависимости от набора искомых параметров X . Следовательно задача расчёта оптимальных режимов резания сводится к следующей задаче математического программирования:

$$\left. \begin{aligned} F(x) &\rightarrow \min (\max); \\ R_i &\leq \bar{R}_i, i = \overline{1, m}; \\ x &\in X. \end{aligned} \right\} \quad (6.1)$$

Сложность поставленной задачи, а также возможные методы её решения определяются свойствами множества X функций $F(x)$ и $R_i(x)$.

Критерием оптимальности при определении оптимального режима ВСО является основное технологическое время, которое должно быть минимальным в области допустимых режимов обработки,

$$t_m = \frac{L}{nS} \rightarrow \max \quad (6.2)$$

где L - путь, пройденный инструментом в направлении движения подачи; n - частота вращения шпинделя.

Следующий этап решения задачи оптимизации процесса сводится к определению оптимальных параметров кинематики процесса – скорости резания V и скорости движения подачи S . Эти параметры ограничиваются требованиями к качеству поверхности детали, стойкостью режущего инструмента и технологическими характеристиками оборудования.

Определим технологические ограничения, накладываемые на процесс высокоскоростного торцевого фрезерования титановых сплавов. К их числу относятся:

Ограничения, обусловленные требованиями к качеству детали.

1. От действия высоких температур не должно происходить структурных изменений в поверхностном слое обработанной детали.
2. Шероховатость поверхности, соответствующая чистовым методам обработки, должна составлять $R_z = 3,2 \dots 6,3$ мкм.

Ограничения по стойкости инструмента.

3. Параметры подачи не должны выходить за значения, рекомендованные производителем.
4. Стойкость лезвийного инструмента должна соответствовать линейному износу задней поверхности не более 0,3 мм.
5. Коэффициенты запаса пластической прочности соответственно для передней n_{T1} и задней n_{T2} поверхностей должны удовлетворять условию $n_T \geq 1$.
6. Допустимое значение коэффициента K_T , влияющего на абразивное изнашивание, для передней и задней поверхностей $K_T > 0,7$.

Ограничения по технологическим характеристикам оборудования.

7. Значение продольной подачи станка не должно выходить из диапазона подач станка.
8. Значение чисел оборотов должно находиться в пределах паспортных данных станка.

6.1. Технологические ограничения для процесса ВСО титановых сплавов

Ограничения, обусловленные требованиями к качеству детали.

1. *От действия высоких температур не должно происходить структурных изменений в поверхностном слое обработанной детали.*

Изучение явления поглощения газов сплавами на основе титана при повышенных температурах, проведённое в работах [38, 57], показало, что кислород, водород и азот, содержащиеся в воздухе, не только образуют соединения на поверхности заготовки, но и проникают в кристаллическую решётку, образуют твёрдые растворы внедрения, и резко повышают твёрдость и хрупкость титана и его сплавов, тем самым значительно ухудшая их механические свойства. Наиболее интенсивное снижение механических характеристик титана вызывает азот, поглощение которого начинается при 700°C. Следовательно:

$$\bar{\Theta}_2(V, S, t, K) \leq 700^\circ C$$

2. *Шероховатость поверхности, соответствующая чистовым методам обработки должна составлять $R_a = 0,63 \dots 1,25$ мкм.*

Определяем величину подачи и скорости резания, которые обеспечивают требуемую шероховатость поверхности обработки. Основными технологическими факторами, влияющими на механизм формирования шероховатости при высокоскоростном торцевом фрезеровании, являются:

- режимы резания;
- геометрия режущего инструмента;
- свойства обрабатываемого материала.

Ввиду отсутствия технологического алгоритма, связывающего все перечисленные факторы, воспользуемся зависимостью, предложенной в работе [39], которая получена для ВТ6 и связывает R_a с режимами резания.

$$R_a = 17,84S - 22,58S^2 + 4,923tS + 0,286t^2 - 1,08t + 0,025V - 0,678$$

Следовательно, второе ограничение можно записать в виде:

$$Ra(V, S, t) \leq 1,25 \text{ мкм}$$

Ограничения по стойкости инструмента

3. *Параметры подачи не должны выходить за значения, рекомендованные производителем.*

Значения подачи S_z должны находится в диапазоне, рекомендованном производителем. Для 4-х гранных пластин R245-12 T3 K-MM 2030 фирмы Sandvik Coromant рекомендуются следующие значения подачи: $S_z \min = 0,1$ мм/зуб; $S_z \max = 0,4$ мм/зуб [45, 44].

Следовательно, третье ограничение можно записать в виде:

$$0,1 \text{ мм/зуб} \leq S_z \leq 0,4 \text{ мм/зуб}$$

4. *Стойкость лезвийного инструмента должна соответствовать линейному износу задней поверхности не более 0,3 мм.*

По данным, приведённым в работах [39, 47], исходя из требований точности и чистоты обработанной поверхности, износ по задней поверхности инструмента не должен превышать 0,3 мм.

Четвёртое ограничение запишем в виде:

$$h_3(V, S, t, K) \leq 0,3 \text{ мм}$$

5. *Коэффициенты запаса пластической прочности соответственно для передней n_{T1} и задней n_{T2} поверхностей должны удовлетворять условию $n_T \geq 1$*

Особенностью данного вида разрушения режущей части инструмента является пластическое течение поверхностных слоёв инструментального материала и в дальнейшем их срез. Параметры пластического разрушения инструмента зависят от условий обработки и свойств инструментального материала. Из-за того, что при пластическом разрушении инструмент очень быстро выходит из строя, что ограничивает применение высокоскоростной обработки, определение критерия пластического разрушения режущей части инструмента имеет первостепенное значение.

Пятое ограничение можно записать в виде:

$$\left. \begin{aligned} n_{T1}(V, S, t, K) &\geq 1 \\ n_{T2}(V, S, t, K) &\geq 1 \end{aligned} \right\}$$

6. Допустимое значение коэффициента K_T , влияющего на абразивное изнашивание, для передней и задней поверхностей $K_T > 0,7$

Процессы абразивного изнашивания зависят от соотношения твёрдости материала инструмента H_M и абразива (материала обрабатываемой заготовки) H_A . При $K_T = \frac{H_M}{H_A} < 0,5$ возможно прямое разрушение материала; при $K_T > 0,7$ прямое разрушение материала маловероятно и процесс переходит в многоцикловый.

Шестое ограничение можно записать в виде:

$$\left. \begin{aligned} K_{T1}(V, S, t, K) &\geq 0,7 \\ K_{T2}(V, S, t, K) &\geq 0,7 \end{aligned} \right\}$$

Ограничения по технологическим характеристикам оборудования

7. Значение продольной подачи станка не должно выходить из диапазона подач станка

$$\left. \begin{aligned} S &\leq S_{\max} \\ S &\geq S_{\min} \end{aligned} \right\}$$

8. Значение чисел оборотов шпинделя должно находиться в пределах паспортных данных станка

$$\left. \begin{aligned} n &\leq n_{\max} \\ n &\geq n_{\min} \end{aligned} \right\}$$

6.2. Определение оптимального решения

Совместное действие всех выше перечисленных ограничений определяет систему неравенств. Функцию, подлежащую оптимизации, на основании (6.2) можно записать в виде: $n \times S \rightarrow \max$.

Определение оптимальных режимов резания методом линейного программирования математически сводится к тому, чтобы среди всевозможных неотрицательных значений n и S системы найти такие значения, $n_{\text{опт}}$ и $S_{\text{опт}}$, при которых целевая функция принимает наибольшее возможное значение [34]. Это

можно обеспечить путём решения системы неравенств на ЭВМ либо графическим путём.

Для решения задачи оптимизации ВСО титановых сплавов была разработана компьютерная программа в EXCEL с использованием процедуры "Поиск решения", позволяющая находить оптимальные значения скорости резания V и продольной подачи S , в зависимости от механических свойств материала, геометрии режущей пластины, диаметра фрезы D_n , числа режущих зубьев z , глубины резания t и заданной стойкости инструмента T (ПРИЛОЖЕНИЕ 4).

Поиск решений является частью блока задач, который иногда называют анализ "что-если". Процедура поиска решения позволяет найти оптимальное значение формулы содержащейся в ячейке, которая называется целевой. Эта процедура работает с группой ячеек, прямо или косвенно связанных с формулой в целевой ячейке. Чтобы получить по формуле, содержащейся в целевой ячейке, заданный результат, процедура изменяет значения во влияющих ячейках. Чтобы сузить множество значений, используемых в модели, применяются ограничения. Эти ограничения могут ссылаться на другие влияющие ячейки.

Процедуру поиска решения можно использовать для определения значения влияющей ячейки, которое соответствует экстремуму зависимой ячейки.

Средство поиска решения Microsoft Excel использует алгоритм нелинейной оптимизации Generalized Reduced Gradient (GRG2), разработанный Леоном Ласдоном (Leon Lasdon, University of Texas at Austin) и Аланом Уореном (Allan Waren, Cleveland State University).

Алгоритмы симплексного метода и метода «branch-and-bound» для решения линейных и целочисленных задач с ограничениями разработаны Джоном Уотсоном (John Watson) и Деном Филстра (Dan Fylstra) из Frontline Systems, Inc.

При высокоскоростном симметричном торцевом фрезеровании со следующими параметрами:

- титановый сплав ВТ6;
- фреза CoroMill 245 R245-250Q60-12Н с 24 режущими зубьями;
- ширина реза $B = 40$ мм;
- глубина резания $t = 0,5$ мм;
- заданный период стойкости инструмента $T = 15$ мин.

Оптимальным является решение:

$$n = 93 \text{ об/мин (} V = 73 \text{ м/мин);}$$

$$S_z = 0,2 \text{ мм/зуб (} S = 4,8 \text{ мм/об).}$$

Данному оптимальному решению соответствуют следующие значения параметров ВСО:

- температура разогрева детали от лезвийного резания $\Theta_2 = 557$ °С;
- шероховатость поверхности $R_a = 0,8$ мкм;
- износ задней поверхности режущей пластины $h_3 = 0,3$;
- коэффициенты запаса пластической прочности соответственно для передней $n_{T1} = 91,2$ и задней $n_{T2} = 91,6$;
- коэффициенты, влияющие на абразивное изнашивание, соответственно для передней $K_{T1} = 1,4$ и задней $K_{T2} = 1,3$;
- значение продольной подачи станка $S = 446$ мм/мин;
- значение чисел оборотов шпинделя $n = 93$ об/мин.

6.3. Практические рекомендации по применению высокоскоростного торцевого фрезерования титановых сплавов на производстве

1. Для высокоскоростного торцевого фрезерования титановых сплавов наиболее подходящими являются α - и $(\alpha+\beta)$ – сплавы. Обработка β -сплавов на повышенных режимах практически трудно осуществима из-за повышенного износа режущего инструмента.

2. В качестве режущих пластин наиболее предпочтительными является применение 4-х гранных пластин с острой режущей кромкой из сплава GC 2030, например, 4-х гранные пластины R245-12 T3 K-MM 2030 фирмы Sandvik Coromant.
3. Фреза должна иметь по возможности наибольший диаметр и наибольшее число зубьев. Так при использовании фрезы CoroMill 245 R245-250Q60-12H диаметром 250 мм с оптимальное количество закреплённых в ней режущих пластин - 24. При использовании фрез с меньшим значением диаметра возникает необходимость принудительного охлаждения инструмента потоками СОТС из-за снижения стойкости режущих пластин.
4. Соотношение между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности должно быть не менее 3,5.
5. При ВСО титановых сплавов необходимо использовать попутное фрезерование. При использовании встречного фрезерования отмечается низкая стойкость режущего инструмента, связанная с недостаточной жёсткостью станка.
6. Для обеспечения работы инструмента в условиях оптимальных температур режущего клина значения чисел оборотов шпинделя следует выбирать из диапазона 70 – 110 об/мин; глубина резания 0,2 – 1 мм.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Анализ научно-технической информации по вопросу повышения эффективности обработки титановых сплавов показал, что в наибольшей степени увеличение производительности при низкой шероховатости обработанной поверхности возможно при использовании высоких скоростей и подач, фрезерных станков повышенной жёсткости и новых высокопроизводительных инструментальных материалов с мелкозернистой структурой.
2. Разработан комплекс теоретических моделей, описывающих особенности теплофизики процесса высокоскоростной обработки сплавов на основе титана, включающий решение задачи баланса теплоты между контактирующими телами и служащий для расчета распределения температур в детали и инструменте с учётом охлаждения СОТС, прерывистости и многолезвийности обработки, что позволяет регулировать процесс выделения тепла для обеспечения заданной стойкости режущего инструмента и предотвращения возгорания стружки в процессе обработки.
3. Получена теоретическая модель зависимости износа режущего инструмента от режимов обработки, включающая основные разновидности износа, характерные для ВСФ титановых сплавов: диффузионный и абразивный износ, а также пластическое разрушение режущего клина. Модель позволяет прогнозировать процесс изнашивания инструмента в зависимости от свойств обрабатываемого и инструментального материалов и параметров резания.
4. На основании многофакторных экспериментов получены эмпирические зависимости коэффициента усадки стружки и износа режущей пластины R245-12 ТЗ К-ММ из сплава 2030 от параметров резания для ВСФ α - и $(\alpha+\beta)$ - титановых сплавов.
5. Разработана модель оптимизации при ВСФ сплавов на основе титана с учётом наложения технологических ограничений по допустимому нагреву поверхности детали, возникающему в процессе резания, и износу режущего

инструмента на исследуемый процесс. Определены оптимальные режимы ВСФ, обеспечивающие максимальную производительность процесса.

6. Выполнен сравнительный анализ затрат на механообработку с использованием фрезерования с традиционно применяемыми скоростями и ВСФ. Полученные в ходе анализа результаты показывают, что ВСФ имеет значительные преимущества по трудоёмкости и себестоимости обработки.

7. Даны рекомендации по практическому использованию метода высокоскоростного симметричного торцевого фрезерования титановых сплавов в условиях машиностроительного производства для обработки плоских поверхностей с получением шероховатости $R_a = 0,63 \div 1,25$ мкм. Результаты исследований использованы при внедрении метода высокоскоростного торцевого фрезерования на ОАО «ОСАННА» и ЗАО НПК «ЭНЕРГИЯ» для обработки плоских поверхностей корпусных деталей из α - и $(\alpha+\beta)$ - титановых сплавов.

Список литературы

1. Dong-hui Wen. Modelling and calculation of forces of cutting at virtual processing / Wen Dong-hui, Lui Xian-li, Wang Min-jie Dalian Univ. Technol. 2003. 43, № 1. p. 65 – 69.
2. Gente, A.; Hoffmeister, H. W., 2001, Chip Formation in Machining Ti6Al4V at Extremely High Cutting Speeds, *Annals of the CIRP*, 50/1, p. 49-52.
3. Grebe, H. A.; Pak, H. R.; Meyers, M. A., 1985, Adiabatic Shear Localization in Titanium and Ti-6 Pct Al-4 Pct V Alloy, *Met. Trans. A*, 16A, p. 761-775.
4. Ippolito R. High Speed Machining: Tool Performance and Surface finish in Steel Turning / R. Ippolito, Tornincasa, R. Levi // *Annals of CIRP*. 1988. V. 37 №1. P. 105-108.
5. Jehle R. Laser – unterstützt drehen für die Serienfertigung / R. Jehle // *Werstatt und Wtrieb*. 1999. Bd. 132. №5. S. 98-100.
6. Kitagawa T. Plasma hot machining for new engineering materials / T. Kitagawa, K. Maekawa // *Wear*. 1990. V. 139. №1. P. 251 – 267.
7. Komanduri R. Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys / R. Komanduri // *Wear*. 1982. V. 76. P. 15-34.
8. Lee, D., 1985, The Effect of Cutting Speed on Chip Formation under Orthogonal Machining, *Journal of Engineering for Industry*, 107/1, p. 55-63.
9. MACHINING TITANIUM & ITS ALLOYS: A Technical Guide (1988), ASM International, Materials Park, OH, 44073-0002, page 75-85
10. Microstructure-Mechanics Interactions in Modeling Chip Segmentation during Titanium Machining. R. Shivpuri, J. Hua, P. Mittal, A. K. srivastata. *Industrial, welding and Systems Engineering*, The Ohio State University, Columbus, USA.
11. R. Shivpuri¹, J. Hua¹, P. Mittal, A. K. Srivastava. Microstructure-Mechanics Interactions in Modeling Chip Segmentation during Titanium Machining <http://www.techsolve.org/pdf/Chip%20Segmentation%20during%20Titanium%20Machining.pdf>.
12. Research of machinability titanitic alloys. Tomorrow's technology. *Manuf. Eng.* 2001. 127, №1, p. 82-91

13. Schulz H. material Aspects of chip Formation in HSC Machining / H. Schulz, E. Abele, A. Sahm // Annals of CIRP. 2001. V. 50. №1. P. 45-48.
14. Smart E.F. Temperature Distribution in Tools Used for Cutting Iron, Titanium and Nickel / E.F. Smart, E.M. Trent. Int. J. Prod. Res., 1975, vol. 13, № 3, pp. 265 – 290.
15. Söderberg S. Wear atlas of HSS cutting tools / S. Söderberg, S. Jakobson, M. Olsson // Proc. Of the 5-th Int. Congr. Of Tribology. 1989. V 1. P. 412-419.
16. Toenshoff H.K. Chip Formation at High Cutting Speeds / H.K. Toenshoff, H. Winkler, M. Patzke // ASME PED. 1984. V. 12. P. 95-104.
17. Tsutsumi C. High-quality machining of ceramics / C. Tsutsumi, K. Okano, T. Suto // J. Mater. Process. Technol. 1993. V. 37. №1/4. P. 639-654.
18. Usui, E.; Obikawa, T.; Shirakashi, T., 1984, Study on Chip Segmentation in Machining Titanium Alloy, Proc. 5th Int. Conf. Prod. Engr., Tokyo, p. 233-239
19. Weber H. Turning of machinable glass ceramics with an ultrasonically vibrated tool / H. Weber, I. Herberger, R. Pilz // Annals of CIRP. 1984. V. 33. №1. P. 85-87.
20. Абдуладзе Н.Г. Определение длины контакта сливной стружки с передней поверхностью инструмента / Н.Г. Абдуладзе // Тр. Грузин. Политехн. ин-та. 1969. №3 (131). С. 131-137.
21. Абуладзе Н.Г. О напряжении сдвига и связи между углами сдвига и трения при образовании сливой стружки / Н.Г. Абдуладзе // Обработываемость жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышев: КуАИ, 1962, С. 306 – 317.
22. Адлер Ю.П. Введение в планирование эксперимента / Ю.П. Адлер. М.: Металлургия, 1969. – 270 с.
23. Барташев Л.В. Техничко-экономические расчеты при проектировании и производстве машин / Л.В. Барташев. М.: Машиностроение, 1973, - 384 с.
24. Бельский С.Е. Структурные факторы эксплуатационной стойкости режущего инструмента / С.Е. Бельский, Р.Л. Тофпенец; Под ред. С.А. Астапчика. Мн.: Наука и техника, 1984.

25. Бендат Дж. Измерение и анализ случайных процессов / Дж. Бендат, А. Пирсол. М.: Мир, 1974. – 464 с.
26. Бобров В.Ф. Основы теории о резании металлов/ В.Ф.Бобров. М.: Машиностроение, 1975.
27. Бобров В.Ф. Развитие науки о резании металлов/ В.Ф.Бобров, Г.И. Грановский, Н.Н. Зорин. М.: Машиностроение, 1967.- 416 с.
28. Бондарев В.А. Теплотехника / В.А. Бондарев, А.Е. Процкий, Р.Н. Гринкевич. Минск: Высшая школа, 1976. - 384 с.
29. Воронин А.А., Марков А.И. Способ резания металлов. Авт. свид. № 121638 от 12.1.1956 г. – Бюллетень изобретений и товарных знаков, 1959, № 15.
30. Вульф А.М. Резание металлов / А.М. Вульф. М.: Машгиз, 1961. - 450 с.
31. Гаврилов Г.М. Влияние охлаждения на снижение температуры резания / Г.М. Гаврилов // Теплофизика технологических процессов. Куйбышев: КППи, 1970, С. 79 - 85.
32. Гамрат-Курек Л.И. Выбор варианта изготовления изделий и коэффициенты затрат / Л.И. Гамрат-Курек, К.Ф. Иванов. М.: Машиностроение, 1975. – 134 с.
33. Гамрат-Курек Л.И. Экономика инженерных решений в машиностроении / Л.И. Гамрат-Курек. М.: Машиностроение, 1986. – 256 с.
34. Горанский Г.К. Автоматизация технического нормирования станочных работ на металлорежущих станках с помощью ЭВМ / Г.К. Горанский, Е.В. Владимиров, Л.Н. Ламбин. М.: Машиностроение, 1970.
35. Грачёв Ю.П. Математические методы планирования эксперимента / Ю.П. Грачёв. М.: Машиностроение, 1979. – 278 с.
36. Даниелян А.М. Тепловой баланс при резании титанового сплава ВТ2 / А.М. Даниелян // Вестник машиностроения. 1957. № 1. С. 15-18.
37. Диаграммы состояния двойных металлических систем: Справочник: В 3 т.: Т. 3. Кн.2/ Под общ. ред. Н.П. Лякишева. - М.: Машиностроение, 2000. – 448 с.

38. Еременко В.Н. Титан и его сплавы / В.Н. Еременко. Киев.: Изд-во АН УССР, 1955.
39. Жучков Н.С. Повышение эффективности обработки резанием заготовок из титановых сплавов / Н.С. Жучков, П.Д. Беспяхотный, А.Д. Чубаров [и др] М.: Машиностроение, 1989. - 152 с.
40. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. М.: Машиностроение, 1956. – 367 с.
41. Зорев Н.Н. О взаимозаменяемости процессов в зоне стружкообразования и в зоне контакта передней поверхности инструмента / Н.Н. Зорев // Вестник машиностроения. 1963. №12. С. 42-51.
42. Ивашев-Мусатов О.С. Теория вероятности и математическая статистика / О.С. Ивашев-Мусатов. М.: Наука, 1989. – 115 с.
43. Ипатов Н.С. Влияние высокоскоростного резания на качество поверхности и размерную точность детали / Н.С. Ипатов, Л.С. Паокина. Рыбинск, 1992.
44. Каталог: Sandvik MKTC. Твёрдосплавные пластины. 2005.
45. Каталог: Новые инструменты от Sandvik Coromant. 2005.
46. Кацев П.Г. Статистические методы исследования режущего инструмента / П.Г. Кацев. М.: Машиностроение, 1974. – 239 с.
47. Кривоухов В. А. Обработка резанием титановых сплавов / В.А. Кривоухов, А.Д. Чубаров. М.: Машиностроение, 1970. - 180 с.
48. Логинов Н.Ю. Динамические характеристики скоростного фрезерования / Н.Ю. Логинов, Ю.Н. Логинов, О.И. Драчёв. // Всероссийская научно-техническая конференция «Материалы и технологии 21-го века». Пенза.: Приволж. дом знаний, 2001, С. 23-26.
49. Локтик А.В. Износ торцовых фрез при чистовой обработке стали 45 и титановых сплавов / А.В. Локтик. // Резание и инструмент. Харьков.: Вища школа, 1979, С. 12-19.
50. Лоладзе Т.Н. Износ режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. М.: Машгиз, 1958. - 536 с.

51. Лоладзе Т.Н. Исследование температурных зависимостей адгезионного взаимодействия алмаза, кубического нитрида бора и металлокерамических твёрдых сплавов с железом, титаном и нержавеющей сталью / Т.Н. Лоладзе, Г.В. Богучаева, А.М. Сирадзе [и др.]. // Труды Грузинского политехнического института, №7. 1973, С. 109 - 114.
52. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. М.: Машиностроение, 1982. - 320 с.
53. Магницкий О.Н. Литейные свойства титановых сплавов / О.Н. Магницкий. Ленинград.: Машиностроение, 1968. - 120 с.
54. Макаров А.Д. Дальнейшее развитие оптимального резания металлов / А.Д. Макаров. Уфа.: УАИ, 1982. - 54 с.
55. Макаров А.Д. Износ режущих инструментов / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1966. - 267 с.
56. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1976 - 278 с.
57. Макквиллэн А.Д. Титан/ А.Д. Макквиллэн, М.К. Макквиллэн. – М.: ГНТИ литературы по чёрной и цветной металлургии, 1958.
58. Марков А.И. Ультразвуковая обработка материалов / А.И. Марков. М.: Машиностроение, 1980 - 237 с.
59. Марков А.И. Ультразвуковое резание труднообрабатываемых материалов / А.И. Марков. М.: Машиностроение, 1968. - 367 с.
60. Марочник сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1989.- 640 с.
61. Монтгомери Д.К. Планирование эксперимента и анализ данных / Д.К. Монтгомери. Л.: Судостроение, 1980. – 384 с.
62. Морозов И.А. Исследование температурного поля подрезцово́й зоны / И.А. Морозов // Сб. статей «Тепловые явления при обработке металлов резанием». Под общ. ред. Панкиной Е.А. М.: НТО Машпром, 1959.
63. Насад Т.Г. Высокоскоростная лезвийная обработка труднообрабатываемых материалов с дополнительными потоками энергии

- в зоне резания/ Т.Г. Насад, А.А. Игнатъев. Саратов: Изд-во Саратов. гос. техн. ун-та, 2002. - 112 с.
64. Насад Т.Г. Лезвийная обработка сталей с фрикционным подогревом резания / Т.Г. Насад, Г.А. Козлов // СТИН. 2000. №12. С. 27-29.
65. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / Под ред. Н. И. Резникова. М.: Машиностроение, 1972. - 200 с.
66. Овсеенко А.Н. Рациональные методы механической обработки титановых сплавов / А.Н. Овсеенко, Н.И. Ташлицкий // Тяжёлое машиностроение. 1990. № 6. С. 36-37.
67. Остафьев В.А. Расчёт динамической прочности режущего инструмента / В.А. Остафьев. М.: Машиностроение, 1979. - 168 с.
68. Петруха П.Г. Технология обработки конструкционных материалов / П.Г. Петруха, А.И. Марков, П.Д. Беспехотный [и др.]. М.: Высшая школа, 1991. - 512 с.
69. Подураев В.Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания / В.Н. Подураев. М.: Машиностроение, 1985. - 304 с.
70. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями / В.Н. Подураев. М.: Машиностроение, 1970. - 350 с.
71. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. М.: Высшая школа, 1974. - 590 с.
72. Подураев В.Н. Технология физико-химических методов обработки / В.Н. Подураев. М.: Машиностроение, 1977. - 264 с.
73. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструментов / М.Ф. Полетика. М.: Машгиз, 1962. - 150 с.
74. Рахмарова М.С. Влияние технологических факторов на надёжность лопаток газовых турбин / М.С. Рахмарова, Я.Г. Мирер. М.: Машиностроение, 1966. - 223 с.
75. Резников А.Н. Обработка металлов резанием с плазменным подогревом / А.Н. Резников, М.А. Шатерин, В.С. Кунин. М.: Машиностроение, 1986. - 232 с.

76. Резников А.Н. Температура при резании и охлаждении инструментов / А.Н. Резников. М.: Машгиз, 1963. - 200 с.
77. Резников А.Н. Тепловые процессы в технологических системах / А.Н. Резников, Л.А. Резников. М.: Машиностроение, 1990. - 288 с.
78. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. М.: Машиностроение, 1981. - 279 с.
79. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. М.: Машиностроение, 1969. - 288 с.
80. Резников Н.И. Физические особенности процесса резания и обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов / Н.И. Резников, А.С. Черемисин // Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышев, 1973. С. 5-17.
81. Рогов В.А. Методика и практика технических экспериментов / В.А. Рогов, Г.Г. Позняк. М.: Издательский центр «Академия», 2005. – 288 с.
82. Рывкин Г.М. Кинематическое дробление стружки при точении / Г.М. Рывкин, Б.И. Самойлов // Станки и инструмент. 1953. № 12.
83. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке / Н.Н. Рыкалин. М.: Машгиз, 1951. - 269 с.
84. Саломонович Е.Д. Температура резания при обработке на больших скоростях / Е.Д. Саломонович // Сб. «Тепловые явления при обработке металлов резанием». Под ред. Панкиной Е.А. М.: НТО Машпром, 1959.
85. Сатель Э.А. Технологические возможности и перспективы применения вибрационного точения / Э.А. Сатель, В.Н. Подураев, В.С. Камалов // Вестник машиностроения. 1961. № 3.
86. Силин С.С. Теория подобия в приложении к технологии машиностроения / С.С. Силин. М.: Машиностроение, 1979. - 152 с.
87. Солнцев Ю.П. Материаловедение: Учебник для вузов / Ю.П. Солнцев, Е.И. Пряхин. СПб.: ХИМИЗДАТ, 2004. - 736 с.

88. Справочник по авиационным материалам. Цветные сплавы / Под. ред. А.Т. Туманова. М.: Государственное издательство оборонной промышленности, 1958.- 528 с.
89. Справочник технолога-машиностроителя / Под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова: В 2 т. М.: Машиностроение, 1986. Т. 2.
90. Строщков А. Н. Обработка резанием труднообрабатываемых материалов с нагревом / А.Н. Строщков, Ш.Л. Теслер, С.П. Шабашов, Д.С. Элинсон. М.: Машиностроение, 1977. - 140 с.
91. Сулима А. М. Влиянии конструктивных и технологических факторов на выносливость жаропрочных сплавов при высокочастотном нагружении / А.М. Сулима, М.И. Евстигнеев. // Передовой научно-технический и производственный опыт. М.: ГОСИНТИ, 1962, № М-62-178/35. С. 3-19.
92. Сулима А. М. Качество поверхностного слоя и усталостная прочность деталей из жаропрочных и титановых сплавов / А.М. Сулима, М.И. Евстигнеев. М.: Машиностроение, 1974. - 256 с.
93. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию / М.М. Тененбаум. М.: Машиностроение, 1976. - 270 с.
94. Теплотехника: Учебник для вузов/ А. П. Баскатов, В. Г. Берг, О. К. Витт и др.; Под общ. ред. А. П. Баскатова. М.: Энергоиздат, 1982. 264 с.
95. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов / А.Д. Томленов. М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
96. Трент Е.М. Резание металлов / Е.М. Трент. М.: Машиностроение, 1980.- 263 с.
97. Уартман К. Планирование экспериментов в исследовании технологических процессов / К. Уартман, Э. Лецкий, В. Шефер. М.: Машиностроение, 1977. – 286 с.
98. Уткин Е.Ф. Влияние неоднородности структуры сталей и сплавов на их обрабатываемость резанием. // Информационный сервер Волжского Политехнического Института ВолГТУ.

99. Филимонов Л.Н. Особенности стружкообразования в условиях локального термопластического сдвига при высокоскоростном резании / Л.Н. Филимонов, Л.Н. Петрашина // Вестник машиностроения. 1993. №5-6. С. 23-25.
100. Хаэт Г.Л. Прочность режущего инструмента / Г.Л. Хаэт. М.: Машиностроение, 1975. - 168 с.
101. Чечулин Б. Б. Титановые сплавы в машиностроении / Б.Б. Чечулин, С.С. Ушаков, И.Н. Разуваева [и др.] М.: Машиностроение, 1977.
102. Чубаров А.Д. Деформирование и роль температурного фактора в процессе резания титановых сплавов / А.Д. Чубаров, Н.Н. Новиков // Вестник машиностроения. 1959. № 9.
103. Шенк Х. Планирование инженерного эксперимента: Пер. с нем. / Х. Шенк. М.: Мир, 1972. – 382 с.
104. Шифрин А. Ш. Высокопроизводительная холодная обработка металлов / А.Ш. Шифрин, Б.Г. Левин, И.И. Лифшиц [и др.]. М.: Машгиз, 1958.
105. Шифрин А. Ш. Обработка резанием коррозионностойких, жаропрочных и титановых сталей и сплавов / А.Ш. Шифрин, Л.М. Резницкий. М.-Л.: Машиностроение, 1964. - 448 с.
106. Ящерицын П.И. Планирование эксперимента в машиностроении / П.И. Ящерицын, Е.И. Михаринский. Минск: Высшейш. шк., 1985. – 286 с.
107. Ящерицын П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. Мн.: Выш. шк., 1990. – 512 с.

Дополнительный список источников

1. Кирюшин Д.Е. Взаимосвязь износа режущего инструмента и качества поверхностного слоя при высокоскоростной обработке труднообрабатываемых материалов / Д.Е. Кирюшин, И.Е. Кирюшин, Т.Г. Насад. // Вестник СГТУ /СГТУ. - Саратов, 2006. №4 (18) Выпуск 3 – с. 53-57.
2. Насад Т.Г. Формирование остаточных напряжений при высокоскоростной обработке с тепловым воздействием / Т.Г. Насад, Г.А. Козлов, Д.Е. Кирюшин, И.Е. Кирюшин / Высокие технологии в машиностроении: сб. матер. междунар. науч.-техн. конф. / Самарский гос. аэрокосм. ун-т. – Самара, 2002. – с. 31-33.
3. Козлов Г.А. Расчёт технологических остаточных напряжений от действия силового и температурного факторов / Г.А. Козлов, Т.Г. Насад, Д.Е. Кирюшин, И.Е. Кирюшин // Современные тенденции развития автомобилестроения в России: сб. тр. всеросс. науч.-техн. конф. с междунар. участ. / Тольят. гос. ун-т. – Тольятти, 2004. – с. 80-83.
4. Кирюшин Д.Е. Обработка резанием титановых сплавов / Д.Е. Кирюшин, Т.Г. Насад // Автоматизация и управление в машино- и приборостроении: межвуз. науч. сб. /СГТУ. - Саратов, 2005. – с. 105-108.
5. Кирюшин Д.Е. Теплофизические особенности применения инструментов, оснащённых износостойким покрытием, для высокоскоростной обработки / Д.Е. Кирюшин, Т.Г. Насад // Теплофизические и технологические аспекты управления качеством в машиностроении: тр. всеросс. с междунар. участ. науч.-техн. конф. / Тольят. гос. ун-т. - Тольяти, 2005 – с. 104-106.
6. Кирюшин И.Е. Определение технологических остаточных напряжений при высокоскоростной лезвийной обработке труднообрабатываемых материалов / И.Е. Кирюшин, Д.Е. Кирюшин // Высокие технологии в машиностроении: сб. тр. всеросс. науч.-техн. конф. / Самарский гос. техн. ун-т, - Самара, 2005. - с. 53-55.

7. Кирюшин Д.Е. Износ режущего инструмента при обработке титановых сплавов / Д.Е. Кирюшин. // Автоматизация и управление в машино- и приборостроении: межвуз. науч. сб. /СГТУ. - Саратов, 2006. – с. 95-97.
8. Кирюшин Д.Е. Напряжённно-деформированное состояние при высокоскоростной обработке титановых сплавов / Д.Е. Кирюшин, Т.Г. Насад. // Автоматизация и управление в машино- и приборостроении: межвуз. науч. сб. /СГТУ. - Саратов, 2006. – с. 101-105.
9. Кирюшин И.Е. Исследование структурно-фазового состава поверхностного слоя при высокоскоростном торцевом фрезеровании / И.Е. Кирюшин, Д.Е. Кирюшин // Высокие технологии в машиностроении: сб. тр. всеросс. науч.-техн. конф. / Самарский гос. техн. ун-т, - Самара, 2006. - с. 169-173.
10. Кирюшин Д.Е. Исследование диффузионного износа инструмента при высокоскоростном резании титановых сплавов/ Д.Е, Кирюшин. Автоматизация и управление в машино- и приборостроении. Саратов, 2007, с. 102–105.
11. Кирюшин И.Е. Анализ методов расчета наклепа поверхности, возникающего при лезвийной обработке // И.Е. Кирюшин, Д.Е. Кирюшин. Автоматизация технологических процессов и производственный контроль: сб. докл. межвуз. конф. / Тольяттинский гос. техн. ун-т, - Тольятти, 2006. - с. 178 -180.
12. Кирюшин И.Е. Исследование шероховатости поверхности при высокоскоростном торцевом фрезеровании труднообрабатываемых материалов/ И.Е, Кирюшин, Д.Е, Кирюшин, Т.Г. Насад. Автоматизация и управление в машино- и приборостроении. Саратов, 2007, с. 105–107.
13. Кирюшин Д.Е. Исследование влияния охлаждения на температурное поле инструмента при высокоскоростном резании/ И.Е, Кирюшин, Д.Е, Кирюшин, Т.Г. Насад. Автоматизация и управление в машино- и приборостроении. Саратов, 2007, с. 108–111.

Утверждаю
Генеральный директор ООО «ОСАННА»
С.Н. Салиенко
20.06.2005



АКТ ВНЕДРЕНИЯ высокоскоростной обработки

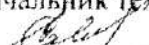
Комиссия в составе генерального директора ООО «ОСАННА» Салиенко С.Н., главного инженера Дахова В.Н., начальника технического отдела Савченко В.А. и от технологического института Саратовского государственного технического университета доц. Насад Т.Г., аспиранта Кирюшин И.Е., аспиранта Кирюшин Д.Е. составила настоящий акт о том, что в опытно-производстве прошёл испытания и успешно внедрён инструмент для высокоскоростной обработки резанием деталей из труднообрабатываемых материалов таких как: SS316L, UNS S31254, BT8, BT22, что позволило повысить производительность в 2...3 раза и обеспечить качество поверхности соответствующее Ra 1,25...2,5 мкм. Экономический эффект от внедрения составил 37,5 тыс. руб.

От ООО «ОСАННА»:

главный инженер


 Дахов В.Н.

начальник тех. отдела

 Савченко В.А.

От ТИ СГТУ:

Доцент кафедры ТЭМ

 Т.Г. Насад

Аспирант каф. ТЭМ

И.Е. Кирюшин

Аспирант каф. ТЭМ

Д.Е. Кирюшин

С.Н. Салиенко
Генеральный директор ООО «ОСАИНА»
20.06.2005



АКТ ВНЕДРЕНИЯ высокоскоростной обработки

Комиссия в составе генерального директора ООО «ОСАИНА» Салиенко С.Н., главного инженера Дахова В.Н., начальника технического отдела Савченко В.А. и от технологического института Саратовского государственного технического университета доц. Насад Т.Г., аспиранта Кирюшин И.Е., аспиранта Кирюшин Д.Е. составила настоящий акт о том, что в опытном производстве прошло испытания и успешно внедрено оригинальное программное обеспечение по расчёту остаточных напряжений в поверхностном слое деталей типа Насадок № 4000-S-5010A/B.01.02.001, Ограничитель № 4000-S-5010A/B.01.01.002 при высокоскоростной обработки резанием деталей из труднообрабатываемых материалов: SS316L, UNS S31254, BT8, BT22, что позволило улучшить качество поверхности и повысить ресурс работы в 1,8 раза. Экономический эффект от внедрения составил 12,7 тыс. руб.

От ООО «ОСАИНА»:

главный инженер

В.Н. Дахов Дахов В.Н.

начальник тех. отдела

В.А. Савченко Савченко В.А.

От ТИ СГТУ:

Доцент кафедры ТЭМ

Т.Г. Насад Т.Г. Насад

Аспирант каф. ТЭМ

И.Е. Кирюшин И.Е. Кирюшин

Аспирант каф. ТЭМ

Д.Е. Кирюшин Д.Е. Кирюшин

УТВЕРЖДАЮ

Главный конструктор ФНПЦ
ЗАО НПК (О) «Энергия» -
директор ООО «МЭЛ»



А.А. Соловьев

2005 г.

АКТ ПЕРЕДАЧИ
программного обеспечения

Мы, нижеподписавшиеся от ФНПЦ ЗАО НПК (О) «Энергия»
Соловьев Анатолий Алексеевич

и от технологического института Саратовского государственного
технического университета доц. Насад Т.Г., аспирант Кирюшин И.Е.,
аспирант Кирюшин Д.Е. составили настоящий акт о том, что предприятию
передано для использования оригинальное программное обеспечение по
расчёту остаточных напряжений в поверхностном слое деталей. Это позволит
улучшить качество поверхности за счёт благоприятного распределения
сжимающих остаточных напряжений и повысить ресурс работы изделий.

От ФНПЦ ЗАО НПК (О)
«Энергия»

Главный технолог ООО «МЭЛ»

В.И. Логвин

2005 г.

От ТИ СГТУ:

Доцент кафедры ТЭМ

Т.Г. Насад

Аспирант каф. ТЭМ

И.Е. Кирюшин

Аспирант каф. ТЭМ

Д.Е. Кирюшин

**План проведения экспериментов и обработка результатов
экспериментального измерения температуры при высокоскоростном
торцевом фрезеровании**

Экспериментальные исследования температуры включали проведение несколько серий экспериментов и по формуле ПФЭ 2⁴.

1. Принятый диапазон изменения режимов высокоскоростного торцевого фрезерования.

Ширина образца была постоянной и равной $B = 50$ мм.

Основные факторы (параметры процесса резания) имели значения:

- скорость резания $V = 50 - 100$ м/мин
- продольная подача $S = 0,1 - 0,4$ мм/об
- глубина резания $t = 0,5 - 1$ мм
- соотношение между диаметром торцевой фрезы и шириной

обрабатываемой поверхности $K = \frac{D}{B} = 1 - 5$

2. Представляем параметры режимов высокоскоростного торцевого фрезерования.

При обработке результатов измерения действительные значения параметров обработки заменялись кодировочными значениями. Действительный параметр скорости резания V был представлен кодировочным значением Z_1 . Максимальное значение скорости резания обозначалось знаком (+), а минимальное – знаком (-). Связь между закодированными и действительными значениями параметров выражалась зависимостью:

$$Z_1 = \frac{\lg V_i - \lg V_{cp}}{\lg V_{cp} - \lg V_{min}}$$

V_{cp} – среднее значение исследуемого параметра;

V_{min} – минимальное значение параметра;

V_i – текущее (переменное) значение параметра.

Обозначим:

Z_2 – закодированное значение подачи S ;

Z_3 – закодированное значение глубины резани t ;

Z_4 – закодированное значение соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K .

Данные измерения температуры приведены в таблице 1П.1.

Таблица 1П.1

Экспериментальные значения температуры Θ_2

Z_1	Z_2	Z_3	Z_4	№ наблюдения		
				1	2	3
-	-	-	-	402	411	415
+	-	-	-	275	290	297
-	+	-	-	454	463	468
+	+	-	-	324	336	341
-	-	+	-	351	327	354
+	-	+	-	234	272	247
-	+	+	-	243	237	224
+	+	+	-	154	160	187
-	-	-	+	267	243	260
+	-	-	+	138	141	135
-	+	-	+	160	148	154
+	+	-	+	84	79	75
-	-	+	+	210	238	246
+	-	+	+	134	148	145
-	+	+	+	97	95	70
+	+	+	+	53	50	54

Переведём значения Θ_2 в Θ_{μ}^{\max} в таблице 1П.2.

Экспериментальные значения температуры $\Theta_{\text{н}}^{\text{max}}$

Z_1	Z_2	Z_3	Z_4	№ наблюдения		
				1	2	3
-	-	-	-	2581	2639	2665
+	-	-	-	3035	3201	3278
-	+	-	-	2915	2973	3005
+	+	-	-	3576	3708	3763
-	-	+	-	2254	2100	2273
+	-	+	-	2583	3002	2726
-	+	+	-	1560	1522	1438
+	+	+	-	1700	1766	2064
-	-	-	+	1714	1560	1669
+	-	-	+	1523	1556	1490
-	+	-	+	1027	950	989
+	+	-	+	927	872	828
-	-	+	+	1348	1528	1580
+	-	+	+	1479	1633	1600
-	+	+	+	623	610	449
+	+	+	+	585	552	596

3. Аппроксимация результатов экспериментов

Обработка результатов измерения производилась по методике, изложенной в работах [35, 97].

Предварительно таблица 1П.1 была преобразована в рабочую, где вместо значений температур фигурировали их логарифмы. Это сделано с целью получения линейной модели зависимости вида:

$$\Theta = C_{\Theta} V^a S^b I^g K^f$$

Рабочая таблица значений логарифмов значения температуры Θ_2

Z_1	Z_2	Z_3	Z_4	№ наблюдения		
				1	2	3
-	-	-	-	2,60	2,61	2,62
+	-	-	-	2,44	2,46	2,47
-	+	-	-	2,66	2,67	2,67
+	+	-	-	2,51	2,53	2,53
-	-	+	-	2,55	2,51	2,55
+	-	+	-	2,37	2,43	2,39
-	+	+	-	2,39	2,37	2,35
+	+	+	-	2,19	2,20	2,27
-	-	-	+	2,43	2,39	2,41
+	-	-	+	2,14	2,15	2,13
-	+	-	+	2,20	2,17	2,19
+	+	-	+	1,92	1,90	1,88
-	-	+	+	2,32	2,38	2,39
+	-	+	+	2,13	2,17	2,16
-	+	+	+	1,99	1,98	1,85
+	+	+	+	1,72	1,70	1,73

Основные этапы расчёта:

1. Определение коэффициентов уравнения регрессии вида:

$$Y = b_0 + b_1 Z_1 + b_2 Z_2 + b_3 Z_3 + b_4 Z_4 + b_5 Z_1 Z_2 + b_6 Z_1 Z_3 + b_7 Z_1 Z_4 + b_8 Z_2 Z_3 + b_9 Z_2 Z_4 + b_{10} Z_3 Z_4 + b_{11} Z_1 Z_2 Z_3 + b_{12} Z_1 Z_2 Z_4 + b_{13} Z_1 Z_3 Z_4 + b_{14} Z_2 Z_3 Z_4 + b_{15} Z_1 Z_2 Z_3 Z_4$$

2. Исследование значимости коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента.

3. Проверка полученной модели на адекватность исходной зависимости.

4. Переход от закодированных значений параметров к их действительным значениям.

5. Переход от линейной модели к степенной зависимости.

Определим зависимость значения температуры Θ_2 от исследуемых факторов по приведённой выше методике.

1. Определение коэффициентов регрессии:

Коэффициенты линейного уравнения определяем по формуле:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} \bar{Y}_u}{N} \quad i = 0, 1, 2, \dots, n$$

где Z_{iu} - номер столбца в плане матрицы; \bar{Y}_u - среднее арифметическое по m опытам в точке с номером; N – общее число различных точек в плане матрицы.

Оценку эффекта двойного межфакторного взаимодействия определяем по формуле:

$$b_{ij} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} Z_{ju} \bar{Y}_u}{N} \quad \begin{matrix} i=1, 2, \dots, n \\ j=1, 2, \dots, n \quad i \neq j \end{matrix}$$

Коэффициент тройного межфакторного взаимодействия рассчитываем по формуле:

$$b_{123} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} \bar{Y}_u}{N}$$

Коэффициент межфакторного взаимодействия b_{1234} рассчитываем по формуле:

$$b_{1234} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} Z_{4u} \bar{Y}_u}{N}$$

Найденные коэффициенты имеют значения (табл. 1П.4):

Таблица 1П.4

Коэффициенты линейного уравнения

Коэффициент	Значение	Коэффициент	Значение
b0	2,28688	b8	-0,00811
b1	-0,09813	b9	-0,06688
b2	-0,09688	b10	0,01563

Коэффициент	Значение	Коэффициент	Значение
b3	-0,07438	b11	-0,00062
b4	-0,18563	b12	-0,00188
b5	-0,00188	b13	0,00813
b6	0,00813	b14	0,00438
b7	-0,02563	b15	0,00187

Построчная оценка воспроизводимости единичного результата

$$S^2(Y_{uk}) = \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{m_u - 1}$$

$$S^2_1 = 0,00011287$$

$$S^2_2 = 0,00059561$$

$$S^2_3 = 0,00014479$$

$$S^2_4 = 0,00029226$$

$$S^2_5 = 0,00075704$$

$$S^2_6 = 0,00219601$$

$$S^2_7 = 0,00065624$$

$$S^2_8 = 0,00399463$$

$$S^2_9 = 0,00089241$$

$$S^2_{10} = 0,00017844$$

$$S^2_{11} = 0,00059512$$

$$S^2_{12} = 0,00121706$$

$$S^2_{13} = 0,00265916$$

$$S^2_{14} = 0,00106396$$

$$S^2_{15} = 0,01261705$$

$$S^2_{16} = 0,00061415$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости единичного результата

$$S^2(\bar{Y}_k) = \sum_{u=1}^N \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{N(m-1)}$$

$$S^2(\bar{Y}_k) = 0,00089334$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости среднего значения выхода в каждой строке

$$S^2(\bar{Y}) = \frac{S^2(Y_k)}{m}$$

$$S^2(\bar{Y}) = 0,028587$$

Оценка дисперсии коэффициента регрессии

$$S^2(b_i) = \frac{S^2(\bar{Y})}{N}$$

$$S^2(b_i) = 2,89 \times 10^{-4}$$

$$S(b_i) = 0,013520953$$

2. Исследование значимости коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента

Табличное значение критерия Стьюдента $t(0.95, 32) = 2,04$

Критерий Стьюдента для каждого коэффициента находим по формуле:

$$t_i = \frac{b_i}{S(b_i)}$$

Критерии Стьюдента для каждого коэффициента приведены в таблице

III.5.

Таблица III.5

Таблица значений критериев Стьюдента для каждого коэффициента

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_0	132,5242266	значимый
t_1	-5,686336043	значимый
t_2	-5,61390	значимый
t_3	-4,31003	значимый
t_4	-10,75695	значимый
t_5	-0,10866	не значимый
t_6	0,47084	не значимый
t_7	-1,48497	не значимый
t_8	-0,47012	не значимый
t_9	-3,87540	значимый

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_{10}	0,90547	не значимый
t_{11}	-0,03622	не значимый
t_{312}	-0,10866	не значимый
t_{13}	0,47084	не значимый
t_{14}	0,25353	не значимый
t_{15}	0,10866	не значимый

Число значимых коэффициентов принимаем $M = 6$

Значение коэффициенты:

$$b = 2,28688;$$

$$b_1 = -0,09813;$$

$$b_2 = -0,09688;$$

$$b_3 = -0,07438;$$

$$b_4 = -0,18563;$$

$$b_{24} = -0,06688$$

Уравнение регрессии:

$$Y = 2,29 - 0,10Z_1 - 0,10Z_2 - 0,07Z_3 - 0,19Z_4 - 0,07Z_2Z_4$$

Дисперсия неадекватности:

3. Проверка полученной модели на адекватность исходной зависимости

$$S_{ad}^2 = \frac{\sum_{u=1}^N (\hat{Y}_u - \bar{Y}_u)^2}{N - N'}$$

где N' – число значащих коэффициентов

$$S_{ad}^2 = 0,00621625$$

Расчётное значение критерия Фишера

$$F_p = \frac{S_{ad}^2}{S^2(\bar{Y})}$$

$$F_p = 0,22$$

Для проверки гипотезы неадекватности модели задаётся уровень значимости $q = 5\%$ и определяется число степеней свободы f_1 и f_2 по формулам:

$$f_1 = N - N'$$

$$f_2 = N(m - 1)$$

Табличное значение критерия Фишера $F_{\text{табл}} = 2,14$.

Так как расчётное значение критерия F_p меньше значения $F_{\text{табл}}$, то гипотеза адекватности модели принимается.

Модель адекватна

4. Выражаем закодированные значения параметров через их действительные значения с учётом их размерности.

Для скорости резания V имеем:

$$Z_1 = \frac{\lg V - \lg V_{cp}}{\lg V_{cp} - \lg V_{min}}; \quad \lg V_{cp} = \frac{\lg V_{max} + \lg V_{min}}{2}$$

Для продольной подачи стола S имеем:

$$Z_2 = \frac{\lg S - \lg S_{cp}}{\lg S_{cp} - \lg S_{min}}; \quad \lg S_{cp} = \frac{\lg S_{max} + \lg S_{min}}{2}$$

Для глубины резания t имеем:

$$Z_3 = \frac{\lg t - \lg t_{cp}}{\lg t_{cp} - \lg t_{min}}; \quad \lg t_{cp} = \frac{\lg t_{max} + \lg t_{min}}{2}$$

Для коэффициента K имеем:

$$Z_4 = \frac{\lg K - \lg K_{cp}}{\lg K_{cp} - \lg K_{min}}; \quad \lg K_{cp} = \frac{\lg K_{max} + \lg K_{min}}{2}$$

Запишем уравнение регрессии с представлением параметров через их действительные значения:

$$\lg \Theta_2 = 2,289 - 0,103 \frac{\lg V - 1,849}{0,151} - 0,105 \frac{\lg S + 0,699}{0,301} - 0,074 \frac{\lg t + 0,199}{0,199} -$$

$$- 0,189 \frac{\lg K - 0,349}{0,349} - 0,06 \frac{\lg S + 0,699}{0,301} \times \frac{\lg K - 0,349}{0,349}$$

5. Зависимость для температуры Θ_2 в детали на глубине 0,1 мм в степенном виде:

$$\Theta_2 = 3614 \times V^{-0,682} \times S^{-0,15} \times t^{-0,372} \times K^{-0,941} \times [S^{-0,571}]^{gK}$$

Оценка точности полученных результатов

Погрешность измерения имеет систематическую и случайную составляющие.

Систематическая составляющая включает:

1. Погрешность метода измерения.
2. Погрешность измерительного прибора (инструментальная погрешность).
3. Погрешность при считывании результатов измерения.

Погрешность принятого косвенного метода измерения δ_m возникает при задании плотности материала ρ с заданной степенью точности.

Погрешность измерительного прибора $\delta_{пр}$ определялась ценой одного деления.

$$\delta_{пр} (\text{мультиметр}) = 1^\circ\text{C}.$$

Оценку случайной составляющей измерения значения температуры Θ_2 произведём по методике, изложенной в работе [42]. Для этого определим:

4. Среднее значение температуры Θ_2 (эмпирическое математическое ожидание).
5. Среднеквадратичное отклонение (эмпирическая дисперсия) в пределах каждой серии экспериментов.
6. Доверительный интервал математического ожидания (значение для температуры Θ_2).

Среднее значение для температуры Θ_2 в детали на глубине 0,1 мм определялось для нескольких измерений при обработке образца с одинаковыми режимами резания. В наших исследованиях количество измерений принято $n = 3$.

$$\Theta_2 = \frac{\sum_{i=1}^n \Theta_{2i}}{n}$$

Дисперсия (среднеквадратичное отклонение) определялось из соотношения:

$$\sigma = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^n (\Theta_2 - \Theta_{2i})^2}}{n-1}$$

Доверительный интервал (диапазон изменения параметра Θ_2 с надёжностью j и точностью s) определялся из выражения:

$$\Theta_2 - \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t; \quad \Theta_2 + \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t;$$

где t – значение аргумента интегральной функции нормального распределения, $\Phi(t)$

$$\Phi(t) = 1/j/2$$

Оценим полученные значения Θ_2 с надёжностью $j = 95\%$

Так для первой строки таблицы 1П.6 имеем:

7. Среднее значение Θ_2

$$\Theta_2 = 409,33$$

8. Среднеквадратичное отклонение (дисперсия) составляет:

$$\sigma = 4,71$$

9. Для принятой надёжности результатов с вероятностью $j = 95\%$ и $n = 5$ находим в таблице распределения Стьюдента значение $t = 2,04$ [16].

10. Определяем точность оценки для математического ожидания для температуры Θ_2 :

$$\delta = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t = \frac{4,71}{1,732} \times 2,04 = 5,54$$

6. Определяем доверительный интервал Θ_2 для первой строки матрицы:

$$\Theta_2 - \delta = 409,33 - 5,54$$

$$\Theta_2 + \delta = 409,33 + 5,54$$

По аналогичной схеме определяем доверительные интервалы для других строчек матрицы экспериментов. В таблице 1П.6 приведены результаты выполняемых расчётов.

Точность экспериментального определения температуры Θ_2 в детали

N	Θ_2	t	σ	δ
1	409,33	3,18	4,71	5,54
2	287,33	3,18	7,95	9,35
3	461,67	3,18	5,02	5,90
4	333,67	3,18	6,18	7,27
5	344,00	3,18	10,46	12,31
6	251,00	3,18	13,66	16,06
7	234,67	3,18	6,87	8,08
8	167,00	3,18	12,43	14,62
9	256,67	3,18	8,73	10,26
10	138,00	3,18	2,12	2,49
11	154,00	3,18	4,24	4,99
12	79,33	3,18	3,19	3,75
13	231,33	3,18	13,37	15,72
14	142,33	3,18	5,21	6,13
15	87,33	3,18	10,64	12,51
16	52,33	3,18	1,47	1,73

**План проведения экспериментов и обработка результатов
экспериментального исследования износа режущего инструмента при
высокоскоростном торцевом фрезеровании титановых сплавов**

Экспериментальные исследования температуры включали проведение несколько серий экспериментов и по формуле ПФЭ 2⁴.

План матрицы экспериментов включал параметры: $a, S, V, K = \frac{D}{B}$.

Ширина образца была постоянной и равной $B = 50$ мм.

1. Основные факторы (параметры процесса резания) имели значения:

- скорость резания $V = 50 - 100$ м/мин
- продольная подача $S = 0,1 - 0,4$ мм/об
- глубина резания $t = 0,4 - 1$ мм
- соотношение между диаметром торцевой фрезы и шириной

обрабатываемой поверхности $K = \frac{D}{B} = 1 - 5$

- время обработки $\tau = 5$ мин

Фреза выставлялась симметрично центра обрабатываемой детали.

2. Представляем параметры режимов высокоскоростного торцевого фрезерования.

При обработке результатов измерения действительные значения параметров обработки заменялись кодировочными значениями. Действительный параметр скорости резания V был представлен кодировочным значением Z_1 . Максимальное значение скорости резания обозначалось знаком (+), а минимальное – знаком (-). Связь между закодированными и действительными значениями параметров выражалась зависимостью:

$$Z_1 = \frac{\lg V_i - \lg V_{cp}}{\lg V_{cp} - \lg V_{min}}$$

V_{cp} – среднее значение исследуемого параметра;

V_{\min} – минимальное значение параметра;

V_i – текущее (переменное) значение параметра.

Обозначим:

Z_2 – закодированное значение подачи S ;

Z_3 – закодированное значение глубины резани t ;

Z_4 – закодированное значение соотношения между диаметром торцевой фрезы и шириной обрабатываемой поверхности K .

Попутное фрезерование

Данные измерения износа h_3 при попутном фрезеровании приведены в таблице 2П.1.

Таблица 2П.1

Экспериментальные значения износа h_3

Z_1	Z_2	Z_3	Z_4	№ наблюдения		
				1	2	3
-	-	-	-	1,687	1,724	1,884
+	-	-	-	0,143	0,151	0,135
-	+	-	-	2,032	1,958	2,052
+	+	-	-	2,784	2,135	2,620
-	-	+	-	0,125	0,134	0,104
+	-	+	-	1,648	1,957	1,921
-	+	+	-	0,112	0,104	0,063
+	+	+	-	2,870	3,214	2,988
-	-	-	+	0,012	0,021	0,015
+	-	-	+	0,038	0,027	0,031
-	+	-	+	0,027	0,031	0,014
+	+	-	+	1,457	1,785	1,849
-	-	+	+	0,019	0,011	0,015
+	-	+	+	0,127	0,102	0,113
-	+	+	+	0,077	0,094	0,087
+	+	+	+	2,647	2,387	2,559

3. Аппроксимация результатов экспериментов

Обработка результатов измерения производилась по методике, изложенной в работах [35, 97].

Предварительно таблица 2П.1 была преобразована в рабочую, где вместо значений износа фигурировали их логарифмы. Это сделано с целью получения линейной модели зависимости вида:

$$h_3 = C_{\Theta} V^a S^{b_1} g K^j$$

Таблица 2П.2

Рабочая таблица значений логарифмов значения износа h_3

Z ₁	Z ₂	Z ₃	Z ₄	№ наблюдения		
				1	2	3
-	-	-	-	0,23	0,24	0,28
+	-	-	-	-0,84	-0,82	-0,87
-	+	-	-	0,31	0,29	0,31
+	+	-	-	0,44	0,33	0,42
-	-	+	-	-0,90	-0,87	-0,98
+	-	+	-	0,22	0,29	0,28
-	+	+	-	-0,95	-0,98	-1,20
+	+	+	-	0,46	0,51	0,48
-	-	-	+	-1,92	-1,68	-1,82
+	-	-	+	-1,42	-1,57	-1,51
-	+	-	+	-1,57	-1,51	-1,85
+	+	-	+	0,16	0,25	0,27
-	-	+	+	-1,72	-1,96	-1,82
+	-	+	+	-0,90	-0,99	-0,95
-	+	+	+	-1,11	-1,03	-1,06
+	+	+	+	0,42	0,38	0,41

Основные этапы расчёта:

4. Определение коэффициентов уравнения регрессии вида:

$$Y = b_0 + b_1 Z_1 + b_2 Z_2 + b_3 Z_3 + b_4 Z_4 + b_5 Z_1 Z_2 + b_6 Z_1 Z_3 + b_7 Z_1 Z_4 + b_8 Z_2 Z_3 + b_9 Z_2 Z_4 + b_{10} Z_3 Z_4 + b_{11} Z_1 Z_2 Z_3 + b_{12} Z_1 Z_2 Z_4 + b_{13} Z_1 Z_3 Z_4 + b_{14} Z_2 Z_3 Z_4 + b_{15} Z_1 Z_2 Z_3 Z_4$$

5. Исследование значимости коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента.
6. Проверка полученной модели на адекватность исходной зависимости.
7. Переход от закодированных значений параметров к их действительным значениям.
8. Переход от линейной модели к степенной зависимости.

Определим зависимость значения температуры Θ_2 от исследуемых факторов по приведённой выше методике.

2. Определение коэффициентов регрессии:

Коэффициенты линейного уравнения определяем по формуле:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} \bar{Y}_u}{N} \quad i = 0, 1, 2, \dots, n$$

где Z_{iu} - номер столбца в плане матрицы; \bar{Y}_u - среднее арифметическое по m опытам в точке с номером; N – общее число различных точек в плане матрицы.

Оценку эффекта двойного межфакторного взаимодействия определяем по формуле:

$$b_{ij} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} Z_{ju} \bar{Y}_u}{N} \quad \begin{array}{l} i = 1, 2, \dots, n \\ j = 1, 2, \dots, n \quad i \neq j \end{array}$$

Коэффициент тройного межфакторного взаимодействия рассчитываем по формуле:

$$b_{123} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} \bar{Y}_u}{N}$$

Коэффициент межфакторного взаимодействия b_{1234} рассчитываем по формуле:

$$b_{1234} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} Z_{4u} \bar{Y}_u}{N}$$

Найденные коэффициенты имеют значения (табл. 2П.3):

Коэффициенты линейного уравнения

Коэффициент	Значение	Коэффициент	Значение
b0	-0,58000	b8	-0,03368
b1	0,39000	b9	0,16250
b2	0,33750	b10	0,16250
b3	-0,00250	b11	-0,11500
b4	-0,44000	b12	0,03750
b5	0,23000	b13	-0,22000
b6	0,24250	b14	0,08750
b7	0,17750	b15	-0,00750

Построчная оценка воспроизводимости единичного результата

$$S^2(Y_{uk}) = \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{m_u - 1}$$

$$S^2_1 = 0,00133402$$

$$S^2_2 = 0,00125490$$

$$S^2_3 = 0,00027811$$

$$S^2_4 = 0,00731494$$

$$S^2_5 = 0,00646961$$

$$S^2_6 = 0,00340420$$

$$S^2_7 = 0,03702412$$

$$S^2_8 = 0,00124203$$

$$S^2_9 = 0,02995619$$

$$S^2_{10} = 0,01115098$$

$$S^2_{11} = 0,06808990$$

$$S^2_{12} = 0,00626018$$

$$S^2_{13} = 0,02840429$$

$$S^2_{14} = 0,00460862$$

$$S^2_{15} = 0,00384368$$

$$S^2_{16} = 0,00107339$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости
единичного результата

$$S^2(\bar{Y}_k) = \frac{\sum_{u=1}^N \sum_{k=1}^m (Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{N(m-1)}$$

$$S^2(\bar{Y}_k) = 0,00661591$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости среднего
значения выхода в каждой строке

$$S^2(\bar{Y}) = \frac{S^2(Y_k)}{m}$$

$$S^2(\bar{Y}) = 0,211709$$

Оценка дисперсии коэффициента регрессии

$$S^2(b_i) = \frac{S^2(\bar{Y})}{N}$$

$$S^2(b_i) = 2,21 \times 10^{-3}$$

$$S(b_i) = 0,046960659$$

3. Исследование значимости коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента

Табличное значение критерия Стьюдента $t(0.95, 32) = 2,04$

Критерий Стьюдента для каждого коэффициента находим по формуле:

$$t_i = \frac{b_i}{S(b_i)}$$

Критерии Стьюдента для каждого коэффициента приведены в таблице
2П.4.

Таблица 2.П.4

Таблица значений критериев Стьюдента для каждого коэффициента

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_0	-12,35076369	значимый
t_1	8,304823862	значимый
t_2	7,18687	значимый
t_3	-0,05324	не значимый

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_4	-9,36954	значимый
t_5	4,89772	значимый
t_6	5,16390	значимый
t_7	3,77976	значимый
t_8	-0,71709	не значимый
t_9	3,46034	значимый
t_{10}	3,46034	значимый
t_{11}	-2,44886	значимый
t_{12}	0,79854	не значимый
t_{13}	-4,68477	значимый
t_{14}	1,86326	не значимый
t_{15}	-0,15971	не значимый

Число значимых коэффициентов принимаем $M = 11$

Значение коэффициенты:

$$b = -0,58000;$$

$$b_1 = 0,39000;$$

$$b_2 = 0,33750;$$

$$b_4 = -0,44000;$$

$$b_{12} = 0,23000;$$

$$b_{13} = 0,24250;$$

$$b_{14} = 0,17750;$$

$$b_{24} = 0,16250;$$

$$b_{34} = 0,16250;$$

$$b_{123} = -0,11500;$$

$$b_{134} = -0,22000$$

Уравнение регрессии:

$$Y = -0,58 + 0,39Z_1 + 0,34Z_2 - 0,44Z_4 + 0,23Z_1Z_2 + 0,243Z_1Z_3 + 0,178Z_1Z_4 + 0,163Z_2Z_4 + 0,163Z_3Z_4 - 0,115Z_1Z_2Z_3 - 0,22Z_1Z_3Z_4$$

4. Проверка полученной модели на адекватность исходной зависимости

$$S_{ad}^2 = \sum_{u=1}^N \frac{(\hat{Y}_u - \bar{Y}_u)^2}{N - N'}$$

где N' – число значащих коэффициентов

$$S_{ad}^2 = 0,13198421$$

Расчётное значение критерия Фишера

$$F_p = \frac{S_{ad}^2}{S^2(\bar{Y})}$$

$$F_p = 0,62$$

Для проверки гипотезы неадекватности модели задаётся уровень значимости $q = 5\%$ и определяется число степеней свободы f_1 и f_2 по формулам:

$$f_1 = N - N'$$

$$f_2 = N(m-1)$$

Табличное значение критерия Фишера $F_{\text{табл}} = 2,14$.

Так как расчётное значение критерия F_p меньше значения $F_{\text{табл}}$, то гипотеза адекватности модели принимается.

Модель адекватна

5 Выражаем закодированные значения параметров через их действительные значения с учётом их размерности.

Для скорости резания V имеем:

$$Z_1 = \frac{\lg V - \lg V_{cp}}{\lg V_{cp} - \lg V_{min}}; \quad \lg V_{cp} = \frac{\lg V_{max} + \lg V_{min}}{2}$$

Для продольной подачи стола S имеем:

$$Z_2 = \frac{\lg S - \lg S_{cp}}{\lg S_{cp} - \lg S_{min}}; \quad \lg S_{cp} = \frac{\lg S_{max} + \lg S_{min}}{2}$$

Для глубины резания t имеем:

$$Z_3 = \frac{\lg t - \lg t_{cp}}{\lg t_{cp} - \lg t_{min}}; \quad \lg t_{cp} = \frac{\lg t_{max} + \lg t_{min}}{2}$$

Для коэффициента K имеем:

$$Z_4 = \frac{\lg K - \lg K_{cp}}{\lg K_{cp} - \lg K_{min}}; \quad \lg K_{cp} = \frac{\lg K_{max} + \lg K_{min}}{2}$$

Зависимость износа h_3 в степенном виде:

$$h_3 = 0,873 \times 10^{-13} \times V^{6,66} \times S^{-4,92} \times t^{-34,59} \times K^{3,09} \times [t^{72,14}]^{\lg K} \times [t^{23,51} \times K^{2,72}]^{\lg S} \times [S^{2,53} \times t^{17,59} \times K^{-1,4}]^{\lg V} \times [(S^{-12,71} \times K^{-36,79})^{\lg V}]^{\lg t} \times \tau$$

Встречное фрезерование

Данные измерения износа h_3 при встречном фрезеровании приведены в таблице 2П.5.

Таблица 2П.5

Экспериментальные значения износа h_3

Z ₁	Z ₂	Z ₃	Z ₄	№ наблюдения		
				1	2	3
-	-	-	-	2,731	2,735	2,478
+	-	-	-	0,310	0,287	0,303
-	+	-	-	3,055	3,034	3,034
+	+	-	-	6,024	6,035	5,809
-	-	+	-	0,187	0,166	0,184
+	-	+	-	3,921	3,853	3,830
-	+	+	-	0,135	0,152	0,133
+	+	+	-	7,125	6,895	6,935
-	-	-	+	0,025	0,031	0,016
+	-	-	+	0,057	0,074	0,076
-	+	-	+	0,032	0,043	0,036
+	+	-	+	4,058	3,875	3,929
-	-	+	+	0,028	0,018	0,023
+	-	+	+	0,248	0,256	0,237
-	+	+	+	0,132	0,121	0,134
+	+	+	+	6,180	6,137	5,983

3. Аппроксимация результатов экспериментов

Обработка результатов измерения производилась по методике, изложенной в работах [35, 97].

Предварительно таблица 2П.6 была преобразована в рабочую, где вместо значений износа фигурировали их логарифмы. Это сделано с целью получения линейной модели зависимости вида:

$$h_3 = C_{\ominus} V^a S^b t^g K^j$$

Таблица 2П.6

Рабочая таблица значений логарифмов значения износа h_3

Z ₁	Z ₂	Z ₃	Z ₄	№ наблюдения		
				1	2	3
-	-	-	-	0,44	0,44	0,39
+	-	-	-	-0,51	-0,54	-0,52
-	+	-	-	0,49	0,48	0,48
+	+	-	-	0,78	0,78	0,76
-	-	+	-	-0,73	-0,78	-0,74
+	-	+	-	0,59	0,59	0,58
-	+	+	-	-0,87	-0,82	-0,88
+	+	+	-	0,85	0,84	0,84
-	-	-	+	-1,60	-1,51	-1,80
+	-	-	+	-1,24	-1,13	-1,12
-	+	-	+	-1,49	-1,37	-1,44
+	+	-	+	0,61	0,59	0,59
-	-	+	+	-1,55	-1,74	-1,64
+	-	+	+	-0,61	-0,59	-0,63
-	+	+	+	-0,88	-0,92	-0,87
+	+	+	+	0,79	0,79	0,78

Основные этапы расчёта:

1. Определение коэффициентов уравнения регрессии вида:

$$Y = b_0 + b_1 Z_1 + b_2 Z_2 + b_3 Z_3 + b_4 Z_4 + b_5 Z_1 Z_2 + b_6 Z_1 Z_3 + b_7 Z_1 Z_4 + b_8 Z_2 Z_3 + b_9 Z_2 Z_4 + b_{10} Z_3 Z_4 + b_{11} Z_1 Z_2 Z_3 + b_{12} Z_1 Z_2 Z_4 + b_{13} Z_1 Z_3 Z_4 + b_{14} Z_2 Z_3 Z_4 + b_{15} Z_1 Z_2 Z_3 Z_4$$

2. Исследование значимости коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента.

3. Проверка полученной модели на адекватность исходной зависимости.
4. Переход от закодированных значений параметров к их действительным значениям.
5. Переход от линейной модели к степенной зависимости.

Определим зависимость значения температуры Θ_2 от исследуемых факторов по приведённой выше методике.

6. Определение коэффициентов регрессии:

Коэффициенты линейного уравнения определяем по формуле:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} \bar{Y}_u}{N} \quad i = 0, 1, 2, \dots, n$$

где Z_{iu} - номер столбца в плане матрицы; \bar{Y}_u - среднее арифметическое по m опытам в точке с номером; N – общее число различных точек в плане матрицы.

Оценку эффекта двойного межфакторного взаимодействия определяем по формуле:

$$b_{ij} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{iu} Z_{ju} \bar{Y}_u}{N} \quad \begin{matrix} i=1, 2, \dots, n \\ j=1, 2, \dots, n \quad i \neq j \end{matrix}$$

Коэффициент тройного межфакторного взаимодействия рассчитываем по формуле:

$$b_{123} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} \bar{Y}_u}{N}$$

Коэффициент межфакторного взаимодействия b_{1234} рассчитываем по формуле:

$$b_{1234} = \frac{\sum_{u=1}^N Z_{1u} Z_{2u} Z_{3u} Z_{4u} \bar{Y}_u}{N}$$

Найденные коэффициенты имеют значения (табл. 2П.7):

Таблица 2П.7

Коэффициенты линейного уравнения

Коэффициент	Значение	Коэффициент	Значение
b_0	-0,31375	b_8	-0,09860

Коэффициент	Значение	Коэффициент	Значение
b1	0,47625	b9	0,16375
b2	0,35125	b10	0,16250
b3	-0,00250	b11	-0,11250
b4	-0,43625	b12	0,03875
b5	0,23625	b13	-0,21750
b6	0,24250	b14	0,08750
b7	0,17875	b15	-0,00250

Построчная оценка воспроизводимости единичного результата

$$S^2(Y_{uk}) = \sum_{k=1}^m \frac{(Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{m_u - 1}$$

$$S^2_1 = 0,00122469$$

$$S^2_2 = 0,00062038$$

$$S^2_3 = 0,00003324$$

$$S^2_4 = 0,00024651$$

$$S^2_5 = 0,00159015$$

$$S^2_6 = 0,00007544$$

$$S^2_7 = 0,00208451$$

$$S^2_8 = 0,00016670$$

$$S^2_9 = 0,04299392$$

$$S^2_{10} = 0,00959728$$

$$S^2_{11} = 0,00841981$$

$$S^2_{12} = 0,00023934$$

$$S^2_{13} = 0,01855052$$

$$S^2_{14} = 0,00058513$$

$$S^2_{15} = 0,00114502$$

$$S^2_{16} = 0,00017627$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости единичного результата

$$S^2(\bar{Y}_k) = \frac{\sum_{u=1}^N \sum_{k=1}^m (Y_{uk} - \bar{Y}_u)^2}{N(m-1)}$$

$$S^2(\bar{Y}_k) = 0,00274215$$

Средняя для всего эксперимента дисперсия воспроизводимости среднего значения выхода в каждой строке

$$S^2(\bar{Y}) = \frac{S^2(Y_k)}{m}$$

$$S^2(\bar{Y}) = 0,087749$$

Оценка дисперсии коэффициента регрессии

$$S^2(b_i) = \frac{S^2(\bar{Y})}{N}$$

$$S^2(b_i) = 9,14 \times 10^{-4}$$

$$S(b_i) = 0,030233278$$

3. Исследование значимости коэффициентов регрессии по критерию Стьюдента

Табличное значение критерия Стьюдента $t(0.95, 32) = 2,04$

Критерий Стьюдента для каждого коэффициента находим по формуле:

$$t_i = \frac{b_i}{S(b_i)}$$

Критерии Стьюдента для каждого коэффициента приведены в таблице 2П.8.

Таблица 2.П.8

Таблица значений критериев Стьюдента для каждого коэффициента

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t_0	-10,3776375	значимый
t_1	15,75250952	значимый
t_2	11,61799	значимый
t_3	-0,08269	не значимый
t_4	-14,42946	значимый
t_5	7,81424	значимый
t_6	8,02096	значимый

Критерий Стьюдента	Значение критерия Стьюдента	Значимость коэффициента
t ₇	5,91236	значимый
t ₈	-3,26131	значимый
t ₉	5,41622	значимый
t ₁₀	5,37487	значимый
t ₁₁	-3,72107	значимый
t ₁₂	1,28170	не значимый
t ₁₃	-7,19406	значимый
t ₁₄	2,89416	значимый
t ₁₅	-0,08269	не значимый

Число значимых коэффициентов принимаем $M = 13$

Значащие коэффициенты:

$$b = -0,31375;$$

$$b_1 = 0,47625;$$

$$b_2 = 0,35125;$$

$$b_4 = -0,43625;$$

$$b_{12} = 0,23625;$$

$$b_{13} = 0,24250;$$

$$b_{14} = 0,17875;$$

$$b_{23} = -0,09860;$$

$$b_{24} = 0,16375;$$

$$b_{34} = 0,16250;$$

$$b_{123} = -0,11250;$$

$$b_{134} = -0,21750;$$

$$b_{234} = 0,08750;$$

Уравнение регрессии:

$$Y = -0,31 + 0,48Z_1 + 0,35Z_2 - 0,44Z_4 + 0,24Z_1Z_2 + 0,24Z_1Z_3 + 0,18Z_1Z_4 - 0,1Z_2Z_3 + 0,16Z_2Z_4 + 0,16Z_3Z_4 - 0,11Z_1Z_2Z_3 - 0,22Z_1Z_3Z_4 + 0,09Z_2Z_3Z_4$$

Проверка полученной модели на адекватность исходной зависимости

$$S_{\text{ав}}^2 = \sum_{u=1}^N \frac{(\hat{Y}_u - \bar{Y}_u)^2}{N - N'}$$

где N' – число значащих коэффициентов

$$S_{\text{ав}}^2 = 0,12167504$$

Расчётное значение критерия Фишера

$$F_p = \frac{S_{\text{ав}}^2}{S^2(\bar{Y})}$$

$$F_p = 1,39$$

Для проверки гипотезы неадекватности модели задаётся уровень значимости $q = 5\%$ и определяется число степеней свободы f_1 и f_2 по формулам:

$$f_1 = N - N'$$

$$f_2 = N(m - 1)$$

Табличное значение критерия Фишера $F_{\text{табл}} = 2,14$.

Так как расчётное значение критерия F_p меньше значения $F_{\text{табл}}$, то гипотеза адекватности модели принимается.

Модель адекватна

5 Выражаем закодированные значения параметров через их действительные значения с учётом их размерности.

Для скорости резания V имеем:

$$Z_1 = \frac{\lg V - \lg V_{\text{cp}}}{\lg V_{\text{cp}} - \lg V_{\text{min}}}; \quad \lg V_{\text{cp}} = \frac{\lg V_{\text{max}} + \lg V_{\text{min}}}{2}$$

Для продольной подачи стола S имеем:

$$Z_2 = \frac{\lg S - \lg S_{\text{cp}}}{\lg S_{\text{cp}} - \lg S_{\text{min}}}; \quad \lg S_{\text{cp}} = \frac{\lg S_{\text{max}} + \lg S_{\text{min}}}{2}$$

Для глубины резания t имеем:

$$Z_3 = \frac{\lg t - \lg t_{\text{cp}}}{\lg t_{\text{cp}} - \lg t_{\text{min}}}; \quad \lg t_{\text{cp}} = \frac{\lg t_{\text{max}} + \lg t_{\text{min}}}{2}$$

Для коэффициента K имеем:

$$Z_4 = \frac{\lg K - \lg K_{\text{cp}}}{\lg K_{\text{cp}} - \lg K_{\text{min}}}; \quad \lg K_{\text{cp}} = \frac{\lg K_{\text{max}} + \lg K_{\text{min}}}{2}$$

Зависимость износа h_3 в степенном виде:

$$h_3 = 9,55 \times 10^{-15} \times V^{7,3} \times S^{-6,27} \times t^{-38,3} \times K^{3,97} \times [t^{76,68}]^{\lg K} \times [t^{17,76} \times K^{4,21}]^{\lg S} \times$$

$$\times [S^{2,71} \times t^{17,58} \times K^{-1,3}]^{\lg V} \times [(S^{7,38})^{\lg K} \times (V^{-36,46})^{\lg K} \times (V^{-12,49})^{\lg S}]^{\lg t} \times \tau$$

$$h_3 = 9,55 \times 10^{-15} \times V^{(7,3-36,46 \cdot \lg K - 12,49 \cdot \lg S \cdot \lg t)} \times S^{(-6,27+2,71 \cdot \lg V + 7,38 \cdot \lg K \cdot \lg t)} \times$$

$$\times t^{(-38,3+76,68 \cdot \lg K + 17,76 \cdot \lg S + 17,58 \cdot \lg V)} \times K^{(3,97+4,21 \cdot \lg S - 1,3 \cdot \lg V)} \times \tau$$

Оценка точности полученных результатов

Попутное фрезерование

Погрешность измерения имеет систематическую и случайную составляющие.

Систематическая составляющая включает:

1. Погрешность метода измерения.
2. Погрешность измерительного прибора (инструментальная погрешность).
3. Погрешность при считывании результатов измерения.

Погрешность принятого косвенного метода измерения δ_m возникает при задании плотности материала ρ с заданной степенью точности.

Погрешность измерительного прибора $\delta_{пр}$ определялась ценой одного деления.

$\delta_{пр}$ (видеоизмерительная машина TESA-VISIO 300 DCC PCC MIS) = 0,1 мкм.

Оценку случайной составляющей измерения значения износа h_3 произведём по методике, изложенной в работе [42]. Для этого определим:

1. Среднее значение износа h_3 (эмпирическое математическое ожидание).
2. Среднеквадратичное отклонение (эмпирическая дисперсия) в пределах каждой серии экспериментов.
3. Доверительный интервал математического ожидания (значение для износа h_3).

Среднее значение для износа h_3 определялось для нескольких измерений при обработке образца с одинаковыми режимами резания. В наших исследованиях количество измерений принято $n = 3$.

$$h_3 = \frac{\sum_{i=1}^n h_{3i}}{n}$$

Дисперсия (среднеквадратичное отклонение) определялось из соотношения:

$$\sigma = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^n (h_{3i} - h_3)^2}}{n-1}$$

Доверительный интервал (диапазон изменения параметра h_3 с надёжностью j и точностью s) определялся из выражения:

$$h_3 - \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t; \quad h_3 + \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t;$$

где t – значение аргумента интегральной функции нормального распределения, $\Phi(t)$

$$\Phi(t) = 1j/2$$

Оценим полученные значения h_3 с надёжностью $j = 95\%$

Так для первой строки таблицы 2.П.9 имеем:

4. Среднее значение h_3

$$h_3 = 1,77$$

5. Среднеквадратичное отклонение (дисперсия) составляет:

$$\sigma = 0,07$$

6. Для принятой надёжности результатов с вероятностью $j = 95\%$ и $n = 5$ находим в таблице распределения Стьюдента значение $t = 2,04$ [16].

7. Определяем точность оценки для математического ожидания для температуры Θ_2 :

$$\delta = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t = \frac{0,07}{1,732} \times 2,04 = 0,09$$

7. Определяем доверительный интервал Θ_2 для первой строки матрицы:

$$h_3 - \delta = 1,77 - 0,09$$

$$h_3 + \delta = 1,77 + 0,09$$

По аналогичной схеме определяем доверительные интервалы для других строчек матрицы экспериментов. В таблице 2.П.9 приведены результаты выполняемых расчётов.

Таблица 2.П.9

Точность экспериментального определения износа h_z

N	h	t	σ	δ
1	1,77	3,18	0,07	0,09
2	0,14	3,18	0,01	0,01
3	2,01	3,18	0,04	0,04
4	2,51	3,18	0,24	0,28
5	0,12	3,18	0,01	0,01
6	1,84	3,18	0,12	0,14
7	0,09	3,18	0,02	0,02
8	3,02	3,18	0,12	0,15
9	0,02	3,18	0,00	0,00
10	0,03	3,18	0,00	0,00
11	0,02	3,18	0,01	0,01
12	1,70	3,18	0,15	0,17
13	0,02	3,18	0,00	0,00
14	0,11	3,18	0,01	0,01
15	0,09	3,18	0,01	0,01
16	2,53	3,18	0,09	0,11

Встречное фрезерование

Так для первой строки таблицы 2.П.10 имеем:

4. Среднее значение h_z

$$h_z = 2,65$$

5. Среднеквадратичное отклонение (дисперсия) составляет:

$$\sigma = 0,1$$

6. Для принятой надёжности результатов с вероятностью $j = 95\%$ и $n = 5$ находим в таблице распределения Стьюдента значение $t = 2,04$ [16].

7. Определяем точность оценки для математического ожидания для температуры Θ_2 :

$$\delta = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \times t = \frac{0,1}{1,732} \times 2,04 = 0,12$$

8. Определяем доверительный интервал Θ_2 для первой строки матрицы:

$$h_1 - \delta = 2,65 - 0,12$$

$$h_1 + \delta = 2,65 + 0,12$$

По аналогичной схеме определяем доверительные интервалы для других строчек матрицы экспериментов. В таблице 2.П.10 приведены результаты выполняемых расчётов.

Таблица 2.П.10

Точность экспериментального определения износа h_z

N	h	t	σ	δ
1	2,65	2,04	0,10	0,12
2	0,30	2,04	0,01	0,01
3	3,04	2,04	0,01	0,01
4	5,96	2,04	0,09	0,11
5	0,18	2,04	0,01	0,01
6	3,87	2,04	0,03	0,04
7	0,14	2,04	0,01	0,01
8	6,99	2,04	0,09	0,10
9	0,02	2,04	0,01	0,01
10	0,07	2,04	0,01	0,01
11	0,04	2,04	0,00	0,00
12	3,95	2,04	0,07	0,08
13	0,02	2,04	0,00	0,00
14	0,25	2,04	0,01	0,01
15	0,13	2,04	0,00	0,01
16	6,10	2,04	0,07	0,09

Расчёт в программе "Mathematica 4" глубины лунки износа на передней поверхности инструмента при диффузионном износе режущего инструмента

```
in[1]:= Solve[ ((hдрф) / 2 + (((lo ^ 2) / (8 * hдрф))) ^ 2) * a - ((lo ^ 2) / (8 * hдрф) - hдрф) * lo / 2) * rинс == (2 / sqrt(pi)) * T * ((Do * e ^ (-O / (R * theta))) ^ (1 / 2)) * (1kl ^ (1 / 2)) * (V ^ (1 / 2)) * (K ^ (-1 / 2)) * c1 * rho, hдрф]
```

$$\text{Out[1]} = \left\{ h_{\text{дрф}} \rightarrow -\frac{8 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} \sqrt{1kl} T \sqrt{V} \rho}}{3 \left(-\sqrt{K} \sqrt{\pi} r_{\text{инс}} - 2 \sqrt{K} lo \sqrt{\pi} r_{\text{инс}} \right)} + \left(8 2^{1/3} e^{-\frac{O}{R\theta}} \left(256 c_1^2 D_0 1kl T^2 V \rho^2 + 3 e^{\frac{O}{R\theta}} K lo^2 \pi r_{\text{инс}}^2 + 6 e^{\frac{O}{R\theta}} K lo^4 \pi r_{\text{инс}}^2 \right) \right)^{1/3} / \right. \\
 \left. \left(3 \left(\sqrt{K} \sqrt{\pi} r_{\text{инс}} + 2 \sqrt{K} lo \sqrt{\pi} r_{\text{инс}} \right) \left(33554432 c_1^2 D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} 1kl^{3/2} T^2 V^{3/2} \rho^2} + 589824 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^2 \pi T \sqrt{V} \rho} r_{\text{инс}}^2 + \right. \right. \right. \\
 \left. \left. 1179648 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^4 \pi T \sqrt{V} \rho} r_{\text{инс}}^2 - 27648 K^{2/2} lo^4 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^5 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^6 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 + \right. \right. \\
 \left. \left. \sqrt{\left(-67108864 e^{-\frac{2O}{R\theta}} \left(256 c_1^2 D_0 1kl T^2 V \rho^2 + 3 e^{\frac{O}{R\theta}} K lo^2 \pi r_{\text{инс}}^2 + 6 e^{\frac{O}{R\theta}} K lo^4 \pi r_{\text{инс}}^2 \right) \right)^2} + \left(33554432 c_1^2 D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} 1kl^{3/2} T^2 V^{3/2} \rho^2} + 589824 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^2} \right. \right. \right. \\
 \left. \left. \left. \pi T \sqrt{V} \rho r_{\text{инс}}^2 + 1179648 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^4 \pi T \sqrt{V} \rho} r_{\text{инс}}^2 - 27648 K^{2/2} lo^4 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^5 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^6 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 \right)^2 \right)^{1/3} \right)^{1/3} \right) + \\
 \frac{1}{96 2^{1/3} \left(\sqrt{K} \sqrt{\pi} r_{\text{инс}} + 2 \sqrt{K} lo \sqrt{\pi} r_{\text{инс}} \right)} \left(\left(33554432 c_1^2 D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} 1kl^{3/2} T^2 V^{3/2} \rho^2} + 589824 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^2 \pi T \sqrt{V} \rho} r_{\text{инс}}^2 + \right. \right. \right. \\
 \left. \left. 1179648 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^4 \pi T \sqrt{V} \rho} r_{\text{инс}}^2 - 27648 K^{2/2} lo^4 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^5 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^6 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 + \right. \right. \\
 \left. \left. \sqrt{\left(-67108864 e^{-\frac{2O}{R\theta}} \left(256 c_1^2 D_0 1kl T^2 V \rho^2 + 3 e^{\frac{O}{R\theta}} K lo^2 \pi r_{\text{инс}}^2 + 6 e^{\frac{O}{R\theta}} K lo^4 \pi r_{\text{инс}}^2 \right) \right)^2} + \left(33554432 c_1^2 D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} 1kl^{3/2} T^2 V^{3/2} \rho^2} + 589824 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^2} \right. \right. \right. \\
 \left. \left. \left. \pi T \sqrt{V} \rho r_{\text{инс}}^2 + 1179648 c_1 \sqrt{D_0 e^{-\frac{O}{R\theta}} K \sqrt{1kl} lo^4 \pi T \sqrt{V} \rho} r_{\text{инс}}^2 - 27648 K^{2/2} lo^4 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^5 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 - 110592 K^{2/2} lo^6 \pi^{3/2} \alpha r_{\text{инс}}^3 \right)^2 \right)^{1/3} \right)^{1/3} \right) \}$$

Поиск оптимального решения

Временное сопротивление σ_b , МПа	900
Главный угол в плане φ	45
Вспомогательный угол в плане φ_1	45
Диаметр фрезы D_f , мм	250
Число зубьев z	24
Ширина реза B , мм	40
Скорость резания V , м/мин	73
Подача на оборот S , мм/об	4,8
Глубина резания t , мм	0,5
Период стойкости T , мин	15

Целевая функция

$n \cdot S \rightarrow \max$

V	S	t	K
35	2,00	0,5	1

Ограничения, обусловленные требованиями к качеству детали

1. От действия высоких температур не должно происходить структурных изменений в поверхностном слое обработанной детали.

θ_2 теор

< 600

2. Шероховатость поверхности, соответствующая чистовым методам обработки должна составлять $Ra = 0,63 \dots 1,25$ мкм.

< 1,25

Ограничения по стойкости инструмента

3. Параметры подачи не должны выходить за значения, рекомендованные производителем

S_{min} 0,1 мм/зуб

S_{max} 0,21 мм/зуб

0,1 ≤ ≤ 0,21

4. Стойкость лезвийного инструмента должна соответствовать линейному износу задней поверхности не более 0,3 мм ($l_b \leq 0,3$)

< 0,3

5. Коэффициенты запаса пластической прочности соответственно для передней η_{T1} и задней η_{T2} поверхностей должны удовлетворять условию $\eta_{Ti} > 1$.

η_{T1} > 1

η_{T2} > 1

6. Допустимое значение коэффициента K_T , влияющего на абразивное изнашивание, для передней и задней поверхностей $K_T > 0,7$.

K_{T1} > 0,7

K_{T2} > 0,7

Ограничения по технологическим характеристикам оборудования

7. Значение продольной подачи станка не должно выходить из диапазона подач станка

S_{max} 20 мм/мин
 S_{min} 1400 мм/мин

S 446 мм/мин

8. Значение чисел оборотов должно находиться в пределах паспортных данных станка

n_{max} 3500 об/мин
 n_{min} 20 об/мин

n 93 об/мин

ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

1. Методика расчета экономической эффективности высокоскоростного торцевого фрезерования закаленных сталей

Данные затрат высокоскоростного торцевого фрезерования титановых сплавов по сравнению с традиционным методом торцевого фрезерования плоскостей при обработке детали “Ограничитель” 4000-S-5010A/B.01.01.002.

Сравнительные данные экономической эффективности вычислялись с помощью соизмерения текущих (эксплуатационных) и единовременных (капитальных) затрат.

Считаем, что показателем сравнительной экономической эффективности является минимум приведенных затрат на одну деталь.

Расчет производился на основе системы коэффициентов затрат по методике, которая широко применяется в машиностроении для укрупнённого расчета часовых приведенных затрат работы оборудования и себестоимости изготовления одной детали. Данная методика изложена в работах [23, 33].

Приведенные затраты на одну деталь рассчитываются по формуле:

$$C_0 = \frac{T_{шт.к} \cdot C_{пз}}{60},$$

где $C_{пз}$ – часовые приведенные затраты работы технологического оборудования, руб/ч; $T_{шт.к}$ – штучно-калькуляционное время на операцию, мин.

Часовые приведенные затраты работы технологического оборудования определим по формуле:

$$C_{пз} = C_3 + C_{чз} + E(K_{ст} + K_{зл}),$$

где C_3 – основная и дополнительная зарплата с начислениями, руб/ч;

$C_{чз}$ – часовые затраты на эксплуатацию рабочего места, руб/ч;

E – нормативный коэффициент экономической эффективности капитальных вложений, Для предприятий машиностроения принимаем $E = 0,15$;

$K_{СТ}$ – удельные часовые капитальные вложения в станок, руб/ч;

$K_{зд}$ – удельные часовые капитальные вложения в здание, руб/ч.

Основная и дополнительная зарплата $C_{ПЗ}$ определяются по формуле:

$$C_3 = \frac{\varepsilon \cdot C_{ТФ} \cdot K}{M},$$

где $C_{ТФ}$ – тарифная ставка станочника, находящегося на сдельном окладе;

ε - коэффициент $\varepsilon = 1,53$;

K – коэффициент, учитывающий з/п налчника (принимаем $K = 1$, т .к. в нашем примере имеет место серийное производство);

M – число станков, обслуживаемых одним рабочим ($M = 1$).

Часовые эксплуатационные затраты рабочего места включают затраты на энергообеспечение, расходы СОЖ, технологическую и инструментальную оснастку, проведение ремонтных работ и др. Общая формула имеет вид:

$$C_{чз} = C_6 K_M,$$

где C_6 – часовые эксплуатационные затраты базового рабочего места;

K_M – коэффициент, учитывающий степень сложности данного оборудования по сравнению с базовым.

Машино-коэффициент сложности технологического оборудования определяется по таблицам [32,33] или рассчитывается по формулам в зависимости от вида оборудования. Для универсального и автоматизированного оборудования расчётная формула имеет вид:

$$K_M = \left(\frac{3Ц}{1000} + 0,64 \cdot M_y + 0,78 \cdot P_M + 0,4 \cdot P_э + И \right) \cdot \frac{1}{21,8}$$

Где $Ц$ – стоимость оборудования;

M_y – установленная мощность электрических агрегатов;

P_M – ремонтная сложность механической части установки (оборудования);

$P_э$ – ремонтная сложность электрической части установки;

$И$ – затраты на возмещение износа режущего инструмента.

Эксплуатационные затраты на режущий инструмент включают в себя затраты на замену режущих пластин (при выработке ею своего ресурса), регулировку режущего инструмента на размер и др.

Капитальные вложения на станок определяются по формуле:

$$K_c = \frac{Ц_{ст}}{F_d \cdot \eta},$$

где $Ц_{ст}$ – текущая стоимость станка по балансу, руб;

F_d – действительный фонд рабочего времени одного станка в год, ч;

η – коэффициент загрузки в серийном производстве принимаем равным $\eta = 0,8$.

Капитальные вложения в производственное здание определяются по формуле:

$$K_з = \frac{7840 \cdot F}{F_d \cdot \eta},$$

где F – площадь, занимаемая станком, включая площадь проходов.

Рассмотрим структурные составляющие затрат для различных вариантов обработки на универсально-фрезерном станке Huron.

2. Расчет затрат на обработку

Традиционное торцевое фрезерование

Параметры обработки:

1. Обрабатываемая деталь поверхность – детали “Ограничитель” 4000-S-5010A/B.01.01.002 из ВТ8 с размерами:

длина обрабатываемого участка $L = 250$ мм, ширина обрабатываемого участка $B = 50$ мм.

2. Инструмент: торцевая фреза ГОСТ 8529-69 с вставками из твердого сплава ВК8 $D = 100$ мм, $z = 8$.

3. Обработка велась на следующих режимах:

скорость резания $V = 20$ м/мин,

минутная подача $S = 100$ мм/мин,

глубина резания $t = 0,5$ мм.

Режимы выбирались из условия $R_z \leq 6,3$ мкм.

4. Справочно-нормативные данные:

стоимость инструмента – 2600, руб;

стоимость станка – 1000000, руб;

производственная площадь, занимаемая станком – 6 м^2 ;

коэффициент ремонтной сложности станка – 1,9;

действительный годовой фонд времени работы станка – 2000, час;

часовая тарифная ставка станочника – 53 руб;

размер партии деталей – 100 шт.

Расчет затрат

1. Общие приведенные часовые затраты на обработку:

$$C_{\text{ПЗ}} = 64,03 + 45,7 + 0,15(625 + 29,4) = 207,89 \text{ руб.}$$

2. Время обработки детали:

$$T = 11,7 \text{ мин.}$$

3. Себестоимость изготовления одной детали:

$$C_0 = \frac{207,89 \cdot 11,7}{60} = 40,54 \text{ руб}$$

Высокоскоростное торцевое фрезерование

Параметры обработки:

1. Обрабатываемая деталь поверхность – детали “Ограничитель” 4000-S-5010A/B.01.01.002 из ВТ8 с размерами:

длина обрабатываемого участка $L = 250$ мм, ширина обрабатываемого участка $B = 50$ мм.

2. Инструмент: оригинальная торцевая фреза CoroMill 245 R245-250Q60-12H со вставками из твердого сплава R245-12 T3 K-MM $D = 250$ мм, $z = 24$.

3. Обработка велась на следующих режимах:

скорость резания $V = 70$ м/мин,

минутная подача $S = 600$ мм/мин,

глубина резания $t = 0,5$ мм.

Режимы выбирались из условия $R_z \leq 6,3$ мкм.

4. Справочно-нормативные данные:

стоимость оригинальной торцевой фрезы – 9000, руб;

стоимость станка – 1000000, руб;

производственная площадь, занимаемая станком – 6 м²;

коэффициент ремонтной сложности станка – 1,9;

действительный годовой фонд времени работы станка – 2000, час;

часовая тарифная ставка станочника – 53 руб;

размер партии деталей – 100 шт.

Расчет затрат

1. Общие приведенные часовые затраты на обработку:

$$C_{пз} = 81,09 + 45,7 + 0,15(625 + 29,4) = 224,95 \text{ руб.}$$

2. Время обработки детали:

$$T = 2,67 \text{ мин.}$$

3. Себестоимость изготовления одной детали:

$$C_0 = \frac{224,95 \cdot 2,67}{60} = 10,01 \text{ руб}$$

3. Сравнительный анализ вариантов расчета затрат на обработку и нахождение оптимального варианта

Расчёт затрат по варианту №1

(традиционное торцевое фрезерование)

1. Общие приведенные часовые затраты на обработку:

$$C_{пз} = 207,89 \text{ руб.}$$

2. Время обработки детали:

$$T = 11,7 \text{ мин.}$$

3. Себестоимость изготовления одной детали:

$$C_0 = 40,54 \text{ руб.}$$

Расчёт затрат по варианту №2
(высокоскоростная обработка)

1. Общие приведенные часовые затраты на обработку увеличиваются, так как вместо дешёвой отечественной фрезы используется дорогостоящая импортная:

$$C_{пз} = 224,95 \text{ руб.}$$

2. Время обработки детали намного меньше, чем в первом варианте, т.к. обработка идёт на высоких режимах:

$$T = 2,67 \text{ мин.}$$

3. Себестоимость изготовления одной детали:

$$C_0 = 10,01 \text{ руб.}$$

Из полученных выше расчётов стоимости изготовления детали методами традиционного торцевого фрезерования и высокоскоростного фрезерования можно сделать вывод, что ВСО является более экономичным методом обработки титановых сплавов.