



ДОНСКОЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

ЦЕНТР ДИСТАНЦИОННОГО ОБУЧЕНИЯ И ПОВЫШЕНИЯ
КВАЛИФИКАЦИИ

Кафедра «Инструментальное производство»

КУРС ЛЕКЦИЙ

по дисциплине

«Теплофизические процессы при изнашивании инструмен- тальных режущих материа- лов»

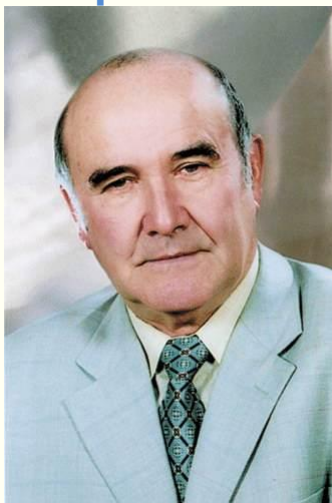
Автор

Рыжкин А. А.

Ростов-на-Дону, 2013



Автор



Доктор технических наук,
профессор, заведующий кафедрой:
«Инструментальное производство»

Рыжкин А.А.

Научные интересы:

Термодинамика трения и изнашивания, исследование синергических процессов при трении применительно к резанию материалов, оптимизация резания на базе комплексного изучения флуктуационных процессов при трении. Под его руководством разработан метод расчетной оценки интенсивности изнашивания инструментальных материалов с учетом влияния на износ термодинамических неоднородностей различной природы. Предложен новый способ расчета оптимального режима, теоретически обоснованы экспериментальные термодинамические критерии оптимизации процесса резания, их аппаратурная реализация на технологических операциях, раскрыт механизм влияния на износ инструмента износостойких тонкослойных покрытий и разработаны оптимальные технологии комбинированного упрочнения инструментальных материалов.

Диссертации:

кандидатская – «Исследование процесса сверления жаропрочных сталей быстрорежущими и твердосплавными сверлами малого диаметра» (Ростов н/Д, 1966);

докторская – «Термодинамические основы повышения износостойкости инструментальных режущих материалов» (Киев, 1985).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Оглавление

ВВЕДЕНИЕ..... 5

Глава 1. ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ НА ИЗНОС ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ10

 1.1. Особенности изнашивания твердосплавных материалов в условиях резания и виды износа11

 1.2. Анализ теоретических зависимостей и экспериментальных данных для оценки интенсивности изнашивания в условиях резания.....31

 1.3. Влияние температурного градиента на характеристики трения и износа38

Глава 2. ТЕПЛОВОЕ СОСТОЯНИЕ ЗОНЫ ТРЕНИЯ55

 2.1. Влияние объемных источников теплоты на характеристики теплового поля при трении.....55

 2.2. Методология оценки теплового состояния зоны трения.....61

 2.3. Оценка теплового состояния элементов пары трения, работающих с малыми коэффициентами взаимного перекрытия64

 2.3.1. Расчет температуры контактной зоны при трении64

 2.3.2. Расчет максимальной поверхностной температуры при трении с учетом действия объемных тепловых источников.....70

 2.3.3. Расчет температурных распределений при трении инструментальных материалов74

 2.3.4. Теплофизические свойства материалов.....87

 2.3.5. Расчет характеристик теплового поля с учетом распределенных источников тепла95

 2.3.6. Влияние теплопроводности, свободной конвекции и теплового излучения на тепловое состояние зоны трения112

 2.3.7. Влияние дополнительных диссипативных источников на тепловое состояние зоны трения.....123

Глава 3. ВЛИЯНИЕ ТОНКОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ТЕПЛОВОЕ СОСТОЯНИЕ И ИЗНОС ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ.....129

 3.1. О механизмах влияния покрытий на процесс изнашивания.....129



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

3.2. Теоретический анализ теплопередачи через слой покрытия..... 136

3.3. Косвенное влияние покрытий на тепловой режим инструментальных материалов 154

3.4. Краевые эффекты при изнашивании твердых сплавов с износостойкими покрытиями 167

3.5. Экспериментальная оценка влияния покрытий на трение и износ твердых сплавов 172

Глава 4. СВЯЗЬ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ЗОНЕ КОНТАКТА С ИНТЕНСИВНОСТЬЮ ИЗНАШИВАНИЯ 194

4.1. Энтропийный подход к оценке интенсивности изнашивания..... 194

4.2. Термодинамические характеристики процесса изнашивания инструментальных материалов 200

4.2.1. Оценка плотности накопленной тепловой энтропии..... 200

4.2.2. Расчетная оценка производства кинетической энтропии..... 203

4.3. Связь термодинамических процессов в контактной зоне с трением и износом инструментальных материалов 225

4.3.1. Влияние флуктуационных параметров на тепловое состояние контактной зоны 225

4.4. Критерии оптимизации процесса изнашивания..... 258

Заключение 270

Список литературы 275

ПРИЛОЖЕНИЯ..... 297

Приложение 1..... 297

Приложение 2..... 305



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ВВЕДЕНИЕ

Качество продукции машиностроения и металлообработки в значительной мере обеспечивается на операциях формообразования. В системе «станок-приспособление-инструмент-деталь» (СПИД) слабым звеном является инструмент, и стабильность его режущих свойств особое значение приобретает в автоматизированном производстве на станках-автоматах, автоматических линиях, станках с ЧПУ, ГПМ и ГПС. В этой связи проблема сохранения и дальнейшего повышения износостойкости инструментальных режущих материалов оказывается напрямую связанной с показателями качества поверхности обрабатываемых изделий, точности обработки, производительностью и другими, в том числе экономическими и экологическими показателями процесса.

Для повышения качества трибосистем различных видов, в том числе тяжело нагруженных пар трения и специфической системы трения «инструмент - деталь» при обработке резанием, основополагающим является разработка научных основ управления процессами трения и износа, протекающими в контактной зоне. В монографии подчеркивается, что эти важные задачи могут быть решены на базе результатов теоретических и экспериментальных исследований механо-физико-химических механизмов процессов, которые происходят в поверхностных слоях контактируемых тел при активном действии внешней среды, – процессов адгезии, диффузии, адсорбции, тепломассопереноса, химических реакций и структурных превращений и др.

Следует отметить, что в настоящее время пока не представляется возможным установить прямые функциональные связи между износостойкостью элементов пары трения и физико-механическими, химическими и структурно-фазовыми характеристиками поверхностных слоев материалов пары трения, так как эти параметры не учитывают особенностей протекания процессов в трибосистеме, а именно ей присущи интегральные свойства, которых нет у элементов, составляющих систему трения. Поэтому все процессы в этой системе, в том числе выходные характеристики (износостойкость, показатели надежности), по сути своей есть процессы диссипации подводимой и преобразованной при трении энергии [162]. Фундаментальной основой системного анализа явлений, протекающих в трибосистемах, независимо от их вида и назначения, является термодинамика необратимых процессов в открытых системах, находящихся вдали от равновесия [38, 42, 135, 136].

Применение методов термодинамики к исследованию



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

процесса контактного взаимодействия в тяжело нагруженных босистемах (к ним, как уже отмечалось, могут быть отнесены специфические пары трения «инструментальный режущий материал - обрабатываемый материал») предполагает знание закономерностей трансформации и диссипации энергии трения, подводимой извне к трибосистеме [82, 85, 187].

Многочисленные исследования энергетического баланса при внешней трении металлов показывают, что основная доля привнесенной в трибосистему энергии превращается в теплоту, и лишь ее небольшая часть поглощается поверхностным слоем материалов контактируемых тел, приводя к перестройке структуры, расходуясь на образование новых поверхностей, на образование и удаление частиц износа.

Как известно, источники теплообразования при трении локализируются в приповерхностных слоях контактируемых тел и обусловлены протеканием ряда обратимых и необратимых процессов, сопровождающихся тепловым эффектом: пластическая и упругая деформации; структурно-фазовые превращения; химические реакции; термоэлектрические явления [55, 82, 130, 160, 162, 175]. Эти источники в совокупности формируют потоки тепловой энергии в материалы пары трения и создают в них макроскопические стационарные и нестационарные поля температур, на которые накладываются локальные, микроскопические, случайно распределенные возмущения (флуктуации) – температурные вспышки.

Одной из общих закономерностей процесса трения и изнашивания, как отмечено в работах многих отечественных и зарубежных специалистов в области трибологии [87, 89, 130], является существование оптимальных по износостойкости режимов (диапазона режимов) трения - скорость трения (резания) и нормальная нагрузка, – при которых интенсивность изнашивания трибосистемы или одного из ее элементов будет минимальной.

Для специфической пары трения «инструмент-деталь» в условиях резания оптимальным режимом считается режим, который обеспечивает минимум износа инструмента, а также технико-экономические показатели процесса резания – снижение себестоимости обработки, повышение производительности, снижение расхода дефицитных материалов, получение качества поверхности обрабатываемых деталей с улучшенными показателями надежности и долговечности [13, 113, 160, 197].

Обобщая изложенные в литературе точки зрения на физическую природу явлений, обеспечивающих минимизацию интенсивности изнашивания в узком диапазоне варьирования входных параметров [150, 160], отметим, что практически все исследова-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

тели, занимавшиеся этой проблемой, считают, что в области минимизации износа происходит коренная качественная перестройка процесса контактного взаимодействия. Суть перестройки состоит в замене одного вида нарушения функциональной связи другими (И.В. Крагельский) [89], в переходе от одного превалирующего вида изнашивания к другому (Макаров А.Д.) [113], в образовании пленок вторичных диссипативных структур (Костецкий Б.И.) [83] и зависит от конкретного вида пары трения и условий ее функционирования.

Рассматривая пару трения как открытую термодинамическую систему [148, 150, 160, 162], перестройку процесса трения можно интерпретировать как переход с одной термодинамической ветви на другую с образованием диссипативной структуры. Под термодинамической ветвью мы понимаем [162] множество текущих состояний системы трения, соответствующее непрерывному изменению параметров внешних воздействий на систему до критической точки перехода на другую ветвь, т.е. точки бифуркаций. Другими словами, при трении имеет место проявление фундаментального явления самоорганизации как основы синергетики. Поэтому система трения (резания) есть система синергетическая и ее поведением можно управлять спонтанно за счет «внутренней» подстройки или направленно за счет «внешнего» воздействия [162].

Условия образования диссипативной структуры при трении предполагают существование в системе флуктуаций. Флуктуации параметров, определяющие состояние трибосистемы, являются результатом дискретного характера возникновения и нарушения фрикционных связей, что порождает возмущение температурного поля (температурные вспышки), локальные колебания скоростей и давлений в деформируемых микрообъемах, изменения скоростей протекания диффузионных и химических процессов. В термодинамической интерпретации такие флуктуации являются крупномасштабными в отличие от флуктуаций, проявляющихся на атомно-молекулярном уровне.

Возвращаясь к особенностям функционирования специфической пары трения «инструмент - деталь», отметим, что у нее по сравнению с обычной парой трения коэффициент взаимного перекрытия близок к нулю, из-за чего высоки контактные нагрузки и температуры. При использовании твердосплавного инструмента неэффективно применение жидких охлаждающих технологических сред, поэтому износ контактных площадок инструмента протекает в условиях сухого трения, а теплопроводность основных групп инструментальных мате-риалов существенно ниже



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

обычных конструкционных металлических сплавов. В результате в зоне резания из-за повышенных температур, инициирующих диффузионные и окислительные процессы, износ инструментальных материалов на несколько порядков выше износа традиционных пар трения. Об этом свидетельствуют результаты проведенного нами сравнения интенсивностей изнашивания обычных пар трения и инструментальных материалов при трении и резании [113, 148, 160, 220, 232] (см. табл. П.1.1).

Было установлено, что интенсивности изнашивания инструментальных материалов в условиях трения и резания $j = (1,5 - 19,5) \cdot 10^{-8}$ и обычных пар трения, работающих со смазкой $j = 1,3 \cdot 10^{-9} - 19,5 \cdot 10^{-11}$, отличаются на 1-3 порядка. Следовательно, для повышения износостойкости инструментальных режущих материалов необходимо эффективно управлять тепловым, термодинамическим состоянием зоны контакта, используя различные, в том числе и технологические, способы воздействия как внешние, так и внутренние, переводящие систему трения в режим самоорганизации.

В предлагаемой читателю монографии на базе отечественного и зарубежного опыта, собственных работ автора с сотрудниками проведен анализ аналитических зависимостей для оценки интенсивности изнашивания пар трения и режущих инструментов, в которых учитываются характеристики теплового поля, прежде всего, контактные температуры и температурные градиенты и их влияние на износ. Показано, что известные зависимости для расчета температур в контактной зоне не учитывают перекрестного влияния объемных тепловых источников различной физической природы на температурные распределения в материалах пары.

Решены контактные тепловые задачи при трении с малыми коэффициентами взаимного перекрытия с учетом действия в приповерхностных слоях контактируемых тел объемных источников теплоты. Установлено влияние объемных источников теплоты от пластических деформаций, структурно-фазовых превращений, химических реакций в материалах контактируемых тел с компонентами смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС), от термодинамически обратимого эффекта Томсона – на поверхностную и объемную температуры и температурные распределения в элементах пары трения. Результаты теоретических оценок теплового состояния инструментальных материалов удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными замера температур.

Так как возможности повышения долговечности режущего



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

инструмента созданием принципиально новых инструментальных материалов практически исчерпаны, важным резервом совершенствования качества инструмента является применение износостойких покрытий. В монографии изучено влияние покрытий на тепловое состояние и термодинамическую устойчивость сплавов, установлено прямое и косвенное влияние покрытий на диссипативные возможности зоны трения и показана необходимость выбора состава покрытий в зависимости от теплофизических характеристик обрабатываемого материала.

Выполнена теоретическая оценка величины тепловых флуктуаций как фактора термодинамической устойчивости системы трения, и установлено их влияние на температуру контакта.

Существующие инструментальные материалы являются гетерогенными структурами, состоящими, по крайней мере, из двух фаз, отличающихся механическими и теплофизическими свойствами, из-за чего в процессе изнашивания на межфазных границах возникают скачки температур. Теоретическим анализом (решением контактной тепловой задачи для двухфазного пространства) найден коэффициент теплофизической совместимости компонентов твердых сплавов и показано, что существующие марки твердосплавных материалов по составу карбидной и связующей фаз не являются оптимальными. Разработаны опытные марки твердых сплавов на основе карбида вольфрама с минимальным значением коэффициентов теплофизической совместимости, и выполнена экспериментальная оценка их трибологических свойств.

В заключительной части монографии на основе выполненных комплексных исследований теплового состояния при изнашивании инструментальных режущих материалов сформулированы пути управления термодинамическими процессами в контактной зоне с использованием различных способов воздействия на эту зону с целью повышения износостойкости инструментальных материалов и показателей надежности лезвийного режущего инструмента.



ГЛАВА 1. ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ НА ИЗНОС ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Проблема повышения износостойкости инструментальных материалов связана с обеспечением качества режущего инструмента, надежностью инструментальной наладки в условиях автоматизированного производства и качеством обрабатываемых деталей, и в итоге – продукции машиностроения. Современная металлообрабатывающая промышленность потребляет инструменты, оснащенные режущими инструментальными материалами, среди которых твердые сплавы, быстрорежущие стали, керметы, композиционные материалы.

Твердые сплавы относятся к основной группе инструментальных материалов. Из-за своих уникальных физико-механических свойств – высокой твердости ($HRA=82-98$), износостойкости, прочности на сжатие, теплостойкости, однородности структуры, высокого модуля упругости (для карбида WC эта характеристика в 3,5 раза выше, чем у стали [267]), термодинамической стабильности структурных составляющих, главным образом, твердых частиц (карбиды WC , TaC , TiC), высокой прочности сцепления по границам зерен между твердой и связующей фазами, минимальной склонности к схватыванию с обрабатываемым материалом в процессе резания – доля их для изготовления режущих инструментов в мировой практике к концу второго тысячелетия достигла более 50% [273]. Кобальт, используемый в качестве связки у большинства товарных твердых сплавов, придает сплаву необходимую вязкость; система $WC-Co$ обладает отличными свойствами при спекании.

Для улучшения качества твердосплавных материалов и с целью экономии дефицитного вольфрама применяется легирование базового состава $WC+Co$ другими карбидами – TiC , TaC/NbC , имеющими более высокую твердость, бóльшую стойкость к окислению и незначительную склонность к схватыванию со стружкой при резании [288]. Наблюдаются тенденции модифицирования и связующей фа-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

зы в твердом сплаве – вместо чистого кобальта используется *Mo-Ni* (в отечественном сплаве мононитикар), а в безвольфраменных сплавах на базе *TiCN - Mo₂C* - связка *Ni* или *Co - Ni* [267].

1.1. Особенности изнашивания твердосплавных материалов в условиях резания и виды износа

Результатами теоретических и экспериментальных исследований твердосплавных материалов установлено, что характерными особенностями контактных процессов на поверхностях режущего инструмента являются [141,162]:

- непостоянство нормальных и касательных нагрузок, сосредоточенных на малых контактных площадках, причем максимальные нормальные напряжения действуют у лезвия инструмента и достигают предела прочности твердых сплавов;

- цикличность процесса стружкообразования, обусловленная чередованием актов сжатия-сдвига элементов стружки и вызывающая неоднородное распределение и флуктуации скоростей и напряжений в нормальном и тангенциальном направлениях, а также сил трения;

- естественное колебание температур на пятнах фактического контакта («температурные вспышки»), обусловленных гетерогенностью структуры инструментальных материалов, нерегулярностью структурных превращений и другими факторами [162. С.11-12];

- наличие пластических зон в стружке и обрабатываемой детали, где действуют объемные тепловые источники;

- высокий уровень температур на контактных площадках, достигающий температур плавления обрабатываемых сталей;

- различная химическая чистота поверхностей контакта, которые могут быть ювенильными или покрыты пленками разного состава, исключающими металлический контакт;

- активное химическое взаимодействие нагретых контактных площадок инструмента с внешней средой – жидкой или газообразной, – в результате чего образуются окисные пленки, разупрочняющие приповерхностные слои материала или, наоборот, защищающие их от износа [71, 152, 162].

Из-за исключительной сложности и взаимосвязи механофизико-химических явлений, протекающих на контактных площадках инструмента при резании в условиях высоких силовых и тепловых нагрузок при активном влиянии внешней среды, физическая природа изнашивания инструмента до настоящего



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

времени до конца не изучена. Тем не менее многочисленными исследованиями отечественных и зарубежных ученых [19, 108, 109, 113, 213, 221] установлено, что основными причинами износа инструмента являются:

- абразивное действие обрабатываемого материала и стружки на инструментальный материал – *абразивный износ*;
- адгезионное взаимодействие материалов инструмента и обрабатываемой детали – *адгезионный износ*;
- усталостное разрушение хрупких инструментальных материалов из-за динамических знакопеременных нагрузок, обусловленных спецификой стружкообразования, – *усталостный износ*;
- взаимное диффузионное растворение составляющих структуры инструментального и обрабатываемого материалов – *диффузионный износ*;
- химическое взаимодействие инструментального материала с активными компонентами внешней среды, в которой осуществляется резание, – *окислительный износ*;
- пластическое деформирование лезвия инструмента при высоких скоростях (температурах) и потеря формоустойчивости лезвия – *пластический износ*.

Рассмотрим виды изнашивания, интенсивность которых в значительной мере инициируется температурным фактором.

Адгезионный износ. В основе механизма адгезионного износа лежит явление переноса на контактные площадки инструмента более мягкого обрабатываемого материала и образование прочных металлических связей на ювенильных пятнах фактического контакта при взаимном пластическом деформировании контактируемых тел, т.е. явление адгезионного схватывания. Для каждой пары материалов существует энергетический порог начала схватывания (критический уровень свободной энергии), обусловленный уровнем температур контакта, степенью пластической деформации и природой материала. А.П. Семеновым [200] установлено, что способность материалов к адгезионному взаимодействию повышается при температурах, близких к температуре рекристаллизации; для одноименных металлов эта температура составляет 0,35-0,5 температуры плавления.

Собственно акт износа при адгезионном схватывании заключается в следующем. Образовавшиеся на площадке контакта при первых актах контактирования металлические связи («мостики сварки») при относительном движении разрушаются под действием касательных напряжений. В результате с поверхностей инструмента вырываются и уносятся из зоны контакта достаточно крупные частицы, образуются кратеры и борозды на



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

поверхности. Перенос обрабатываемого пластичного материала как на переднюю, так и на заднюю поверхности мента происходит независимо от режима резания, практически мгновенно, с первых секунд резания.

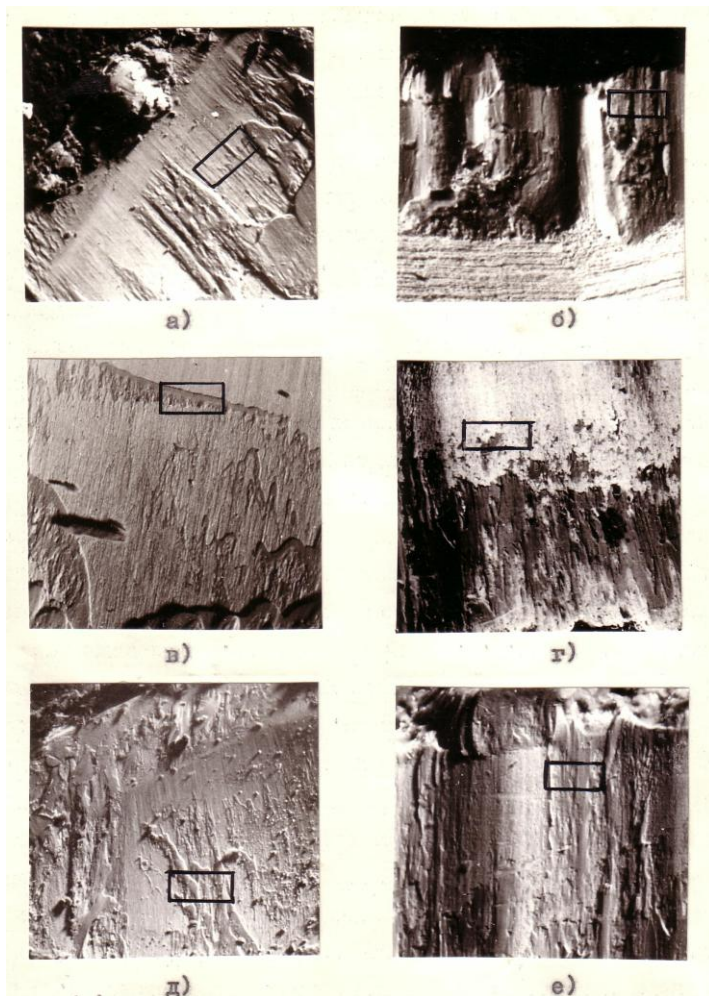


Рис.1.1. Растровые изображения передних (а, в, д) и задних (б, г, е) поверхностей пластин из VK8 после точения стали 12X18H9T ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м, $S=0,2 \cdot 10^{-3}$ м/об): а, б - $v=0,6$ м/с; в, г - $v=1,3$ м/с; д, е - $v=2,3$ м/с; увеличение- 100^x

Изучение топографии этих поверхностей после резания на растровом электронном микроскопе показало [150], что перене-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

сенные частицы достаточно большой высоты пятнами расположены на передней (рис.1.1, а, в, д) и задней (рис.1.1, б, г, е) поверхностях режущих твердосплавных пластин.

Фрагменты с этих участков (на рис. 1.1 показаны прямоугольниками) при увеличении $100\times$ подтверждают наличие наплывов из частиц обрабатываемого материала (рис. 1.2).

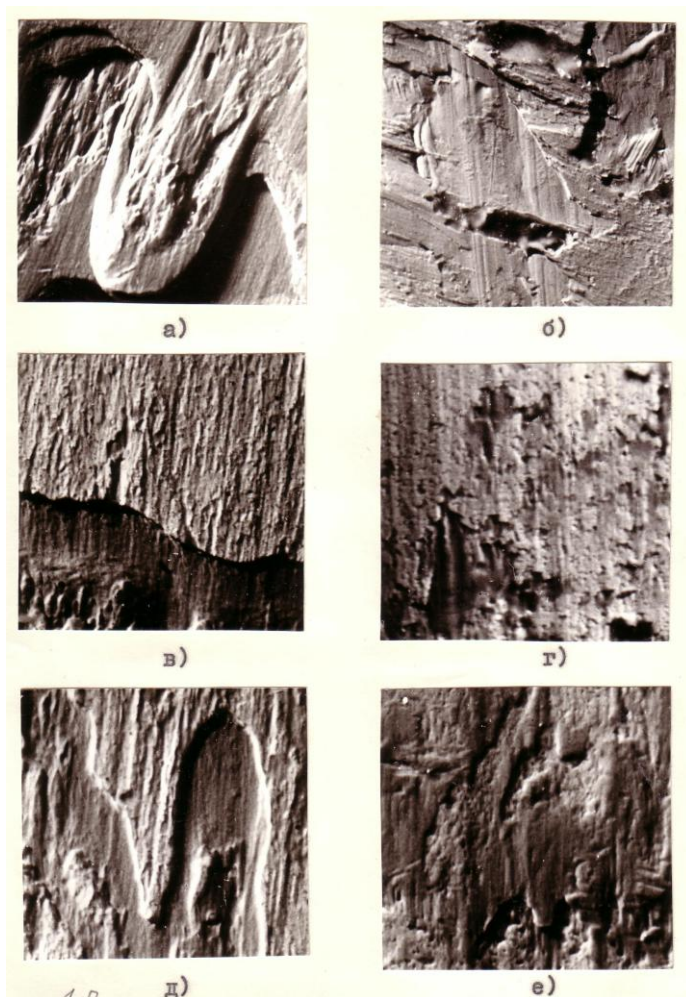


Рис.1.2. Растровые изображения контактных поверхностей пластин из ВК8 после точения стали 12Х18Н9Т (фрагменты с поверхностей после резания при увеличении $1000\times$); условия резания и обозначения соответствуют рис 1.1



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Дополнительно установлено, что в процессе относительного перемещения за счет сил адгезии с поверхностью инструмента отрываются и уносятся из зоны контакта достаточно крупные (до 30 мкм) частицы твердого сплава. Это подтверждено нами профилографированием площадок износа твердых сплавов после трения по стали 35 и удаления налипов путем кратковременного травления поверхности 5% раствором азотной кислоты в этиловом спирте (такой травитель, как известно [69], растворяет компоненты углеродистой стали, но не реагирует ни со связкой твердых сплавов, ни тем более с карбидами и нитридами тугоплавких элементов). На рис.1.3 приведены профилограммы поверхностей износа пластин из разных марок твердых сплавов, полученные путем травления на модернизированном приборе Калибр-201; неодинаковая максимальная глубина кратеров h свидетельствует о разной устойчивости твердых сплавов к адгезионным явлениям.

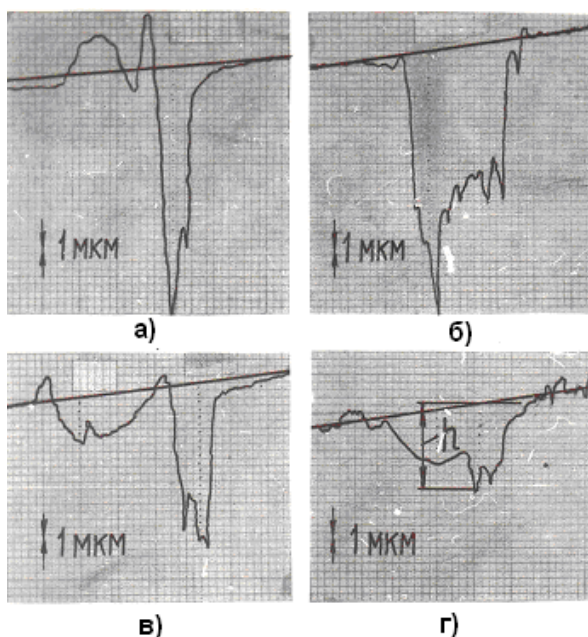


Рис.1.3. Профилограммы поверхностей износа твердосплавных пластин после трения по стали 35 ($L=300\text{м}$, $N=600\text{Н}$, $l_x=1.10^{-3}\text{м}$, $v=0,83\text{м/с}$): а - ВК8 ($h=32\text{мкм}$); б - Т15К6 ($h=25\text{мкм}$); в - Т15К6+TiC ($h=20\text{мкм}$); г - Т15К6+(TiC+TiN) ($h=12\text{мкм}$)

В общем случае интенсивность адгезионного износа определяется отношением твердостей инструментального (H_u) и об-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

рабатываемого (H_0) материалов: чем меньше отношение

H_u/H_0 , тем больше величина адгезионного износа. Это обстоятельство нашло отражение в аналитических зависимостях для оценки адгезионного износа Т.Н. Лоладзе [87], Кука и Наяка [98], Д. Мура [121], М.Ф. Полетики [132], Л.Ш. Шустера [250].

Диффузионный износ. Как известно [108], суть гипотезы диффузионного износа инструмента состоит в том, что при высоких скоростях резания (температурах более $800-850^{\circ}\text{C}$) на контакте «твердый сплав-сталь» происходит встречный диффузионный перенос составляющих структуры в обрабатываемый, а железа (материала детали) в твердый сплав и образование переходной диффузионной зоны, разупрочняющей поверхность твердого сплава, с последующим удалением этой зоны при трении.

Составляющие структуры твердого сплава диффундируют в материал детали с разной скоростью: наиболее подвижным является углерод как имеющий наименьший атомный радиус; с меньшей скоростью диффундируют W, Co, Ti . В результате встречных диффузионных потоков Fe, C, W, Co и других компонент твердого сплава и стали образуется зона, состоящая из смеси карбидов $WC+Fe_2W_2C+Co_xW_yC_z$, твердого раствора углерода, вольфрама, титана и кобальта в γ -Fe - γ -Fe(W,Ti,C) и интерметаллидов [108, 109, 214].

Из-за отсутствия прямых экспериментальных доказательств гипотеза диффузионного износа инструмента в научной среде долгое время вызывала сомнения. Основным аргументом сводился к тому, что за короткое время контактирования стружки и поверхности резания с площадками инструмента реакционная диффузия не успевает произойти [5, 19]. Однако, примечательно, что диффузионные процессы, кроме градиента концентрации, дополнительно стимулируются высокими температурными градиентами на поверхности (термодиффузия), полем напряжений, возникающих из-за неоднородных деформаций карбидной фазы и связки, а также дефектами структуры. Как показали исследования Б.С. Бокштейна [20, 21], при увеличении плотности дислокаций в материале коэффициент диффузии увеличивается на несколько порядков. Из-за процессов схватывания при обработке стали контактные площадки инструмента мгновенно покрываются пленками ются пленками обрабатываемого материала (см. рис. 1.1 и 1.2). При наличии реальной шероховатости пластичный ма-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

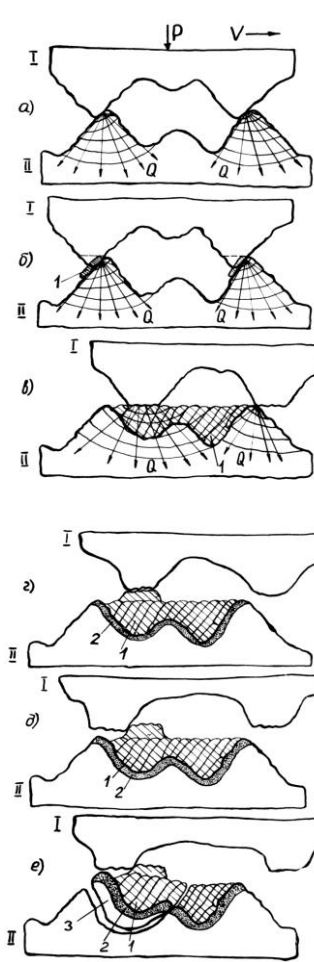


Рис. 1.4. Схема процесса заполнения впадин твердого сплава при трении и образовании частицы износа: 1 – частица сильно деформированного обрабатываемого материала; 2 - диффузионная зона; 3 - частица твердого сплава, удаляемая вместе с зоной 2; I - вязкий материал (стружка); II -

материал заполняет впадины между микровыступами и в контакте с твердым сплавом может находиться больше, чем $t = 10^{-3} - 10^{-4}$ с [5]. При наличии лунки износа слои перенесенного материала постоянно задерживаются на ее краях и не удаляются полностью, вплоть до предельного износа инструмента. На рис.1.4 представлена схема процесса заполнения микровпадин твердого сплава, деформирования диффузионных зон, удаления частицы износа, а на рис.1.5 гипотетическая схема диффузионных потоков в микрообъеме.

Доказательством наличия диффузионного износа твердосплавного материала служат результаты микрорентгеноспектрального анализа изношенных контактных площадок с последующей идентификацией химического состава частиц износа, задерживающихся на площадках контакта.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

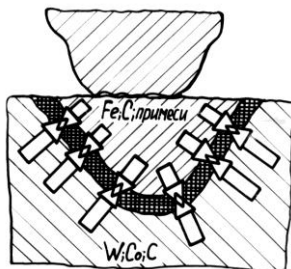


Рис. 1.5. Схема диффузионных потоков в микрообъеме твердого сплава

Для изучения продуктов износа твердосплавных резцов, уносимых стружкой, а также для исследования продуктов физико-химического взаимодействия твердого сплава и стали при трении и резании, от-

ложившихся на передней и задней поверхностях резца, определения их химического состава и закономерностей распределения по длине контакта нами были использованы микроанализаторы JXA-3A и MS-46 (Самеса). Концентрацию элемента в локальном микрообъеме исследуемой поверхности определяли по формуле [116]:

$$C_A = \frac{J_{обр.}^A}{J_{эт.}^A}, \quad (1.1)$$

где C_A - концентрация (вес) элемента А в микрообъеме, %;
 $J_{обр.}^A$ - интенсивность характеристического излучения элемента А в микрообъеме, имп./с; $J_{эт.}^A$ - интенсивность излучения снятая с эталона, содержащего 100% элемента А, имп./с.

Величину $J_{обр.}^A$ находили из соотношения:

$$J_{обр.}^A = \frac{J^A H^A}{H}, \quad (1.2)$$

где $H=250$ мм – ширина диаграммной ленты; H^A - высота ординаты на диаграмме интенсивности излучения от элемента А, мм; J^A - интенсивность излучения, имп./с от элемента А.

После сканирования и записи на диаграммную ленту интенсивности излучения для всех указанных выше элемен-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

тов определяли концентрацию C_A для каждого ожидаемого элемента по всей длине контакта. На диаграммах, снятых с задних поверхностей, величины H^A измеряли через 10 мкм, с передних – через 50 мкм.

Чтобы по процентному соотношению данного элемента в образце найти его состав, предварительно определяли весовое содержание элемента в ожидаемом соединении согласно его стехиометрическому составу. Например, сложный карбид железа с вольфрамом Fe_3W_3C имеет молекулярный вес:

$$M = 3A_{Fe} + 3A_W + A_C, \tag{1.3}$$

где A - атомный вес соответствующего элемента.

Зная A_{Fe} , A_W и A_C , найдем

$$M = 3 \cdot 55,847 + 3 \cdot 183,35 + 12,01 = 730,21.$$

Тогда

$$C_{Fe} = \frac{3A_{Fe}}{M} 100\% = \frac{3 \cdot 55,847}{730,21} 100\% = 22,8\% ,$$

а

$$C_W = \frac{3A_W}{M} 100\% = \frac{3 \cdot 183,35}{730,21} 100\% = 75,3\% .$$

Аналогичным образом рассчитывали процентное содержание элементов в ожидаемых при контактном взаимодействии твердых сплавах и различных конструкционных материалах. В табл.1.1 представлены в качестве примера данные продуктов взаимодействия сплава ВК8 и стали 12Х18Н9Т.

Таблица 1.1

Расчетные концентрации элементов в соединениях

Соединения	Процентное (вес.) содержание элементов					
	Fe	W	Cr	Ni	Co	C
Сталь 12Х18Н9Т	72	-	18	9	-	0,1
WC	-	94	-	-	-	6
Fe_2W_2C	22,8	74,8				2,4
Fe_3W_3C	22,8	75,3				1,9
Fe_4W_2C	37,0	61,0				2,0
$Fe_2W_2C_6$	73,0	22,7				4,3
FeO	77,8	-				-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Fe ₃ O ₄	72,4	-			-
Fe ₂ O ₄	69,8	-			-
WO ₂	-	85,3			-
WO ₃	-	79,4			-
CoO				78,6	
Co ₃ O ₄				73,6	
CoWO ₄		59,8		19,2	

По диаграммам интенсивностей характеристического излучения от элементов W, Fe, Cr, Ni, входящих в структуру инструментального и обрабатываемого материала, согласно зависимости (1.1) определяли весовую концентрацию данного элемента в микрообъеме изношенной поверхности. Для удобства анализа результаты концентрации каждого элемента

наносили на график в координатах «концентрация-длина контакта (размер площадки износа)». На рис. 1.6 представлено распределение элементов на изношенной до $h_3=0,18 \cdot 10^{-3}$ м задней поверхности режущей пластины из ВК8 после точения стали 12Х18Н9Т. Сравнивая эти результаты с данными табл.1.1, видим, что площадка износа на всей длине покрыта пленкой стали 12Х18Н9Т, перенесенной на твердый сплав (распределение Ni и Cr приблизительно соответствует их содержанию 9 и 18% в стали 12Х18Н9Т)); кроме чистого железа (72%), на длине

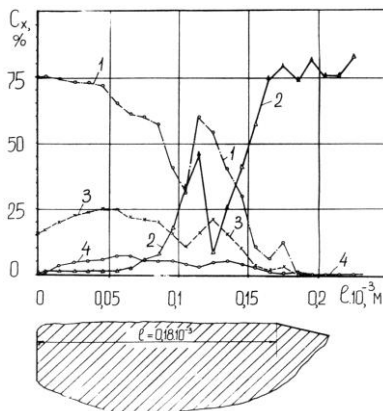


Рис. 1.6. Содержание элементов на длине площадки износа задней поверхности пластин из ВК8 после точения стали 12Х18Н9Т ($v=2,57$ м/с; $t=1 \cdot 10^{-3}$ м; $S=0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об): 1 - Fe; 2 - W; 3 - Cr; 4 - Ni

1/3 площадки износа, считая от режущей кромки, возможны окислы Fe₃O₄ (72,4% Fe). На участке контакта (между 120 и 100 мкм) вероятно скопление частиц сложного карбида Fe₄W₂C (37% Fe и 61% W). Унесенные из зоны трения частицы износа и продукты взаимодействия контактируемых материалов между собой и с окружающей средой по содер-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

жанию вольфрама ориентировочно соответствуют окислам WO_2 (85,3% W) и WO_3 (79,4%W).

В табл. 1.2 представлены сводные результаты идентификации фаз, обнаруженных нами на передних и задних поверхностях резовых пластин сплава ВК8 с помощью эмиссионного электронного микроскопа (цифры в скобках после обозначения фазы указывают на количество линий этой фазы на дифрактограммах).

Таблица 1.2
Фазовый состав продуктов на контактных площадках резцов ВК8 после точения стали 12Х18Н9Т ($v = 2,5$ м/с; $t = 1 \cdot 10^{-3}$ м)

Поверхность резца	Подача $S \cdot 10^{-3}$ м/об.	Фазовый состав продуктов	Примечание
Передняя	0,11	Fe_3W_3C - $Fe_4W_2C(3)$; $Fe_4W_2C_3(5)$; Fe_3O_4	
Задняя		Fe_3W_3C - $Fe_4W_2C(9)$; $Fe_4W_3C(6)$; $WC(4)$; $Fe_2O_3(7)$; $WO_2(9)$	
Передняя	0,52	Fe_3W_3C - $Fe_4W_2C(7)$; WC ; WO_3 ; $Fe_4W_2C_3(6)$	Неизвестные фазы с $d = 3,195$; $d = 2,912$
Задняя		Fe_3W_3C - $Fe_4W_2C(9)$; $WC(3)$; Fe_3O_4	

Сопоставляя полученные результаты, видим, что на выбранных режимах резания на контактных площадках резцов образовались продукты реакционной диффузии – сложные карбиды железа и вольфрама типа $Fe_xW_yC_z$.

Окислительный износ. Характер контактного взаимодействия металлических пар при внешнем трении наряду с механическими, геометрическими, тепловыми факторами и свойствами контактируемых тел зависит от среды, где осуществляется трение. Внешняя газовая среда изменяет основные параметры процесса трения – износ, силы трения, шероховатость поверхностей трущихся тел и в принципе обуславливает протекание нормального процесса механохимического износа [84], когда возникающие в самом процессе трения пленки окислов являются наиболее типичными вторичными структурами. В фундаментальном исследовании



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

И.Г. Носовского [124] убедительно показано, что износостойкость металлов определяется комплексом свойств окисных пленок, а также режимом трения и свойствами исходного металла.

Обнаруженные на контактных площадках твердосплавных режущих инструментов окислы составляющих структуры этих сплавов (WO_3 , WO_2 , CoO ; TiO_2 и др.) в исследованиях А.А. Авакова [1], Г.М. Яковлева [251], С.С. Можяева и Т.Г. Саромотиной [120], Н.С. Колева [74], Т.Н. Лоладзе [108], В.А. Жилина [54], автора настоящей монографии [162] и других послужили основанием предложить и обосновать гипотезу окислительного изнашивания.

Известно, что при трении и резании наиболее интенсивно окисляются однокарбидные сплавы WC-Co; значительно меньше подвержены окислению быстрорежущие стали. По нашим данным, при нагреве образца из P18 ($T=500^\circ C$, время выдержки – 1,5 часа) на его поверхности рентгенографически обнаружены, кроме основных фаз Fe_3W_3C и α -Fe, и окислы железа Fe_3O_4 и Fe_2O_3 ; на задних поверхностях сверл $\varnothing 5,5 \cdot 10^{-3}$ м из быстрорежущей стали P18 после резания стали 12X18H9T ($v=0,2$ м/с, $s=0,125 \cdot 10^{-3}$ м/об.) зафиксированы окислы железа FeO. Практика последних лет показала, что износ быстрорежущего инструмента также определяется в значительной степени трибоокислительными и диффузионными механизмами [70].

Интенсивность изнашивания твердых сплавов в условиях трения, когда температура благоприятна для протекания процесса окисления, будет определяться не только составом образующихся окисных пленок, но и их толщиной, причем более тонкие пленки окислов, прочно сцепляющиеся с основным материалом, могут тормозить и даже снижать износ при определенных условиях трения (резания) [71,73,161,162]. Толстые окисные слои разупрочняют контактные площадки твердых сплавов, а дефектный слой удаляется с поверхности, увеличивая износ.

Для расчета интенсивности окислительного износа твердых сплавов используем полученную нами зависи-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

мость для оценки износа [181] от термодинамически выгодной реакции окисления карбида WC, при этом дополнительно к накоплению в объеме тепловой энтропии S_H учтем и производство энтропии от химической реакции $\sigma_p[S]$. Примем, что изнашиваемая поверхность твердого сплава гомогенна и состоит целиком из WC. Такое ограничение не учитывает протекание других реакций на поверхности реальных твердых сплавов, например, образование триоксида вольфрама WO_3 и окисление связывающей фазы – кобальта и их устойчивость к газовой коррозии. Расчетная зависимость с учетом только тепловых и окислительных процессов примет вид:

$$J = \frac{(S_H + \sigma_p[S])^2}{P[\delta S] \cdot \nu \cdot (S_* - S_0)}, \tag{1.4}$$

где

$$S_H = \int_0^\delta \left[a \left(\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \frac{1}{T} \right)^2 \right] dx - \int_0^\delta \left[a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \cdot \frac{1}{T} \right] dx. \tag{1.5}$$

Производство энтропии от химической реакции

$$\sigma_p[S] = A_p \omega_p \frac{1}{T}, \tag{1.6}$$

а производство избыточной энтропии

$$P[\delta S] = \alpha \int_0^{x_g} \left(\frac{\partial T_g}{\partial x} \cdot \frac{1}{T} \right) dx, \tag{1.7}$$

где T_g - температура вспышки; x_g - глубина проникновения температурной вспышки.

Необходимые для расчета T , $gradT$, δ следует принимать из решения контактной тепловой задачи, а величины a , x_g , T_g и $gradT_g$ - рассчитывать по формулам А.В. Чичинадзе [127, 240]. Критические плотности энтропии определяли расчетно-экспериментальным методом [150] и получили следующие значения S_* :



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$P6M5-\delta_s=3,9 \text{ МДж/м}^3 \text{ } ^\circ\text{C}; \quad \text{BK8} - 11,7;$$

$$\text{T15K6} - 13,5 \quad \text{и} \quad \text{T15K6+TiC} - 15,1.$$

Определим химическое сродство A и скорость реакции ω в зависимости (1.6) для термодинамически выгодной гетерогенной реакции окисления WC



При известной температуре процесса T увеличение энтропии системы трения с химическими реакциями определяется химическим сродством A и скоростью реакции ω . Среднее значение A можно рассчитать, зная теплоту реакции ΔH и изменение энтропии ΔS [136]:

$$-A = \Delta H - T\Delta S. \quad (1.9)$$

Для вычисления теплоты реакции в стандартных условиях следует из теплот образования продуктов реакции вычесть сумму теплот образования исходных веществ (закон Гесса [101]), а для температурной зависимости теплоты реакции использовать выражение [136]:

$$\frac{\partial}{\partial T_*} (\Delta H)_{T_*, p} = \sum_i \nu_i C_{p_i} \quad (1.10)$$

где T_* - абсолютная температура; ν_i - стехиометрический коэффициент i -го компонента реакции; C_{p_i} - мольная теплоемкость i -го компонента, участвующего в реакции.

Изменение энтропии ΔS в результате реакции (1.8) найдем, зная абсолютные значения энтропий исходных и конечных продуктов реакции:

$$\Delta S = \sum_i \nu_i S_i = -S_{\text{WC}} - 2S_{\text{O}_2} + S_{\text{WO}_2} + S_{\text{CO}_2}. \quad (1.11)$$

В итоге для реакции $\text{WC} + 2\text{O}_2 = \text{WO}_2 + \text{CO}_2$ получили

$$A = 44,38T_* + 2,31 \cdot 10^{-3}T_* - 0,312 \cdot 10^{-6}T_*^3 - 100030 \quad [\text{Дж/моль}]. \quad (1.12)$$

Согласно современным представлениям химической кинетики, скорость гомогенных реакций в газовой фазе



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

равна произведению констант реакции на концентрацию реагентов в степенях, равных стехиометрическим коэффициентам уравнения реакции [60, 62]. Для условий резания твердым сплавом в открытой воздушной среде концентрация окислителя в процессе реакции не изменяется; остается постоянной и концентрация твердофазных реагентов. Поэтому скорость окисления точно оценить хотя и затруднительно, но возможно на основе экспериментов по окислению в печи [93] (в этом случае речь идет о номинальной скорости реакции, так как не учитывается естественная в условиях резания пластическая деформация тончайших поверхностных слоев изнашиваемого сплава). Пятигранные пластины твердых сплавов разных марок (форма РNMM - 130412, ГОСТ 19065-73) окисляли в печи нагревом до 1000⁰С с разными выдержками. Зависимость квадрата удельного (на единицу площади пластины) прироста массы от времени выдержки подчиняется параболическому закону окисления [93] и в координатах $(\Delta m/\Sigma)^2 = f(t)$ выражается прямой линией, т.е. соответствует уравнению

$$(\Delta m/\Sigma)^2 = k(t), \tag{1.13}$$

где Δm - прирост массы от окисления; Σ - площадь пластины; k - константа; t - время нагрева.

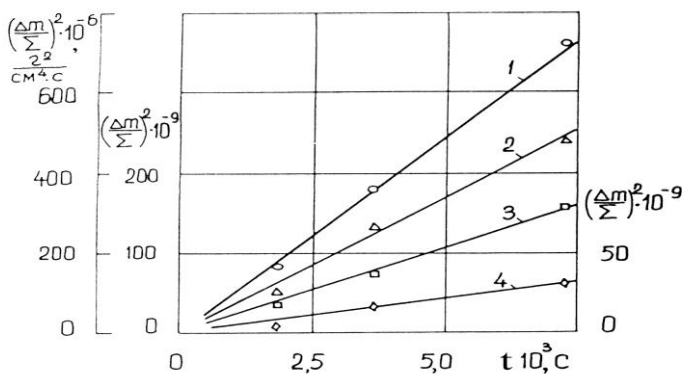


Рис.1.7. Удельный прирост массы инструментальных материалов при нагреве на воздухе в зависимости от времени выдержки: 1 - BK8; 2 – T15K6; 3 - KHT-16; 4 – кермет ВЗ (шкала удельно-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

го прироста массы 0 - 800 – для сплавов Т15К6 и ВК8, шкала 0 - 200 – для сплава КНТ-16 и 0 - 50 – для кермета ВЗ)

Из эксперимента (рис.1.7) находили константу k реакции, равную номинальной скорости окисления. Температурная зависимость k определяется уравнением Аррениуса [20]:

$$k = A \exp(-E/RT), \quad (1.14)$$

которая для окисления сплава ВК8 в диапазоне температур 400-1000⁰С имеет вид:

$$k = 21560 \exp(-39315/1,984T_*) \text{ [моль/(м}^2\text{с)]}. \quad (1.15)$$

Так как процесс окисления твердых сплавов при трении и резании сопровождается пластическими деформациями, то при этом, как было показано С.З. Бокштейном [20], энергия активации процесса E в тонких поверхностных слоях в 1,6–2,0 раза меньше, т.е. возрастает скорость реакции. Для нашего случая с учетом этого обстоятельства:

$$k = \omega = 21560 \exp(-20059/1,984T_*) \text{ [моль/(м}^2\text{с)]}. \quad (1.16)$$

В результате экспериментов нами изучены некоторые характеристики процесса резания стали твердосплавными резаками в воздушной атмосфере и условиях, когда кислород воздуха не имеет доступа к контактным площадкам инструмента, например, в вакууме. Автором данной монографии разработана конструкция установки, позволяющая осуществлять процесс резания не только в вакууме (10^{-3} - 10^{-5} мм рт. ст.), но и в различных газовых средах. Установка монтируется на токарно-винторезном станке 1К625, модернизированном с целью бесступенчатого регулирования частоты вращения шпинделя. На рис. 1.8. показан общий вид вакуумной камеры. Корпус 1, изготовленный из цельной заготовки (сталь 30ХГСА), устанавливается на продольном ступпорте станка. К фланцам корпуса через уплотнения из вакуумной резины крепятся крышки 2, в кото-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

рых монтируются подшипниковые узлы, состоящие из шипника 3, двух колец из вакуумной резины, конической шайбы и гайки 4. Левый подшипник камеры базируется на специальной оправке 5, правый – на пиноли задней бабки. Последняя имеет вращающийся центр и токосъемник. Оправка 5 на переднем торце имеет центр с хомутиком для установки и крепления обрабатываемой детали 6. В вакуумную камеру деталь 6 помещается через прямоугольное отверстие корпуса, закрываемое крышкой 7 со смотровым окном. Резец устанавливается в цилиндрической части специальной оправки 8, закрепляемой одним концом в резцедержателе станка, другим – в станке 9. Необходимая глубина резания устанавливается по лимбу перемещением оправки 8 с резцом перед откачкой воздуха из камеры.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

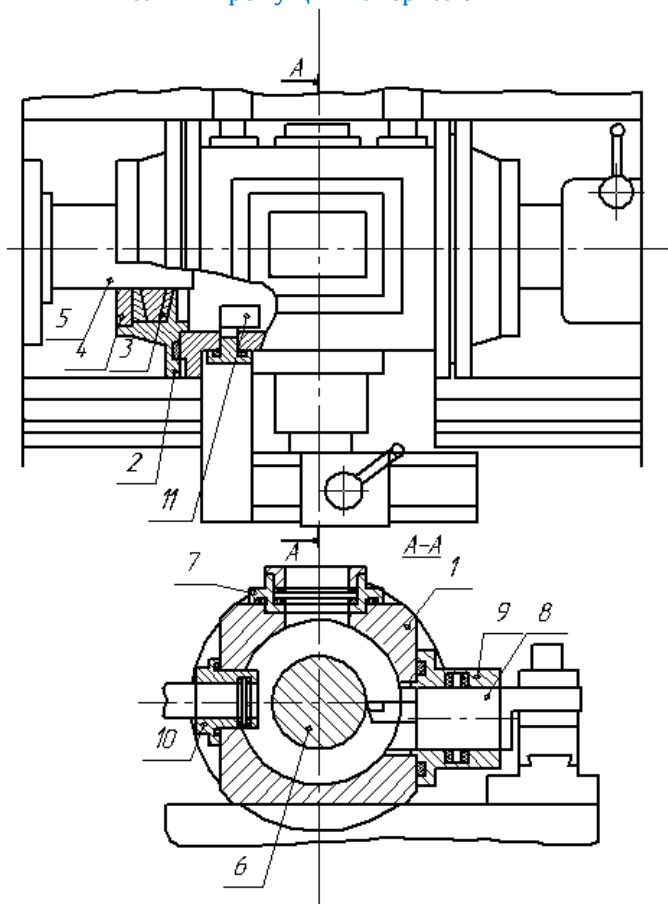


Рис.1.8. Общий вид вакуумной камеры

Конструкция камеры позволяет производить измерение износа резца в вакууме, не вынимая его из камеры. Для этого во втулке 10 устанавливается объектив измерительного прибора; наблюдение за износом ведется через радиальное отверстие в оправке 5; вершина резца освещается лампочкой 11. Необходимый вакуум обеспечивается двумя форвакуумными и паромасляными насосами с производительностью 400 л/с, разрежение измеряется вакуумметром СИТ-1А и лампами ЛМ-2 и ЛТ-1.

В описанной камере при разрежении 10^{-3} мм рт. ст. осуществляли резание стали 20Х (по физико-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

механическим свойствам близкой к стали 35) на режимах чистового точения ($t=1 \cdot 10^{-3}$ м, $s=0,1 \cdot 10^{-3}$ м/об.) резцами из твердых сплавов ВК8 и Т15К6 ($\varphi = 90^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 7^\circ$). Износ резцов по задним поверхностям h_3 и усадку стружки ξ определяли при резании в обычных условиях (на воздухе) и в вакууме. На пути трения $L=1000$ м измеряли износ резцов и находили интенсивность изнашивания $J = h_3/1000$.

На рис.1.9. представлены результаты экспериментов. Для сплава ВК8 они вынесены в табл.1.3. Характерно, что интенсивность изнашивания сплавов ВК8 и Т15К6 на воздухе и в вакууме неодинакова и зависит от скорости резания.

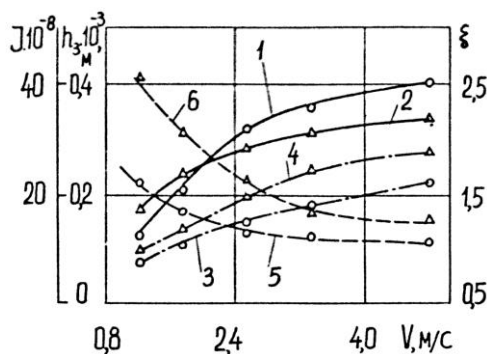


Рис.1.9. Зависимость износа резцов и усадки стружки от скорости резания на воздухе и в вакууме (10^{-3} мм рт.ст.): 1- износ резцов из твердого сплава ВК8 при точении на воздухе; 2 – то же, в вакууме; 3 – износ резцов из Т15К6 при точении на воздухе; 4 – то же, в вакууме; 5 – коэффициент усадки стружки для ВК8 при точении на воздухе; 6 – то же, в вакууме



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 1.3

Интенсивность изнашивания резцов из сплава ВК8 при точении стали 20X на воздухе и в вакууме

Скорость резания v , м/с	Линейный износ задней поверхности, $h_3 \cdot 10^{-3}$ м		Интенсивность изнашивания, $J \cdot 10^{-7}$		Снижение J при резании в вакууме, %
	точение на воздухе	точение в вакууме	точение на воздухе	точение в вакууме	
2,5	0,3	0,27	3,0	2,7	10,0
3,0	0,33	0,29	3,3	2,9	12,1
3,5	0,36	0,31	3,6	3,1	14,2

Износ резцов из ВК8 на воздухе, когда скорость выше 2,7 м/с, больше, чем в вакууме. В этом случае сказывается влияние температуры в зоне и связанное с ее повышением окисляющее действие кислорода воздуха. Как видно из рис. 1.9, резцы из твердого сплава Т15К6 в вакууме изнашиваются сильнее, причем с увеличением скорости резания разница в износе по сравнению с резанием на воздухе возрастает. По нашему мнению, здесь заметное влияние оказывают силы молекулярного сцепления, о чем свидетельствуют и большие значения коэффициента усадки стружки ξ . Величины ξ в вакууме больше, чем на воздухе, но с ростом скорости резания, а значит и температуры, приближаются к значениям, полученным при точении в атмосферных условиях.

Меньшая интенсивность изнашивания двухкарбидного сплава Т15К6 на воздухе по сравнению с точением в вакууме связана с большей устойчивостью к окислению, чем однокарбидных твердых сплавов, и защитным действием тончайших окисных пленок TiO_2 . Более толстые, рыхлые слои окислов WO_2 , WO_3 на сплаве ВК8 разупрочняют контактные поверхности и интенсифицируют износ. Из табл.1.3 следует, что для сплава ВК8 при резании в вакууме, когда



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

устраняется окисление контактных площадок инструмента, интенсивность изнашивания уменьшается на 10-14%; при трении в условиях безокислительного износа на скоростях $v = 2,5; 3,0$ и $3,5$ м/с соответственно на 16, 17 и 30% ниже, чем в обычных условиях. Видно, что по порядку величин эти данные согласуются с результатами экспериментального определения J при резании в вакууме и на воздухе.

1.2. Анализ теоретических зависимостей и экспериментальных данных для оценки интенсивности изнашивания в условиях резания

Одной из главных задач науки о трении и износе является установление функциональных зависимостей для оценки интенсивности изнашивания [34, 82, 87, 162]. Исходной предпосылкой является исследование механо-физико-химических явлений, происходящих в контактной зоне, и, как было показано нами [148, 150, 160, 162], состоит в выделении превалирующих факторов влияния на процесс износа – механических, механо-физико-химических, энергетических и термодинамических.

Как было показано выше, важная роль отводится тепловому фактору, т.е. температуре в контактной зоне. Однако влияние температуры на износ может быть прямым и косвенным. К косвенным факторам влияния температуры на износ следует отнести: влияние на предел прочности [148, 150] (формула И.В. Крагельского с сотрудниками) для оценки стойкости резцов для условий усталостного износа при упругом контакте; на скорость (или работу) трения (зависимость G. Yoshimoto, T. Tsukizoe для окислительного вида износа [148, 289]); критериальное соотношение Б.И. Костецкого, Л.И. Бершадского и Е.Н. Чукреева для нормального механохимического износа [86, 148]); формулу В.В. Федорова для оценки износа по жесткому абразиву [148, 223]; зависимость Л.И. Бершадского для силы трения [17, 148]; формулу Т.Н. Лоладзе – для определения пути резания при адгезионном износе [108, 148], а также влияние удельной, мнимой плотности энергии трения (зависимости Фляйшера [268] и Грегера [270]); удельной внутренней



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

энергии (В.В. Федоров [223]); тепловой составляющей внешней энергии и скрытой внутренней энергии (Ф.Я. Якубов [258]); предельной энергии разрушения зерна карбидов и связки в твердом сплаве при температуре кипения (Ю.Г. Кабалдин, [59, 148]); энергии химической связи и части плотности внутренней энергии (В.Н. Ким, [65, 148]).

В табл.1.4 приведены известные зависимости для расчета оценки трения и износа, в которых учтено прямое влияние температуры. В представленных формулах, в отличие от оригиналов, введено единое обозначение входящих величин.

Таблица 1.4
Расчетные зависимости для оценки трения и износа

№ формулы	Формула	Износ	Автор	Примечание
1	2	3	4	5
1	$J_{II} = \frac{v_{II}}{v_c} \cdot \frac{D}{3} \cdot \frac{\sigma_{II}}{H}$ $J_3 = \frac{v_3}{v} \cdot \frac{D}{3} \cdot \frac{\sigma_3}{H}$ $D = D_0 \exp\left(-\frac{U}{RT^*}\right)$	Адгезионный износ резов	Кук и Наяк [98]	σ_n и σ_3 - контактные напряжения на передней и задней поверхностях соответственно; H - твердость более мягкого материала; v - энергия активации износа; R - универсальная газовая постоянная; T^* - абсолютная температура; D_0 - предэкспоненциальный множитель
2	$J = \sqrt{\pi^3} \frac{D_0}{v} \exp\left(-\frac{U}{RT^*}\right) \times$ $\times \left[\left(\frac{P}{HB} A_a \right)^{1/2} - \frac{1}{\sqrt{\pi^3}} \frac{P}{HB} \right]$	Окислительный износ при трении скольжения	Л.И. Лысенко, Л.А.Кадецацкий [111]	v - скорость скольжения; P - нагрузка; U - энергия активации процесса окисления; HB - твердость



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

3	$J_{\phi\kappa} = K_{\phi\kappa} \left(\frac{RT^*}{Q} \right)^\alpha \left(\frac{RT^*}{U} \right)^\beta L_i^\epsilon$	<p>Износ с учетом химического модифицирования и сорбционных процессов</p>	<p>Ю.Н. Дроздов [49]</p>	<p>Q - теплота адсорбции; U - энергия активации распада межатомных связей; L_i - комплекс временных факторов</p>
4	$J_{T_p} = K_{T_p} \left(\frac{T_K}{T_{K_p}} \right)^m \left[\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \frac{\delta_i}{T_{K_p}} \right]^n \times \left[\frac{E\alpha\Delta T}{(1-m)\sigma_{K_p}} \right]^p$	<p>Износ при учете теплофизических процессов</p>		<p>T_c, T_{K_p} - контактная и критическая температуры; $\frac{\partial T}{\partial x} = gradT$; δ_i - толщина теплового пограничного слоя; α - коэффициент теплового расширения; ΔT - приращение температуры в поверхностном слое; σ_{K_p} - предельное напряжение в твердом слое</p>
5	$J_t = \int_0^t J_{\ominus}(T_{\max}) f_t p_t v_t A_K dt$ $T_{\max} = T + T_{\text{всп}}$ $J_{\ominus}(T_{\max}) = \frac{D_1}{D_2} + \frac{D_3 (T_{\max} - T_{M_1})^2 + 1}{D_4} + \frac{D_4}{D_5 (T_{\max} - T_{M_2})^2 + 1}$	<p>Изменение весового износа от времени торможения t</p>	<p>А.Г. Гинзбург [37], А.В. Чичинадзе [37], [236]</p>	<p>J_t - изменение износа от времени торможения; $J_{\ominus}(T_{\max})$ - функция, аппроксимирующая экспериментальную зависимость энергетической интенсивности весового износа от температуры; f_t, p_t, v_t - текущие значения коэффициента трения, удельной нагрузки и скорости от времени; $T_{\text{всп}}$ - температура вспышки; D_1, \dots, D_5, T_{M_1} и T_{M_2} - константы</p>



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

6	$i = \frac{1}{a} D_0 \exp\left(-\frac{U}{RT^*}\right) \times \left[\exp\left(\frac{U_p}{RT^*}\right) - 1 \right]$	<p>Диффузионный износ резцов (по вакансионному механизму)</p>	<p>Кук и Наяк [98]</p>	<p>i - скорость износа; a - расстояние между атомами; D_0 - предэкспоненциальный множитель; U - энергия активации диффузии; U_p - работа, затрачиваемая на пластическую деформацию слоя стружки (равна твердости)</p>
7	$T_{II} = \frac{\sqrt{\pi K_a} f G_1}{2G \frac{m\partial}{m} C_0 \sqrt{\nu D} \ell_{II}}$ $D = D_0 \times \exp\left(-\frac{U}{RT^*}\right)$	<p>Диффузионный износ резца по передней поверхности</p>	<p>Т.Н. Лоладзе [108]</p>	<p>T_n - период стойкости по передней поверхности; f - площадь лунки износа; G_1 и G - удельный вес твердого сплава и обрабатываемого материала соответственно; $m\partial$ и m - атомные веса растворенного вещества; C_0 - концентрация диффундирующего элемента на границе раздела; ν - скорость резания ($\frac{\nu}{K_a} = v_c$ - скорость движения стружки); ℓ_n - длина контакта по передней поверхности; $D = D_0 \exp\left(-\frac{U}{RT^*}\right)$ - коэффициент диффузии.</p>
8	$T_3 = \frac{\sqrt{\pi} \gamma \alpha \sqrt{h_3^3} G_1}{3G \frac{m\partial}{m} C_0 \sqrt{\nu D} (1 - \gamma \alpha)}$	<p>То же, по задней поверхности</p>		<p>h_3 - фаска износа по задней поверхности; α, γ - задний и передний углы резца.</p>



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

9	$h_3 = \left[(2-m)A^m \frac{\nu D_0 \exp(-U/RT^*)}{\epsilon \psi H} \right]^{1/2-m} \times t^{1/2-m}$	<p>Диффузионный износ резцов</p>	<p>A. Battacharyya, A.Ghosh, J.Ham [262]</p>	<p>h_3 - износ по задней поверхности; m - пока-затель, зависящий от тока деформации в зоне контакта; $A = dN/dh_3$ - скорость изменения нормальной нагрузки по величине износа; ν - скорость резания; ϵ - ширина среза; $\psi = \tan \alpha / (1 - \tan \alpha \tan \gamma)$; t - время достижения износа h_3; H - твердость мягкого материала; T^* - абсолютная температура.</p>
10	$J = J_0 \exp \left[-\frac{(U_0 - \gamma \mu_p)}{RT^*} \right]$	<p>Усталостный износ полимеров</p>	<p>С.Б. Ратнер, Е.Г. Лурье [142]</p>	<p>J - скорость изнашивания; J_0 - критическая скорость изнашивания, соответствующая условию $U_0 = \gamma \mu_p$; μ_p - сила трения на единицу площади; γ - показатель несовершенства строения материала; U_0 - энергия связи атомов в материале.</p>
11	$h = 2\sqrt{\pi} \left(\sqrt{D} + \frac{D e z}{\sqrt{aK}} \times \frac{E}{T\Delta\beta} \right) \sqrt{t}$ $D = D_0 \exp \left(-\frac{U}{RT^*} \right)$	<p>Диффузионно-вакансионный износ при резании</p>	<p>В.Г. Солоненко [206]</p>	<p>D - коэффициент диффузии вакансий; e - заряд электрона; z - вероятность увлечения вакансий; E - термо-ЭДС зоны резания; T - средняя температура контакта (температура резания); a - коэффициент температуропроводности инструмента; K - постоянная Больцмана; $\Delta\beta$ - критерий износа ($\Delta\beta = 0,22$ для Р6М5; 0,16–Т15К6; 0,39–ВК8)</p>



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Окончание табл.1.4

1	2	3	4	5
12	$J = \beta_{\text{упр}} \frac{B_1 \exp[\alpha_2 T(1 + \beta t)]}{E_0^{1+\beta t}} + \beta_{\text{нз}} \frac{B_2 \exp(\alpha \gamma T)}{HB_0^\gamma}$	Износ при упругопластическом контакте	В.И.Колесников [75]	$\beta_{\text{упр}}, \beta_{\text{нз}}$ - коэффициенты, учитывающие пластическую и упругую составляющие деформации; B_1 и B_2 - комплексы; T - температура; β - коэффициент, характеризующий увеличение прочности на срез от нормального давления; t - показатель кривой усталости; E_0 и HB_0 - модуль упругости и твердости пластмасс; γ - параметр шероховатости поверхности контактирования.
13	$J = \frac{\left\{ \alpha \int_0^\Delta \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \frac{1}{T} \right)^2 - \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \cdot \frac{1}{T} \right] dx \right\}^2}{\nu P[\delta S](S_* - S_0)}$ $J = \frac{\left[\int_0^\Delta \frac{c \rho T(x) dx}{T} \right]^2}{\nu P[\delta S](S'_x - S'_0)}$ $P(\delta S) = \lambda \int_0^{x_B} \left(\frac{\text{grad} T_\epsilon}{T_\epsilon} \right)^2 dx$ $x_B = 3\sqrt{aL/\nu}$	Энтропийный подход к оценке интенсивности изнашивания	А.А.Рыжкин и др. [181,184]	T - температура контакта; λ - коэффициент теплопроводности материала инструмента; Δ - зона действия температурного градиента; ν - скорость трения; S_* - критическая плотность энтропии (характеристика материала); $P(\delta S)$ - производство избыточной тепловой энтропии; T_ϵ - температура вспышки; x_B - глубина проникновения температурной вспышки; α - коэффициент теплопроводности; L - путь существования единичного пятна касания



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

14	$J = \frac{mT^n}{(g-1) \left[-\frac{\partial T(0)}{\partial x} \right] \nu (S_* - S_0)}$	Энтропийный подход к оценке интенсивности изнашивания	К.Г. Шучев и др. [251, 252]	$mT^n = \omega_0$ - плотность объемного источника теплопоглощения; m , n и g - коэффициенты, зависящие от материала и вида изнашивания.
----	---	---	-----------------------------	---

Общими признаками большинства зависимостей для расчета интенсивности изнашивания, величины износа и периода стойкости, как видно из табл.1.4, является наличие кинетического параметра $D = D_0 \exp\left(-\frac{U}{RT^*}\right)$ (см. формулы (1), (2), (6)-(10)), где величина U есть энергия активации физического процесса, определяющего вид изнашивания: активации образования адгезионных связей при износе резцов (формула 1, [98]); активации процесса окисления (формула 2, [111]), активации диффузии структурных элементов стали и твердого сплава при диффузионном износе резцов (формула 6, [98], формулы 7, 8 [108], 9 [262]); энергия связи атомов в материале (формула 10, [142]) или активации диффузии вакансий (формула 11, [206]). Очевидно, что с повышением температуры коэффициент диффузии возрастает, из-за чего ускоряется процесс диффузионного переноса части материала (атомов, ионов), увеличивая интенсивность изнашивания J , (формулы Кука и Наяка, А.И. Лысенко и А.А.Каденацкого, A.Battacharyya), повышая абсолютный износ h (зависимость В.Г. Солоненко и A.Battacharyya) и понижая стойкость резцов (формулы Т.Н. Лоладзе). В своей работе [97] В.Д. Кузнецов одним из первых обратил внимание на связь температуры с износом через изменение физико-механических свойств материалов, а Б.И. Костецкий в работе [83] показывает, что количество выделяемой при трении теплоты оказывает как положительное (через образование вторичных структур), так и отрицательное влияние (через десорбцию, разрушение пленок смазки, диффузию, уменьшение механических характеристик материалов).

Анализ и обобщение данных, представленных



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

упомянутыми исследователями, позволяют сделать вывод о том, что температура является основным фактором, влияющим на протекание и механических, и физико-химических процессов в контактной зоне при трении.

1.3. Влияние температурного градиента на характеристики трения и износа

Известны теоретические и экспериментальные исследования влияния температуры [37, 63, 72, 87, 89-91, 108, 119, 199, 220, 233, 236, 243, 253] на трение и износ в парах трения различного назначения. Необходимо прежде всего обратить внимание на зависимости, учитывающие влияние температуры и на коэффициент трения. И.В. Крагельский и И.Э. Виноградова [90] считают, что зависимость силы трения от скорости скольжения в значительной мере обусловлена температурным режимом узла трения и предлагают формулу для коэффициента трения f :

$$f = (a + \epsilon T)e^{-cT} + d, \quad (1.17)$$

где a , ϵ , c и d – коэффициенты, зависящие от природы контактируемых при трении тел; T – температура.

А.В. Чичинадзе и А.Г. Гинзбург [236] в наборе уравнений тепловой динамики трения приводят соотношение для определения коэффициента трения при торможении f_t , зависящего от времени t :

$$f_t = f_0 \left\{ K_1 + \frac{K_2}{K_3 (T^* + T_{об} + T_{всн} - T_m)^2 + 1} \right\}. \quad (1.18)$$

Здесь f_0 - начальный коэффициент трения; K_1 , K_2 и K_3 - коэффициенты; T^* - среднеинтегральная температура поверхности трения; $T_{всн}$ - температура вспышки; $T_m = T^* + T_{всн}$ - температура фрикционного контакта.

Н.М. Михиным [119] рассмотрен двухчленный закон трения, согласно которому коэффициент трения равен сумме деформаций и адгезионной составляющим. Используя известную зависимость И.В. Крагельского [89] для коэффициента трения при пластическом контакте и соотношение, связывающие твердость и касательные напряжения с температурой, автор [119] получил выражение для общего коэффициента трения:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$f = e^{\Delta T_0} (f_{адг} e^{\alpha - \gamma \psi} + f_{деф} e^{\alpha}), \tag{1.19}$$

где ΔT_0 - изменения объемной температуры; α, γ, ψ - некоторые коэффициенты; $\psi = T_{II} / T_0$; T_{II} - поверхностная температура; $f_{адг}$, $f_{деф}$ - адгезионная, деформационная составляющие коэффициента трения.

В зависимости от соотношений между коэффициентами $f_{адг}$ и $f_{деф}$, между объемной (T_0) и поверхностной (T_{II}) температурами общий коэффициент трения, по мнению Н.М. Михина [119], при изменении температуры может падать, возрастать или проходить через минимум, причем последнее является наиболее общей зависимостью. Заметим, зависимость (1.19) рекомендуется использовать в качестве первого приближения только для однородных материалов.

Справедливости ради надо сказать, что минимум коэффициента трения при изменении температуры был экспериментально обнаружен в ряде работ, в том числе: при трении в вакууме А.П. Семеновым [199]; при торможении – А.Г. Гинзбургом и А.В. Чичинадзе [37]; при трении в условиях резания – Н.С. Колевым [72].

Используя зависимость И.В. Крагельского для оценки коэффициента трения для упругого и пластичного контактов, а также результаты собственных экспериментов по влиянию температуры и $gradT$ на физико-механические свойства пластмасс, В.И. Колесников [75] для пары «металл-полимер» получил зависимость для расчета коэффициента трения:

$$f = \beta_y A_1 \left(\frac{P_c e^{\alpha_2 T}}{E_0} \right)^{1/(2\nu+1)} + \beta_{II} \left[\frac{\tau_{II} e^{\alpha_1 T}}{HB_0} + A_2 \left(\frac{2P_c e^{\alpha_1 T}}{\nu HB_0} \right)^{1/2\nu} \right]. \tag{1.20}$$

Как следует из выражения (1.20), изменение коэффициента трения и интенсивности изнашивания под влиянием температуры T зависит от физико-механических (E и HB) и пластичных (β_y и β_{II}) свойств пластмасс.

Другими словами, при изменении температуры коэффициент трения может снижаться, возрастать или проходить через один или два экстремума, что чаще всего наблюдается при проведении трибологического эксперимента, в том числе при трении



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

в вакууме [199], при торможении [37], износе пластмасс [184] и трении в условиях резания [72,150].

Роль температуры как доминирующего фактора процесса трения и износа в традиционных парах трения и на технологических операциях формообразования, в том числе при резании металлов, была доказана теоретически и экспериментально обоснована в работах, кроме отмеченных выше, В.А. Кудинова [94], Н.Л. Голего [39], Б.В. Протасова [139], С.С. Силина [197], А.Н.Резникова [144,146], Н.В. Талантова [213] и других, анализ которых (в т.ч. и не указанных здесь) будет выполнен нами ниже.

Так как пара трения есть открытая термодинамическая система, обменивающаяся с окружающей средой энергией и веществом, то для оценки ее состояния, как было доказано нашим исследованием, применимо уравнение баланса энтропии [162]. Изменения энтропии по времени внутри системы трения определяется суммой произведения обобщенных сил на соответствующие термодинамические потоки. При изнашивании инструментальных режущих материалов доминируют тепловые процессы [75, 162, 181, 184], поэтому для этой системы роль термодинамического потока играет поток тепла, а соответствующая ему термодинамическая сила – градиент температуры. При таком подходе $gradT$ должен играть самостоятельную роль в процессе трения и износа.

Как справедливо указывает В.И. Колесников [75], изучение влияния температурного градиента на взаимодействие и разрушение трущихся поверхностей в теории трения и износа является сравнительно новым направлением. Тем не менее в ряде работ отечественных и зарубежных авторов изучалось влияние $gradT$ на трибологические характеристики пары трения.

Существование высоких температурных градиентов у поверхности трения и значительная разница между максимальной температурой поверхности контакта и объемными температурами отмечены в работах Е.Фрайтага [233], Ф.О.Линга [107]. Б.В. Протасов с сотрудниками, изучая распределение энергии между элементами пары трения, установил, что износом сопряжения можно управлять, изменяя условия теплоотвода в контактируемых телах.

Ю.Н. Дроздов [49] для расчета интенсивности изнашивания при учете теплофизических процессов предлагает критериальное соотношение (см. табл.1.4, формула 4), в котором, кроме температуры, в явном виде учтены влияние $gradT$ и толщина теплового пограничного слоя.

В наших исследованиях износа инструментальных режущих



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

материалов на базе энтропийного подхода [150,158,162,184] установлено, что температурный градиент определяет производство тепловой энтропии при трении (член $\lambda \int_0^{\Delta} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \frac{1}{T} \right) dx$ (в формуле

13, табл.1.4)) и обеспечивает локализацию теплового поля к поверхности контакта (зависимость 14, табл. 1.4).

Однако пионерской работой в изучении прямого влияния $gradT$ на трибологические характеристики следует считать исследование И.В. Крагельского и Г.И. Трояновской [91]. Взяв за основу зависимость Бенгейма, они определили величину предельного напряжения сдвига в третьем теле, претерпевшем значительные пластические деформации:

$$\tau = \tau_0 + \eta \frac{dv}{dx} \tag{1.21}$$

Здесь τ - удельная сила трения; τ_0 - предельное напряжение сдвига третьего тела; η - коэффициент вязкости третьего тела; $\frac{dv}{dx}$ - градиент скорости по нормали к поверхности контакта.

Определив коэффициент внешнего трения как $f = \frac{\tau}{p_\phi}$, где p_ϕ - фактическое удельное давление, и учитывая (1.21), авторы [91] получили общее выражение для коэффициента трения:

$$f = \frac{\tau_0}{p_\phi} + \frac{\eta}{p_\phi} \frac{dv}{dx} \tag{1.22}$$

Величина фактического удельного давления p_ϕ принималась равной твердости (для пластического состояния), которая, как и коэффициент Пуассона η и предельное напряжение сдвига τ_0 , зависит от температуры T . Полагая, что градиент скорости $\frac{dv}{dx}$ линейно зависит от градиента температуры $\frac{dT}{dx}$ по зависимости:

$$\frac{dv}{dx} = K_1 \frac{dT}{dx} \tag{1.23}$$

в итоге получаем:

$$f = C_1 T^{m-n} \frac{dT}{dx} + A_1 T^{m-r} \tag{1.24}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Анализируя зависимость (1.24), авторы [91] приходят к выводу, что при постоянном $gradT$ (скорость скольжения постоянна) коэффициент трения от температуры "...может возрасти, падать или переходить через максимум в зависимости от соотношения между показателями m , n и r и постоянными C_1 и A_1 ...". Кроме этого коэффициент трения возрастает с ростом $gradT$ и уменьшением общей температуры в узле трения.

Экспериментальными исследованиями коэффициентов трения для тормозных колодок из пластмассы и металлокерамики были подтверждены выводы, вытекающие из зависимости (1.24). Авторы [91] полагают, что обнаруженный ими эффект увеличения трения при росте температурного градиента и снижении поверхностной температуры "будет иметь значение лишь применительно к фрикционным материалам с малой теплопроводностью и лишь в том случае, когда в зоне трения возникает температура, постоянная для изменения механических и физических свойств материалов." К сожалению, в цитируемой работе отсутствуют результаты исследований износостойкости тормозных колодок в связи с их тепловым состоянием.

Общеизвестно, что в общем случае с увеличением силы (коэффициента) трения повышается и износ пары трения или одного из ее элементов. В качестве примера приведем данные В.И. Колесникова [75], изучавшего влияние температурного градиента на коэффициент трения и интенсивность изнашивания металлополимерных пар. Им установлено, что твердость, модуль упругости и предел прочности при растяжении полимерных материалов с увеличением $gradT$ вначале увеличиваются, а затем падают, т.е. зависимости имеют экстремальный характер. Для истирания образца из полиамида о вал из стали 45 с увеличением температуры от 303 до 343К ($v = 0,5$ м/с, $gradT = 4 \cdot 10^4$ К/м) увеличиваются коэффициент трения с 0,3 до 0,7, а интенсивность изнашивания от $0,6 \cdot 10^{-9}$ до $1,8 \cdot 10^{-9}$ кг/м. Рост температурного градиента от $2 \cdot 10^4$ до $6 \cdot 10^4$ К/м при неизменных остальных параметрах трения приводит, по данным [75. С.111], к увеличению коэффициента трения с 0,38 до 0,57 и снижению интенсивности изнашивания до 40%; при этом уменьшается износ и стального вала. Из [75] следует, что износ термопластов при вариации величины модуля температурного градиента имеет максимум при таком значении $gradT$, когда значения твердости и модуля упругости максимальны. При увеличении $gradT$ до $5 \cdot 10^3$ - $7 \cdot 10^3$ К/м показатели твердости H и упругости E повышают-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ся, а интенсивность изнашивания снижается. При дальнейшем росте $gradT$ значения H и E уменьшаются и интенсивность изнашивания растет. Согласно [75. С.207] зависимость коэффициента трения пластмасс от $gradT$ имеет сложный характер, так как изменяются не только физико-механические свойства пластмасс, но и площадь контакта и контурное давление.

В.Н. Кашеевым [63] истирались о никелевый диск образцы из бронзы в форме стаканчиков, внутренняя поверхность которых принудительно охлаждалась или нагревалась. Если температурный градиент был направлен к поверхности контакта, то износ резко уменьшался (0,5 мг/км), при этом на контакте температура была равна 115 °С, а в объеме 92°С; износ составлял 24 мг/км. Таким образом, с увеличением в 4,5 раза величины модуля положительного $gradT$ износ бронзы уменьшился почти в 50 раз.

Влияние $gradT$ на интенсивность изнашивания инструментальных материалов было установлено нами [162,252], применяя энтропийный подход к анализу процесса трения и выражая в общем уравнении интенсивности изнашивания J производство и поток энтропии через параметры теплового поля:

$$J = \frac{mT_k^n}{(g-1) \left[\frac{\partial T(0)}{\partial x} \right] \psi \nu (S_* - S_0)}, \quad (1.24)$$

где T_k - максимальная поверхностная температура; $mT_k^n = -\omega_0$ ($m > 0$; $n > 0$) - объемная плотность теплового источника теплопоглощения; $g > 1$; $\left[\frac{\partial T(0)}{\partial x} \right]$ - температурный градиент при $x = 0$; ψ - коэффициент; S_x - критическая плотность энтропии (характеристика материала); ν - скорость трения.

Из (1.25) следует, что при постоянной температуре контакта T_{II} интенсивность изнашивания J инструментального материала, находящегося в стационарном тепловом режиме, зависит от локализации теплового поля к поверхности контакта, т.е. от $gradT(0)$. С термодинамической точки зрения это означает увеличение потока тепловой энтропии в среду и уменьшение плотности накопленной энтропии в тонких поверхностных слоях изнашиваемого материала. Этот вывод согласуется с результатами исследований В.И. Колесникова и В.А. Кашеева.

Из приведенных данных следует, что важная характеристи-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ка теплового поля при трении – температурный градиент как и температура оказывает самостоятельное влияние на процесс трения.

К оценке влияния температуры и температурного градиента на трение и износ можно подойти [149] с позиций термодинамики, если иметь в виду, что $gradT$ есть термодинамическая сила, определяющая термодинамический поток – поток тепла [38].

Рассмотрим специфическую пару трения "режущий инструмент-деталь" с двумя контактными площадками "задняя поверхность-деталь", "передняя поверхность-стружка". Как и обычная пара трения система резания есть открытая термодинамическая система; в общем случае эта система неравновесная, в которой доминируют тепловые процессы.

Будем считать, что в условиях резания контакт является упруго-пластическим, т.е. в контакте преобладают пластические деформации в более вязком, пластичном материале детали и стружки. Типичный пример – образование зоны вторичных деформаций в стружке толщиной h (рис.1.10), где имеет место как ламинарный, так и турбулентный характер течения металла.

Максимум температуры T_{max} может быть не на контакте ($x=0$), а на некоторой глубине от него ($x=h$) (см. рис.1.10), причем положение этого максимума зависит от скорости и с ее увеличением переходит на контактную плоскость [190]. В.А. Кудинов [94], например, предлагает точку максимума брать в середине пластической зоны.

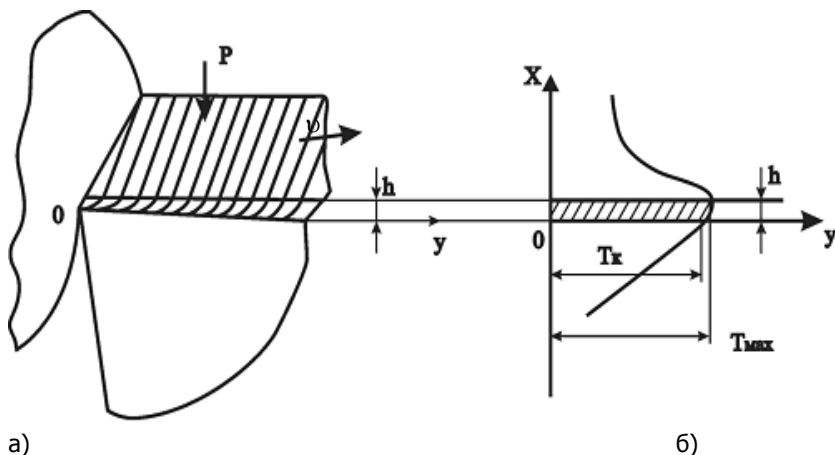


Рис.1.10. Образование вязкотекучего слоя в условиях реза-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ния (а);

схема распределения температур (б)

Для оценки влияния теплового состояния пары трения в условиях резания на величину коэффициента (силы) трения положим, что сила сопротивления перемещению стружки F равна сумме двух сил: F_1 , формируемой на контакте по гребешкам микронеровностей на поверхности более твердого материала инструмента, и F_2 , формируемой в вязкотекучем слое толщиной h (см. рис. 1.10):

$$F = F_1 + F_2 \text{ или } f = f_1 + f_2. \tag{1.26}$$

Система трения как система термомеханическая характеризуется определенным запасом внутренней энергии. При взаимодействии системы со средой внутренняя энергия этой системы изменяется на бесконечно малую величину dU и в соответствии с первым началом термодинамики равна:

$$dU = \sum_{k=1}^n dQ_k, \tag{1.27}$$

где Q_k - одно из воздействий на систему.

Количество воздействий Q_k на систему трения можно определить через макроскопические характеристики системы - координаты и потенциалы [106].

Тогда

$$dU = \sum_{k=1}^n P_k x_n, \tag{1.28}$$

где $P_1, P_2 \dots P_n$ потенциалы; $x_1, x_2 \dots x_n$ - координаты системы.

В общем случае координаты и потенциалы являются термодинамическими параметрами состояния.

Для системы трения как термомеханической учтем прежде всего тепловую и механическую степени свободы. Тепловая степень свободы характеризуется тепловым потенциалом – температурой ($P_1 \equiv T$) и тепловой координатой – энтропией ($x_1 \equiv S$). Механическая степень свободы характеризуется потенциалом $P_2 = p \nu$ (p - давление, ν - скорость), координатой $x_2 \equiv F$ (или $x_2 \equiv f$), где F и f - сила и коэффициент трения соответственно.

Следуя [106], используем дифференциальные соотношения между потенциалами и координатами:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

- сопряжения по координатам

$$\left(\frac{\partial x_j}{\partial P_K} \right)_{xinv} = \left(\frac{\partial x_K}{\partial P_j} \right)_{xinv} , \quad (1.29)$$

$$\left(\frac{\partial P_K}{\partial x_j} \right)_{xinv} = \left(\frac{\partial P_j}{\partial x_K} \right)_{xinv} ; \quad (1.30)$$

- сопряжения по потенциалам

$$\left(\frac{\partial x_K}{\partial P_j} \right)_{Pinv} = \left(\frac{\partial x_j}{\partial P_R} \right)_{Pinv} , \quad (1.31)$$

$$\left(\frac{\partial P_j}{\partial x_R} \right)_{Pinv} = \left(\frac{\partial P_K}{\partial x_j} \right)_{Pinv} ; \quad (1.32)$$

- смешанные сопряжения

$$\left(\frac{\partial x_K}{\partial x_j} \right)_{pk} = - \left(\frac{\partial P_j}{\partial P_K} \right)_{xj} . \quad (1.33)$$

Для теплового и деформационного взаимодействия уравнение (1.33) примет вид:

$$\left[\frac{\partial S}{\partial(p\nu)} \right]_T = - \left(\frac{\partial F}{\partial T} \right)_{p\nu} \quad (1.34)$$

или

$$\left[\frac{\partial S}{\partial(p\nu)} \right]_T = - \left(\frac{\partial f}{\partial T} \right)_{p\nu} . \quad (1.35)$$

Здесь $x_1 = S$; $P_1 = T$; $x_2 = p\nu$; $P_2 = F(f)$.

Задача состоит в оценке величин, входящих в полученную зависимость (1.35), связывающую потенциалы и координаты тепловой и деформационной подсистем системы трения.

Как указывалось выше, суммарная сила трения F на передней поверхности инструмента будет формироваться в двух зонах: зона I – на пятнах фактического контакта с высотой гребешков h_{\max} ; и в зоне II толщиной h , где формируется поле касательных напряжений, температур и скоростей (рис.1.11, б, в, г), [199, 190].



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

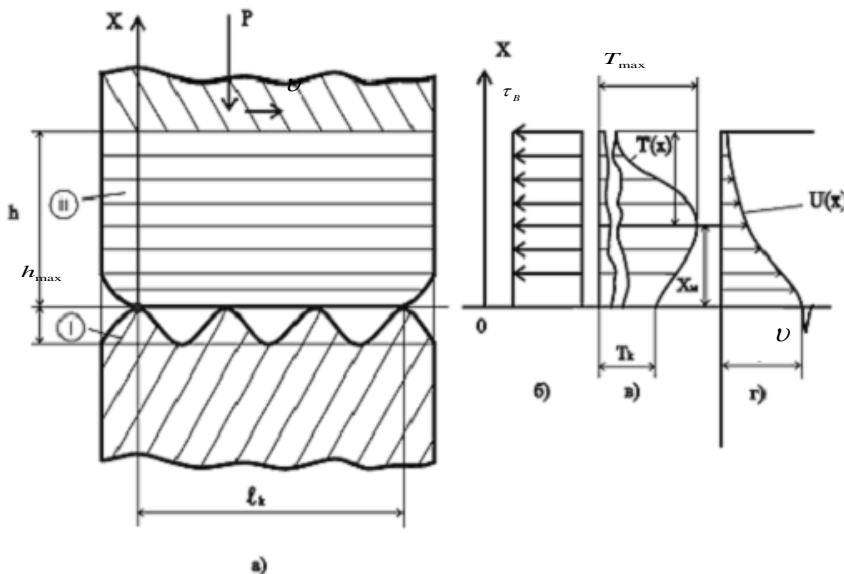


Рис.1.11. Схема контакта инструмента со стружкой (заготовкой) (а); распределение касательных напряжений (б), температур (в) и скоростей (г) в пластичном слое стружки

Определим параметры для зоны I, входящие в уравнение (1.35). Примем, что контакт по гребешкам шероховатостей будет пластическим из-за сравнительно высоких температур; гребешки имеются только на поверхностях контакта инструмента (они образуются при заточке (шлифовании)); нижняя поверхность стружки изначально предполагается гладкой (по крайней мере шероховатости ее до встречи с первым выступом на передней поверхности меньше по высоте; они формируются лезвием инструмента, которое предполагается абсолютно гладким). Влиянием затекания пластичного материала стружки в микровпадины поверхности инструмента пренебрегаем.

Для оценки коэффициента (силы) трения в зоне I используем дифференциальные соотношения между потенциалами и коэффициентами (в форме смешанного сопряжения) согласно уравнениям (1.34) и (1.35). Так как система трения – термодинамическая (термодеформационная) система, то тепловая степень свободы системы характеризуется тепловым потенциалом – температурной T_0 и тепловой координатой - энтропией S . Деформационная степень свободы системы трения характеризуется механическим потенциалом – силой (коэффициентом) трения - $F(f)$;



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

координатой в этом случае будет работа трения $\tau\nu(f\rho\nu)$, рассеиваемая пятнами контакта. В зоне I в качестве теплового потенциала примем температуру вспышки T_g .

Так как $x_1 \equiv S$, $P_1 \equiv T_g$, $x_2 \equiv \tau\nu(p\nu)$, $P_2 = F_1$ (или $P_2 = f_1$), то зависимость (1.35) примет вид:

$$\left[\frac{\partial S}{\partial(p\nu)} \right]_{T_g} = - \left(\frac{\partial F_1}{\partial T} \right)_{p\nu} \equiv - \left(\frac{\partial f_1}{\partial T} \right)_{p\nu}. \quad (1.36)$$

Найдем $\left[\frac{\partial S}{\partial(p\nu)} \right]_{T_g}$, имея в виду, что $\partial S = \frac{\partial q}{T}$, а $\partial q = c_v \partial T$.

Здесь ∂q - удельный тепловой поток, а c_v - теплоемкость.

Тогда

$$\left[\frac{\partial S}{\partial(p\nu)} \right]_{T_g} = \frac{1}{T} \left(\frac{\partial q}{\partial(p\nu)} \right)_{T_g} = \frac{1}{T} \left(\frac{c_v \partial T}{\partial(p\nu)} \right)_{T_g} = \frac{c_v}{T} \left(\frac{\partial T}{\partial(p\nu)} \right)_{T_g}. \quad (1.37)$$

Температуру вспышки можно найти по известной зависимости [9]

$$T_g = \frac{\sqrt{2}+1}{2\sqrt{2}} \cdot \frac{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \cdot \frac{f_1 p \nu d}{2A_r \lambda_2} = A_0 f_1 p \nu. \quad (1.38)$$

Здесь $d = 2,8 \sqrt{\frac{r h_{\max}}{\nu}} \left(\frac{P}{A_c \sigma} HB_2 \right)$ - диаметр пятна касания

[8]; HB- твердость материала; A_r и A_c - фактическая и контурная

площади, m^2 ; $A_r = \frac{P}{HB_2(T_g)} = \frac{P_a A_a}{HB_2(T_g)}$; $HB_2(T_g) = C \sigma_s$; A_a - но-

минальная площадь, m^2 ; r - радиус шероховатости, h_{\max} - высота шероховатости; ν и σ -параметры опорной кривой; P - нагрузка на единичный выступ.

Из (1.38) имеем

$$\frac{\partial T_g}{\partial(p\nu)} = A_0 f_1. \quad (1.39)$$

Подставив (1.39) в (1.37), получим



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\left(\frac{\partial S}{\partial(pv)} \right)_{T_g} = \frac{c_v}{T} A_0 f_1 \cdot \tag{1.40}$$

Тогда из (1.36) с учетом (1.40) находим

$$\left(\frac{\partial f_1}{\partial T} \right)_{pv} = -\frac{c_v}{T} A_0 f_1 \cdot \tag{1.41}$$

откуда

$$\partial f_1 = -\frac{c_v}{T} A_0 f_1 \partial T \text{ или } \frac{\partial f_1}{f_1} = -A_0 c_v \frac{\partial T}{T} \cdot \tag{1.42}$$

В результате получим

$$f_1 = C_1 T_g^{-A_0 c_v} \cdot \tag{1.43}$$

Зона 1, кроме отмеченных особенностей контакта микронеровностей инструментального материала с гладкой поверхностью вязкотекучего слоя, что определяет температуру вспышки, может быть представлена и другой схемой (рис.1.12.).

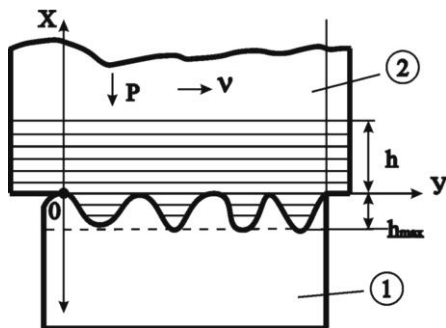


Рис.1.12. Схема контакта вязкого полупространства с жесткой шероховатой поверхностью

Практически после первых актов контактирования впадины шероховатости заполняются вязким материалом контртела и контакт стружки происходит по этой, уже "пятнистой", поверхности (см. также рис. 1.4). Периодический срыв этих частиц и разрушение микронеровностей вызывают флуктуации скоростей пластического течения и контактных напряжений, которые являются основной причиной температурных вспышек в поверхностных слоях материалов трущихся тел [94, 190]. Эти вспышки, как известно, необходимо учитывать при определении максимальных температур [240, 241].

Флуктуации температур накладываются на квазистационарные температурные распределения в трущихся телах и



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

влияют на максимальную температуру. Из-за малости величины h_{\max} тепловую задачу в зоне I будем решать с плоским ком. Считаем, что теплота распространяется по нормали к поверхности трения в направлении оси x ; периодические возмущения (флуктуации) температуры возникают в плоскости Oy и затухают в направлении оси x (см. рис.1.12).

Решением тепловой задачи

$$a \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial x^2} = \frac{\partial \tilde{T}}{\partial t} \quad (1.44)$$

при граничных условиях

$$\lambda \left. \frac{\partial \tilde{T}}{\partial x} \right|_{x=0} = -\alpha \tilde{q} \quad \text{и} \quad \tilde{T}(x, t) \Big|_{x=\infty} = 0$$

и, учитывая, что периодический тепловой поток \tilde{q} равен

$$\tilde{q} = 0,5 U_0 \tau_0 (1 + \cos 2\omega t), \quad (1.45)$$

где $\omega = 2\pi K$ - круговая частота, а t - время, получаем величину амплитуды температурных флуктуаций [106]

$$\tilde{T}_1(x, \tau) = \frac{\tilde{q} \sqrt{a_1 a_2}}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{\omega}} \exp \left[-x \sqrt{\frac{\omega}{2a_1}} \cos \left(\omega t - x \sqrt{\frac{\omega}{2a_1}} - \frac{\pi}{4} \right) \right]. \quad (1.46)$$

Здесь $\tilde{T}_{1\max} = \frac{\tilde{q} \sqrt{a_1 a_2}}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{\omega}}$ - максимальная амплитуда температурных колебаний.

Тогда уравнение (1.36) для этого варианта будет иметь вид:

Тогда уравнение (1.36) для этого варианта будет иметь вид:

$$\left[\frac{\partial S}{\partial(\tau v)} \right]_{\tilde{T}_{1\max}} = - \left(\frac{\partial f_1}{\partial T} \right)_{\tau v}. \quad (1.47)$$

Повторив приведенные выше выкладки для первого варианта зоны I, получим:

$$\left[\frac{\partial S}{\partial(\tau v)} \right]_{\tilde{T}_{1\max}} = \left[\frac{\partial \left(\frac{\partial q}{T} \right)}{\partial(\tau v)} \right]_{\tilde{T}_{1\max}} = \frac{1}{T} \left(\frac{\partial q}{\partial(\tau v)} \right)_{\tilde{T}_{1\max}} = \frac{1}{T} \left(\frac{c_v \partial T}{\partial(\tau v)} \right)_{\tilde{T}_{1\max}} = \frac{c_v}{T} \left(\frac{\partial T}{\partial(\tau v)} \right)_{\tilde{T}_{1\max}}. \quad (1.48)$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Из (1.47) и (1.48) получим

$$\left(\frac{\partial f_1}{\partial T}\right)_{\tau\nu} = -\frac{c_v}{T} \left[\frac{\partial T}{\partial(\tau\nu)}\right]_{T_{\max}}. \quad (1.49)$$

$$\text{Но } \tilde{T}_{\max} = \frac{U_0 \tau_0}{2} (1 + \cos 2\omega t) \frac{\sqrt{a_1 a_2}}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{\omega}} \quad [192]$$

или

$$\tilde{T}_{\max} = \nu \tau A_0 \equiv \nu p f_1 A_0. \quad (1.50)$$

Из (1.50) дифференцированием по $p\nu$ получим:

$$\frac{\partial \tilde{T}_{\max}}{\partial(p\nu)} = A_0 f_1, \quad (1.51)$$

а по аналогии с (1.41) будем иметь:

$$\left(\frac{\partial f_1}{\partial \tilde{T}_{\max}}\right)_{p\nu} = -\frac{c_v}{\tilde{T}_{\max}} A_0 f_1. \quad (1.52)$$

Очевидно

$$\frac{\partial f_1}{f_1} = -A_0 c_v \frac{\partial \tilde{T}_{\max}}{\tilde{T}_{\max}} \quad (1.53)$$

и

$$f_1 = C_1 \tilde{T}_{\max}^{-A_0 c_v}. \quad (1.54)$$

Полученный результат совпадает с (1.43).

Определим коэффициент трения f_2 для зоны II (см. рис. 1.11). Отличительными особенностями контакта в зоне II являются [190]:

- материал пластичного слоя, находящийся при высоких температурах и скоростях деформаций, обладает свойствами вязкой жесткости, для которой справедлив закон Ньютона

$$\tau_{\kappa} = -\eta \frac{\partial U(x)}{\partial x}; \quad (1.55)$$

- динамическая вязкость материала пластичного слоя является убывающей функцией температуры

$$\eta = \eta_0 \exp\left(-\frac{KT}{T_{\max}}\right); \quad (1.56)$$

тепловыделение в деформируемом слое происходит за счет вязкой диссипации механической зоны трения;

толщина деформируемого слоя есть функция температуры;



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

касательные напряжения τ_k постоянны по толщине h .

Для зоны II в качестве потенциала P_2 принимаем максимальную температуру T_{\max} (см. рис.1.10) в слое h , а за координату – производство энтропии σ . По аналогии с (1.36) составим смешанное сопряжение потенциалов и координат, имея в виду, что $x_1 = \sigma$, $P_1 = T_{\max}$, $x_2 = \tau\nu$, $P_2 = f_2$.

$$\left(\frac{\partial \sigma}{\partial(\tau\nu)} \right)_{T_{\max}} = - \left(\frac{\partial f_2}{\partial T_{\max}} \right)_{\tau\nu}. \quad (1.57)$$

Производство тепловой энтропии σ равно [160]:

$$\sigma = J_q \left(\text{grad} \frac{1}{T} \right) \equiv \lambda_2 \frac{(\text{grad} T)^2}{T^2}. \quad (1.58)$$

С учетом (1.58) преобразуем (1.57):

$$\left(\frac{\partial f_2}{\partial T_{\max}} \right)_{\tau\nu} = - \left[\frac{\partial \sigma}{\partial(\tau\nu)} \right]_{T_{\max}} = - \left\{ \frac{\lambda_2 \partial(\text{grad} T)^2}{T^2 \partial(\tau\nu)} \right\}_{T_{\max}} = - \frac{2\lambda_2}{T^2} \text{grad} T \left[\frac{\partial(\text{grad} T)}{\partial(\tau\nu)} \right]_{T_{\max}}. \quad (1.59)$$

Полагая, что $\text{grad} T \equiv \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0}$ имеет максимальное значение, и используя закон Фурье (граничное условие 2-го рода), получаем

$$\text{grad} T \equiv \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{q_0}{\lambda_2} = \frac{\tau\nu_{cp}}{\lambda_2}. \quad (1.60)$$

Так как $\frac{\partial(\text{grad} T)}{\partial(\tau\nu)} = \frac{1}{\lambda_2}$,

то $\left(\frac{\partial f_2}{\partial T} \right)_{(\tau\nu)} = - \frac{2\lambda_2}{T^2} \text{grad} T \left(\frac{1}{\lambda_2} \right) = - \frac{2}{T^2} \text{grad} T$

и $\frac{\partial f_2}{\partial T} = - \frac{2}{T^2} \text{grad} T \partial T$.

(1.61)

Окончательно

$$f_2 = -2 \text{grad} T \cdot T_{\max}^{-1} + C_0. \quad (1.62)$$

Суммарный коэффициент трения $f = f_1 + f_2$ равен сум-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ме выражений (1.43) и (1.62) или (1.47) и (1.62):

$$f = f_1 + f_2 = C_1 T_e^{-A_0 C_v} + 2 T_{\max}^{-1} \frac{dT}{dx} + C_2 =$$

$$C_1 T_e^{-A_0 C_v} + C_2 T_{\max}^{-1} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1.63)$$

или

$$f = f_1 + f_2 = C_1 \tilde{T}_{\max}^{-A_0 C_v} + C_2 T_{\max}^{-1} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1.64)$$

Зависимость (1.63) целесообразно использовать для оценки коэффициента трения на передней поверхности инструмента при резании хрупких, а (1.64) – пластичных материалов.

Представленные данные свидетельствуют о том, что полученные нами соотношения для оценки коэффициента трения, исходя из термодинамических соображений, по своей структуре принципиально не отличаются от зависимости И.В. Крагельского и Г.И. Трояновской. Независимо от реологической схемы контакта (упругий или пластический) новые зависимости, кроме $gradT$, учитывают и динамические характеристики теплового поля – температуру вспышки T_g , т.е. температурные флуктуации.

Однако, с нашей точки зрения, трибологические характеристики при трении в условиях интенсивного тепловыделения (характерная ситуация при изнашивании инструментальных режущих материалов) определяются не только температурой контакта сопряженных пар, но и температурой в объеме изнашиваемого материала и интенсивностью ее снижения от поверхности контакта, т.е. температурным градиентом. Трение при условиях с минимальным $gradT$ и минимальной зоной его действия (толщиной теплового пограничного слоя) обуславливает повышенную износостойкость [149, 158, 162, 181, 187, 188, 190, 192, 227, 238, 252, 278].

Сопутствующие трению инструментальных материалов адгезионные, окислительные и диффузионные процессы протекают в макрообъемах материала и формируют действие объемных тепловых источников, которые не могут не влиять на контактные температуры и температурные распределения; пластические деформации формируют действие объемных тепловых источников физико-химической природы, требующей дальнейшего изучения и учета в контактных тепловых задачах трения.

На квазистационарные температурные распределения в трущихся телах накладываются флуктуации температур и влияют на максимальную температуру [162, 192, 240]. Степень этого



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

влияния требует уточнения как аналитическими оценками, так и экспериментальными данными как по частоте, так и по амплитуде тепловых флуктуаций; при этом необходим корректный выбор модели контактирования, задание импульсного источника тепла на пятнах фактического контакта и граничных условий.



ГЛАВА 2. ТЕПЛОВОЕ СОСТОЯНИЕ ЗОНЫ ТРЕНИЯ

Теоретическому изучению тепловых процессов в условиях трения и обработки резанием посвящено огромное число работ как отечественных, так зарубежных авторов. Анализируя теоретическое наследие и не подвергая критике известные решения тепловой задачи трения (эта задача достаточно полно выполнена в великолепных обзорах В.С. Щедрова [253, 254], М.В. Коровчинского [78, 79], Б.Э. Гурского и А.В. Чичинадзе [43]), автор монографии акцентирует внимание на значительных исследованиях тепловых процессов при трении: И.В. Крагельского [87, 89, 220], А.В. Чичинадзе [127, 236, 240, 241, 243], В.А. Кудинова [94], М.В. Коровчинского [78, 79], Ю.Н. Дроздова [49], Г.И. Трояновской [91], А.Г. Гинзбурга [36,37], Н.М. Клементьева [66], А.Д. Дубинина [51], Б.В. Протасова [138-140], В.И. Колесникова [75], А. Бюдена и К. Ридлера [266], Ф. Бюдена и Д. Тейбора [23], Х. Блока [18], Д. Иегера [57] и др.; при резании и шлифовании: А.Н. Резникова [144, 146], А.М. Даниеляна [44], Н.В. Талантова [213], С.С. Силина [197], В.А. Сипайлова [204] и др.

2.1. Влияние объемных источников теплоты на характеристики теплового поля при трении

Анализируя некоторые работы, автор не без основания полагает, что они имеют непосредственное отношение к проблемам, рассматриваемым в монографии. Речь идет об учете в решениях тепловых задач специфики контактных процессов применительно к износу в условиях резания металлов. Прежде всего из-за высоких нормальных и касательных нагрузок при малых коэффициентах взаимного перекрытия, близких к нулю, и высоких скоростей скольжения основным источником тепловыделения является пластически деформируемый слой материала заготовки, толщина которого может достигать десятков и даже сотен микрометров, т.е. действует объемный источник тепловыделения.

Вместе с тем материал контактных поверхностей инструмента, который имеет большую твердость и сопротивляемость деформациям, можно рассматривать как недеформируемое тело. Изучение влияния объемно-

го источника тепловыделения на характер температурного распределения в самом деформируемом слое, в сопряженном инструментальном материале, а также на температуру контакта



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

представляет определенный интерес.

А.М. Даниеляном [44] была впервые предложена гипотетическая схема распределения температур в контакте резец – стружка по нормали к поверхности в зависимости от степени пластической деформации приконтактных слоев. При обработке стали, когда имеет место пластическая деформация стружки, максимум температуры находится на поверхности контакта, а наиболее высокие $gradT$ в приконтактных слоях стружки и резца. При обработке чугуна (малая пластическая деформация) распределение температур меняется: максимум температуры находится в стружке, а градиенты температур в поверхностных слоях материала резца уменьшаются, увеличивая прогрев массы тела инструмента до высоких температур, а). К сожалению, высказанная А.М. Даниеляном идея о связи характеристик теплового поля с процессом пластической деформации, не подкреплена расчетными зависимостями и не получила развития в его дальнейших работах.

В.А. Кудиновым [94] предпринята попытка в аналитической форме учесть влияние объемного источника тепловыделения от пластических деформаций на температурное распределение в контактных объемах трущихся тел. Для схемы трения стержень – диск решалось одномерное уравнение теплопроводности с внутренним источником тепла постоянной интенсивности q_v в слое толщиной 2δ , находящимся между стержнем 1 и диском 2 (рис.2.1).

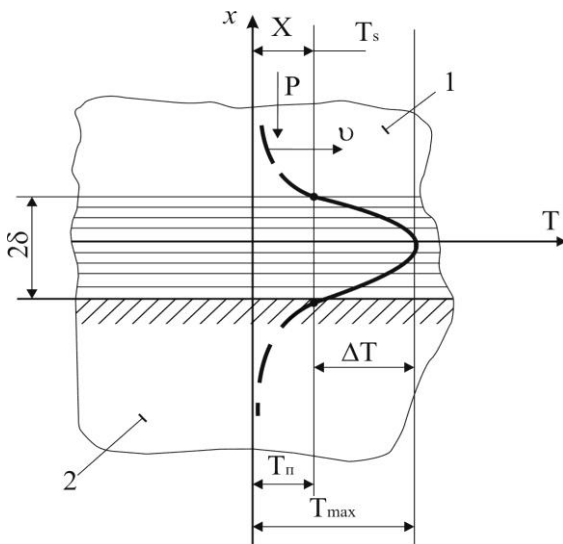


Рис. 2.1. Изменение температуры T по нормали к поверхности трения (в деформируемом пластическом слое) [94]; 2δ – толщина пластически деформируемого слоя

Уравнение теплопроводности имеет вид [94]:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{q_v}{\lambda} = 0, \quad (2.1)$$

с граничными условиями:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} = 0; \quad -\lambda \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=\delta} = \alpha (T_s - T_c),$$

в итоге получили

$$T_v = T_c + q_v \frac{\delta^2}{2\lambda} \left[1 + \frac{2\lambda}{\alpha\delta} - \left(\frac{x}{\delta} \right)^2 \right]. \quad (2.2)$$

При $x = 0$

$$T_{\max v} = T_c + q_v \times \frac{\delta^2}{2\lambda} \left(1 + \frac{2\lambda}{\alpha\delta} \right), \quad (2.3)$$

а при $x = \delta$

$$T_s = T_c + q_v \frac{\delta}{\alpha}, \quad (2.4)$$

откуда

$$\Delta T = T_{\max} - T_s = a_v \frac{\delta^2}{2\lambda}. \quad (2.5)$$

Из полученного А.В. Кудиновым решения задачи видно, что максимум температуры находится в середине деформируемого слоя, а не на контакте; при этом отмечается, что если пластическая деформация происходит в поверхностных слоях обоих элементов пары трения, возможен случай, когда максимум температуры окажется на контакте, что, по мнению автора [94], является одним из условий снижения трения и износа.

К недостаткам модели В.А. Кудинова следует отнести допущения о стационарности процесса, равномерности распределения теплоты между трущимися телами, что противоречит данным исследований Д. Иегера [57], А.В. Чичинадзе [240] и др.

Н.В. Талантов [213] и Т.В. Шитова [246], исследуя влияние контактного точения, сопровождающего процесс трения стружки и изделия о резец при резании металлов, на тепловые явления в зоне резания, решили задачу по определению температуры поверхности контакта и температурного распределения в деформируемом элементе пары трения с учетом объемности источника тепловыделения. При определении температуры контакта была решена одномерная задача теплопроводности в полупространстве с адиабатической границей при наличии в поверхностных слоях распределенных равномерно или по линейному убывающему закону объемных источников теплоты с зависимыми от времени параметрами. При определении температурного поля в стружке влияние теплоты, уходящей в резец, учитывалось как сток теплоты заданной интенсивности. Результаты расчетов по найденным



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

этимися авторами зависимостям показали, что в пределах деформируемого слоя изменение температуры незначительно, и максимум температуры располагается на некотором расстоянии от поверхности контакта; увеличение толщины деформируемого слоя при неизменной мощности тепловыделения приводит к снижению температуры на поверхности контакта.

Влияние объемного источника тепловыделения на температурное поле при трении отмечено в работе [33]. В работе [249] задача по определению температурных полей в паре трения «неподвижный стержень – вращающийся диск» была сведена к задаче нестационарного нагрева неограниченного составного трехзвенного стержня из материалов контактирующих тел с объемными источниками теплоты, равномерно распределенными в среднем теле. Теплообмен с окружающей средой, имеющий место на свободных поверхностях стержня, не учитывался. Однако предложенная схема не позволяет адекватно оценить процесс установившегося трения в рассматриваемой паре, соответствующий стационарному тепловому режиму в неподвижном теле (приведенные решения дают непрерывный рост температуры во времени для всех участков составного стержня). Другим недостатком предложенной задачи [249] является то, что относительная доля выделяемой теплоты, поступающая в каждое из контактирующих тел, в приведенных решениях определяется только теплофизическими свойствами материалов и не зависит от скорости трения и размеров контакта, что противоречит результатам работ А.В. Чичинадзе [237, 240].

Применив электротепловую аналогию для исследования процесса теплопроводности [137] и метод тонких пленок для измерения температурных градиентов в поверхностных слоях [210], авторы экспериментально подтвердили гипотезу В.А. Кудинова о возможном существовании максимума температуры за пределами контактной зоны [94].

С. Малкиным и А. Мармуром [275] рассмотрена упрощенная модель тепловой задачи с объемным тепловым источником, глубина которого равна его ширине. Было установлено, что уменьшение мощности объемного источника теплоты обеспечивает больший температурный градиент в объеме материала у контактной плоскости, где действует этот источник, а увеличение его мощности снижает $gradT$ почти до нулевых значений. Учет в модели тепловой задачи трения объемного теплового источника привел к меньшим значениям максимальных поверхностных температур по сравнению с моделью, тепловой источник в которой



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

действует на контактной плоскости.

Необходимо особо отметить исследования Л. Розеану и Д. Пнуэли [277], в которых предложена гипотеза двухградиентного температурного поля, и рассматриваются условия его возникновения. Согласно [277] модель фрикционного взаимодействия, основанная на рассмотрении дискретного микроконтактирования, определяет существование двух зон температурного градиента: 10 К/см, охватывающий основной объем материала, и зоны большого градиента (10^6 - 10^7 К/см) на поверхности. Однако работа [277] не является оригинальной, так как А.Д. Дубинин [51] еще в 1963 году указал на возможность существования двухградиентного температурного поля. Теоретическая концепция А.Д. Дубинина предусматривает возможность широкого изменения температурного градиента в микрообъемах поверхностного слоя и не вступает в противоречие с результатами работ [56, 115], где установлена связь между поверхностной температурой и температурной вспышкой.

З.А. Волкова [31], исследуя температурный режим закаленной и нормализованной стали 45 по схеме трения с коэффициентом взаимного перекрытия, стремящимся к нулю ($K_{\text{кр}} \rightarrow 0$), установила существование высоких температурных градиентов у контактной поверхности и большой перепад (до 300⁰С) между поверхностными и объемными температурами.

А.И. Куюн [102] для трения образца из закаленной стали У10А в условиях интенсивного теплообразования ($v = 3,41$ -6,9 м/с) обнаружил перепад температур в 200-250⁰С между поверхностью контакта и точкой в объеме 0,1-0,2 мм.

Г.И. Трояновская [91] изучала стационарное температурное распределение в чугунном образце 4НМХ в условиях трения с пластмассой ФК24А. Анализируя полученные ею экспериментальные результаты, можно сделать вывод о существовании двух температурных зон при трении; граница этих зон для схемы трения с $K_{\text{кр}} = 1$ колеблется от 1 до 3 мм, а перепады температур между максимальной поверхностной температурой и температурной границей переходной зоны составляют 50-250⁰С.

Существование высоких температурных градиентов у поверхности трения и большая разница между максимальными поверхностными и объемными температурами отмечены в работах Е. Фрайтага [233] и Ф. Линга [107].

Анализ рассмотренных выше исследований, посвященных изучению влияния объемности источников теплоты на темпера-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

турное поле, позволяет отметить, что имеющиеся решения описывают распределение температур в том элементе пары трения, где действует этот источник [94, 213, 246, 275]. По нашему мнению, тепловые задачи трения должны учитывать и перекрестное взаимодействие объемных источников теплоты в обоих элементах пары трения, так как реальное существование этих источников обусловлено, например, пластической деформацией материала детали. Нельзя забывать о процессах протекания реакций окисления, фронт которых захватывает оба элемента пары трения; самостоятельное значение имеют тепловые источники и от структурных превращений, и от тепла Томсона, причем последние могут действовать в обоих элементах пары трения [162]. Наряду с этим, в тепловых задачах трения, исходя из полученных данных по $gradT$, необходимо учитывать концепцию двухградиентного теплового поля, а полученные формулы должны содержать теплофизические константы обоих контактируемых при трении тел. Требуют уточнения зависимости для оценки контактных температур при использовании модели с плоским тепловым источником, в которых бы логично учитывались теплофизические константы материалов контактируемых при трении тел, режимы изнашивания, геометрические характеристики контакта. Как показала проведенная нами систематизация решений тепловой задачи для определения температуры контакта и на единичном пятне касания [150] (прил.П.1.1), эти параметры не всегда учитываются; не учтены и другие каналы диссипации тепловой энергии, кроме механизма теплопроводности и конвективного теплообмена.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

2.2. Методология оценки теплового состояния

зоны трения

Для аналитической оценки температурных распределений в элементах пары трения важно выбрать модель пары трения, которая бы адекватно отражала реальный процесс, а для решения задачи найти краевые условия, учитывающие с максимальным приближением работу реальной пары трения.

Применительно к изнашиванию инструментальных материалов в условиях резания контактные площадки характеризуются малыми размерами – по задней поверхности - $h_3 \leq 1-2\text{мм}$, по передней $\ell_{II} \leq 3-5\text{мм}$, т.е. коэффициенты взаимного перекрытия $K_{ov} \rightarrow 0$. Поэтому выбираем модель контактной пары «полуграничный стержень – полупространство», причем стержнем имитируется стружка (заготовка), а полупространством – тело инструмента. Для подвижного элемента принятой пары трения решаем нестационарную тепловую задачу, а для неподвижного – стационарную в одномерной постановке, когда температура распространяется только по нормали к поверхности контактируемых тел. Такой выбор обосновывается необходимостью оценки характеристик теплового поля: величин температурного градиента; зоны действия высоких $gradT$, влияющих на износ [87, 160, 162, 240]; оценки диссипативных возможностей системы трения.

Распространением тепла впереди источника пренебрегаем, так как процесс изнашивания при резании как высокоскоростной протекает при больших числах Пекле ($Pe \geq 10-20$) [227].

При решении рассматриваемых нами тепловых задач применяется метод баланса, который по сравнению с методом источников позволяет получить решение, удовлетворяющее краевым условиям 1-го, 2-го, 3-го и 4-го рода [110]. Применяя метод источников, как показано А.Д. Сипайловым [204], не удастся удовлетворить условиям 4-го рода.

Плотности тепловых потоков задаются различными способами: постоянными по длине контакта в направлении нормали к поверхности трения [162, 177, 178, 227]; изменяющимися по координате по экспоненциальному закону или закону плотности нормального распределения вероятностей [188, 238]. Теплофизические константы и механические характеристики материалов контактируемых тел принимаются независимыми от температуры. Условия теплоотвода (диссипативные возможности) учитывались



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

по механизму теплопроводности, свободной и вынужденной конвекции, а также лучеиспусканием.

На современном уровне развития температурной задачи трения анализ теплофизики процесса основан на решении уравнений теплопроводности для каждого из двух контактируемых тел, находящихся в относительном движении с определенной скоростью и нормальной нагрузкой. Задавая соответствующие граничные условия, как правило 2-го рода для каждого из элементов пары трения, т.е. плотности тепловых потоков, поступающих в каждое тело, и вводя коэффициенты распределения тепловых потоков, решаем самостоятельные задачи для каждого из тел. «Сшиванием» решений, т.е. приравниванием температур на контакте, находим коэффициент распределения тепловых потоков. Подставив значения коэффициента в решение одной из краевой задачи, получим температуру контакта. Такая схема использовалась нами для оценки температурных распределений при трении твердосплавных материалов и влияния теплофизических констант режимов трения на температуру контакта [178], а также при оценке прямого влияния тонкослойных покрытий на тепловое состояние зоны трения [158, 175, 178, 185, 195, 196, 227, 229]. При этом предполагалось, что в локальной области контакта генерируется тепловой поток от сил трения, т.е. действует плоский источник тепла.

Метод решения контактных тепловых задач с введением коэффициента распределения тепловых потоков не может быть использован для трения, когда источники тепла не являются плоскими, а распределены в приконтактном объеме деформируемого элемента пары трения, находящегося в нестационарном тепловом регионе. В этом случае сумма тепловых потоков, направленных от поверхности контакта в глубь каждого из контактирующих тел, не равна количеству теплоты, генерируемому в деформируемом слое в единицу времени (мощность трения). Баланс теплоты, выделяемой при трении за единицу времени в случае объемного тепловыделения, должен включать три компонента [154, 238]: тепловой поток, поступающий через площадку контакта в недеформируемое тело; теплоту, аккумулированную в слое материала деформируемого тела, где действует объемный источник тепловыделения; тепловой поток, уходящий в глубь материала деформируемого тела через поверхность раздела, отделяющую аккумулирующий слой от глубинных слоев материала. Как показано К.Г. Шучевым [251], в этом случае на поверхности контакта целесообразно задать граничные условия 1-го рода, т.е. закон распределения температуры на поверхности контакта, зависящий



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

от неизвестного параметра – средней температуры поверхности контакта (предполагается, что контакт идеальный, не обладающий тепловым сопротивлением). Если размеры площадки контакта сравнительно невелики, то в первом приближении можно принять, что температура контакта при установившемся трении постоянна на всей поверхности. Балансовое уравнение, необходимое для определения средней температуры поверхности контакта и согласования решений, описывающих температурные поля в двух элементах пары трения, составляется путем приравнивания общего количества теплоты, выделяемой в зоне трения, сумме указанных выше трех компонентов теплового баланса.

Решение ряда тепловых задач, представленных в настоящей монографии, проводилось нами для плоской модели тепловыделения, когда для определения средней температуры контакта учитывали лишь два компонента теплового баланса – тепловые потоки, поступающие из зоны трения в каждый элемент пары трения. Здесь имеется в виду не только нахождение температуры контакта [178], но и температурного режима при формальном действии в приконтактных слоях объемных источников различной физической природы [162, 176, 185, 195]. Третий компонент отмеченного теплового баланса – количество аккумулированного тепла – учитывался при оценке влияния условий теплообмена, когда теплонагруженный слой имеет конечную толщину [153, 154, 188, 190, 187, 196, 227, 238].

Кстати, заметим, в недавней публикации в журнале «Вестник машиностроения» [30] авторы указывают, что распределение тепловых потоков между контактируемыми телами противоречит второму закону термодинамики и предлагают, кроме равенства температур на контакте, ввести в граничные условия и равенство тепловых потоков. При наличии же третьего тела между контактируемыми телами (слой смазки, вторичные структуры различного фазового состава) они рекомендуют учитывать температурное поле этого слоя в дифференциальном уравнении теплопроводности, стыкуя решение трех уравнений через граничные условия 4-го рода. Такая постановка проблемы не нова - ее идея была впервые сформулирована в диссертации К.Г. Шучева в 1983 году [251] и развита нами публикациях [153, 187, 188, 190, 238].



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

2.3. Оценка теплового состояния элементов пары трения, работающих с малыми коэффициентами взаимного перекрытия

2.3.1. Расчет температуры контактной зоны при трении

Знание контактных температур при трении скольжения и умение управлять процессами теплообразования позволяют решать ряд практических задач по повышению износостойкости.

Для расчетной оценки контактных температур при трении примем следующую модель контактирования (рис. 2.2). По неподвижному телу 2 конечной длины l_K движется со скоростью v бесконечная полоса 1, которая прижимается к телу 2 с удельной нагрузкой p . Дискретную систему выступов фактического контакта заменим непрерывным, как и в работе [63], гладким слоем.

Для решения задачи выделим локальную область контакта $\delta = \delta_1 + \delta_2$, в которой генерируются тепловые потоки от сил трения мощностью

$$q = fpv \quad (2.6)$$

где f - коэффициент трения.

Предложенная задача может быть решена при трении контактных поверхностей инструмента в условиях резания в режиме чистовой обработки, когда можно пренебречь распространением теплоты перед источником и рассматривать распределение температур только по нормали к поверхности трения (число Пекле $Pe > 20$).

В контактируемых телах выделим элементарные объемы ΔV_1 и ΔV_2 , прилегающие плоскостью $\Delta y \Delta z$ к локальной области контакта. Для элементарных объемов запишем уравнение теплового баланса:

$$Q_{ак.1} = q_1 - q_{\lambda 1} \quad (2.7)$$

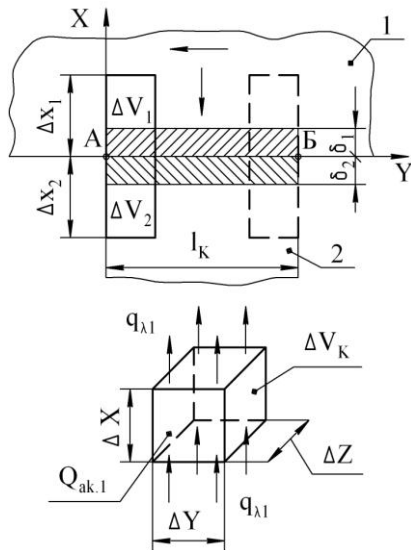


Рис.2.2. Модель пары трения [178]



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$Q_{ак.2} = q_2 - q_{\lambda_2},$$

где $Q_{ак.1}$, $Q_{ак.2}$ - количество теплоты, аккумулируемое соответственно объемами тел 1 и 2 в единицу времени; q_1 , q_2 - количество теплоты, поступающее в единицу времени из теплогенерирующей локальной зоны через плоскость $\Delta y \Delta z$ соответственно в теле 1 и 2; q_{λ_1} , q_{λ_2} - количество теплоты, выходящее в единицу времени из рассматриваемых объемов по закону теплопроводности.

Составляющие уравнений теплового баланса (2.7) описаны выражениями [110]:

$$Q_{aki=1,2} = c_i \rho_i \frac{dT}{dt} \Delta V_i; \quad (2.8)$$

$$q_{\lambda_i=1,2} = -\lambda_i \frac{dT}{dx_i} \Delta S \Delta t,$$

с учетом коэффициента распределения тепловых потоков α

$$q_1 = (1 - \alpha) f \rho v, \quad q_2 = \alpha f \rho v. \quad (2.9)$$

Введем (2.8) и (2.9) в уравнение теплового баланса (2.7) для тел 1 и 2. Для удельной мощности трения уравнения (2.7) примут следующий вид:

$$c_1 \rho_1 \frac{dT}{dt} \Delta x_1 = (1 - \alpha) f \rho v + \lambda_1 \frac{dT}{dx_1}; \quad (2.10)$$

$$c_2 \rho_2 \frac{dT}{dt} \Delta x_2 = \alpha f \rho v + \lambda_2 \frac{dT}{dx_2},$$

где $c\rho$ - удельная теплоемкость; λ - коэффициент теплопроводности; t - время.

Температурные градиенты по нормали к контактной плоскости определяются из решения задачи теплопроводности для полупространства

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a_{1,2} \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} \quad (2.11)$$

при следующих начальных и граничных условиях:

$$T(x,0) = 0; \quad T(0,t) = T_K; \quad \partial T / \partial x(\infty,t) = 0, \quad (2.12)$$

где T_K - температура контакта.

Решение уравнений (2.11) и (2.12) имеет вид [110]:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$T(x,t) = T_K \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_1 t}} \right). \quad (2.13)$$

Температурные градиенты dT/dx_1 и dT/dx_2 в области контакта (при $x = 0$) найдем дифференцированием (2.13) по x :

$$\left. \frac{dT}{dx_1} \right|_{x=0} = -\frac{T_K}{\sqrt{a_1 \pi t}}; \quad \left. \frac{dT}{dx_2} \right|_{x=0} = -\frac{T_K}{\sqrt{a_2 \pi t}}. \quad (2.14)$$

Подставляя значения температурных градиентов (2.14) соответственно в (2.10), получаем:

$$(1 - \alpha) f p v = q_1 = c_1 \rho_1 \frac{dT}{dt} \Delta x_1 + \lambda_1 \frac{T_K}{\sqrt{a_1 \pi t}}; \quad (2.15)$$

$$\alpha f p v = q_2 = c_2 \rho_2 \frac{dT}{dt} \Delta x_2 + \lambda_2 \frac{T_K}{\sqrt{a_2 \pi t}}.$$

Проинтегрируем выражения (2.15) по времени t для случая, когда элементарный блок ΔV_1 переместился из положения А в положение Б (см. рис.2.2):

$$(1 - \alpha) f p v t = c_1 \rho_1 T_K + \lambda_1 \frac{\frac{T_K}{\sqrt{a_1 \pi}}}{\sqrt{t}} + C; \quad (2.16)$$

$$\alpha f p v = c_2 \rho_2 T_K + \lambda_2 \frac{\frac{T_K}{\sqrt{a_2 \pi}} \cdot 2}{\sqrt{t}} + C.$$

Постоянную интегрирования $C = 0$ находим из начального условия (2.12). Окончательно выражения (2.16) можно записать в следующем виде:

$$q_1 = c_1 \rho_1 \frac{T_K}{t} \Delta x_1 + \lambda_1 \frac{2T_K}{\sqrt{a_1 \pi t}}; \quad (2.17)$$

$$q_2 = c_2 \rho_2 \frac{T_K}{t} \Delta x_2 + \lambda_2 \frac{2T_K}{\sqrt{a_2 \pi t}}.$$

Будем считать, что выделенные нами элементарные объемы ΔV_1 и ΔV_2 , в которые уходит тепловой поток из зоны трения в направлении оси x , трансформируются («стягиваются») в локальную область контакта $\delta = \delta_1 + \delta_2$. В этой области мощность теплового потока от сил трения равна сумме тепловых потоков,



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

уходящих в элементарные объемы 1 и 2:

$$q = q_1 + q_2; \Delta x_1 = \delta_1, \Delta x_2 = \delta_2. \quad (2.18)$$

Подставляя в (2.18) значения из выражений (2.17) и решая относительно T_K , получаем температуру за время $t_K = \ell_K / \nu$:

$$T_K = \frac{q\sqrt{\nu}\sqrt{\ell_K}}{(c_1\rho_1\delta_1 + c_2\rho_2\delta_2)\sqrt{\nu}/\sqrt{\ell_K} + 1,13(\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2})}. \quad (2.19)$$

Выражение (2.19) позволяет рассчитывать температуру контактной области за время $t_K = \ell_K / \nu$. При $t > t_K$ в контакт с неподвижным телом 2 вступают новые слои тела 1 и при определении температуры контактной зоны необходимо учитывать способность неподвижного тела 2 аккумулировать тепло и влиять на температуру контактной зоны. Поэтому температура контактной области будет равна сумме двух температур:

$$T = T_K + T(t), \quad (2.20)$$

где T_K - температура контакта за время $t_K = \frac{\ell_K}{\nu}$; $T(t)$ - добавочная температура, которая зависит от времени нахождения в контакте тел 1 и 2, т.е. определяется способностью неподвижного тела 2 аккумулировать теплоту при последующих актах контактного взаимодействия ($t > t_K$).

Примем, что новые поверхностные слои подвижного тела 1 вступают в контакт полностью охлажденными до температуры окружающей среды. Тогда тепловой поток можно определить из выражения (2.17), подставив вместо t значение ℓ_K / ν . Для элементарной области неподвижного тела 2 тепловой поток определяется выражением (2.17), в котором время $t > t_K$. «Стягивание» потоков в локальную область контакта осуществим согласно (2.18) и с учетом (2.17) получим выражение для добавочной температуры контактной зоны:

$$T(t) = \frac{q\ell_K}{c_2\rho_2\delta_2 + 1,13\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} \sqrt{\ell_K}/\sqrt{\nu} + \frac{1}{\sqrt{t}} \left(\frac{c_1\rho_1\delta_1}{\sqrt{t}} + 1,13\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} \right)} \frac{\ell_K}{\nu}. \quad (2.21)$$

Суммарная температура контактной зоны с учетом температуры первого акта взаимодействия по выражению (2.19) будет равна:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$T_K = \frac{q\sqrt{v}\sqrt{\ell_K}}{(c_1\rho_1\delta_1 + c_2\rho_2\delta_2)\sqrt{v}/\sqrt{\ell_K} + 1,13(\sqrt{\lambda_1 c_1\rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2\rho_2})} +$$

$$+ \frac{q\ell_K}{c_2\rho_2\delta_2 + 1,13\sqrt{\lambda_2 c_2\rho_2}\sqrt{\ell_K}/\sqrt{v} + \frac{1}{\sqrt{t}}\left(\frac{c_1\rho_1\delta_1}{\sqrt{t}} + 1,13\sqrt{\lambda_1 c_1\rho_1}\right)}.$$

(2.22)

Для стационарного процесса ($t \rightarrow \infty$) выражение для расчета температуры контактной зоны имеет вид:

$$T_K = \frac{q\sqrt{v}\sqrt{\ell_K}}{(c_1\rho_1\delta_1 + c_2\rho_2\delta_2)\sqrt{v}/\sqrt{\ell_K} + 1,13(\sqrt{\lambda_1 c_1\rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2\rho_2})} +$$

$$+ \frac{q\ell_K}{c_2\rho_2\delta_2 + 1,13\sqrt{\lambda_2 c_2\rho_2}\sqrt{\ell_K}/\sqrt{v}}. \quad (2.23)$$

Если учесть теплообмен стержня со средой, то решение тепловой задачи для определения температуры контактной зоны изменится в части расчета температурного градиента $\partial T_1(0)/\partial x$ для тела 1. Величину градиента можно найти, решая стационарное уравнение теплопроводности для стержня с учетом теплообмена

$$a_1 \frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} = \kappa_1 T_1(x) \quad (2.24)$$

с краевыми условиями:

$$T_1(0) = T_K \text{ и } \frac{\partial T_1}{\partial x}(L) = 0.$$

Здесь L - длина стержня, равная сумме длин пластины инструментального материала и державки.

Применив подстановку $T_1 = e^{\sqrt{\kappa_1/ax}}$ и используя краевые условия к (2.24), получим решение однородного уравнения:

$$T_1(x) = \frac{T_K m_1}{e^{2m_1 L} + 1} [e^{m_1 x} - e^{m_1(2L-x)}], \quad (2.25)$$

где $m_1 = \sqrt{\kappa/a_1} = \sqrt{\alpha_1 \sigma_1 / \lambda_1 F_1}$; α_1 - коэффициент теплоотдачи стержня в воздух, Вт/м²·с; σ_1 - периметр стержня, м; F_1 - площадь его поперечного сечения, м²; λ_1 - коэффициент теплопроводности стержня, Вт/м·°С.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Дифференцируя (2.25), получаем

$$\frac{\partial T_1(0)}{\partial x} = -T_K m_1 \frac{\exp(2m_1 L) - 1}{\exp(2m_1 L) + 1} = -T_K m_1 A \quad (2.26)$$

Подставляя в (2.19) значение $\frac{\partial T}{\partial x}$ из (2.26) и повторив приведенные выше выкладки, найдем температуру контактной зоны:

$$T_r = \frac{q}{(c_1 \rho_1 \delta_1 + c_2 \rho_2 \delta_2) \sqrt{v} / \sqrt{\ell_K} + \lambda m_1 \frac{\exp(2m_1 L) - 1}{\exp(2m_1 L) + 1} + 1,13 (\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}) \sqrt{v} / \sqrt{\ell_K}} + \frac{q}{\lambda m_1 \frac{\exp(2m_1 L) - 1}{\exp(2m_1 L) + 1} + c_2 \rho_2 \delta_2 \sqrt{v} / \sqrt{\ell_K} + 1,13 (\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} \sqrt{v} / \sqrt{\ell_K} + c_1 \rho_1 \delta_1 / t)} \quad (2.27)$$

Если пренебречь поглощением тепла в элементарных объемах dV_1 и dV_2 за время контактирования $t_K = \ell_K / v$, то в выражении (2.19) первые слагаемые можно опустить, и формула для расчета температуры контактной зоны примет вид ($t \rightarrow 0$):

$$T_K = \frac{q}{\lambda m_1 \frac{\exp(2m_1 L) - 1}{\exp(2m_1 L) + 1} + 1,13 (\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}) \sqrt{v} / \sqrt{\ell_K}} + \frac{q \sqrt{\ell_K}}{1,13 \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} \sqrt{v}} \quad (2.28)$$

Зависимости (2.19) и (2.27) удобно применять для расчета максимальной поверхностной температуры, когда известны величины δ_1 и δ_2 . Они будут использованы нами для оценки температур контактной зоны при трении модельных пар: Ст35-Х12М, Х12М-Ст35, Ст35-Ст35, Х12М-Х12М, Х12М-Х17Н2, Х17Н2-Х12М и других с целью контроля температур по $\alpha \leftrightarrow \gamma$ -превращениям. В этом случае δ_1 и δ_2 соответствуют размерам пластически деформированных зон на стержне (δ_1) и контртеле (δ_2), которые без затруднений измеряются на поперечных микрошлифах (см. рис.П.2.2).

Формулы (2.22), (2.23), (2.27) и (2.28) позволяют рассчитать температуру контактной зоны при трении скольжения с учетом механических и теплофизических свойств каждого из трущихся тел. Так как теплофизические параметры зависят от температуры, для расчетов необходимо использовать значения пара-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

метров, соответствующие средней температуре зоны трения.

Очевидно, подбором трущихся пар по теплофизическим свойствам можно управлять тепловым режимом зоны трения. Из (2.15), (2.22), (2.23), (2.27) и (2.28) ясно, что коэффициент теплового насыщения $\sqrt{\lambda c \rho}$ оказывает существенное влияние на температуру контактной области. Чем выше значение этого коэффициента, тем меньше температура трения. Как видно из полученных формул (2.23), (2.27), (2.28), температура контактной зоны зависит также и от удельных теплоемкостей $c_1 p_1$ и $c_2 p_2$, однако их влияние на температуру надо учитывать в совокупности с размерами теплогенерирующих зон δ_1 и δ_2 , а также с величиной $\sqrt{v} / \sqrt{\ell_K}$.

2.3.2. Расчет максимальной поверхностной температуры при трении с учетом действия объемных тепловых источников.

Известно, что при контактом взаимодействии на напряженных режимах трения металлических пар имеет место пластическая деформация тонких поверхностных слоев [213], возникают трибозлектрические эффекты, обусловленные циркуляцией триботока через зону контакта [162]; трение сопровождается также процессами окисления и структурными превращениями в материалах. Эти явления могут существенно повлиять на уровень максимальных поверхностных температур при трении. Исследованиями З.В. Игнатъевой [55,56] установлено, что тепловые эффекты от структурно-фазовых превращений при трении со значительным тепловыделением понижают температуры поверхностных слоев. Однако по опубликованным работам нельзя установить влияние объемных источников выделения или поглощения тепла на поверхностную температуру.

Изучение данного вопроса входит в круг научных интересов автора монографии прежде всего в связи с тепловым действием эффекта Томсона [162]. Тепловые задачи решаются здесь в общем виде для пары трения «подвижное полупространство – полубесконечный стержень» с учетом того, что объемные источники тепла равномерно распределены по объему материалов, и имеет место теплообмен стержня с окружающей средой.

Особенностью рассматриваемой задачи является процесс трения с движением по свежему следу. В этом случае поверхность



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

трения стержня весь период работы находится в контакте, а у подвижного полупространства в контакт вступают новые участки поверхности. Считаем, что температура поверхности трения полупространства равна температуре поверхности трения стержня. Для неподвижного полупространства распределение тепловой энергии в нижележащие объемные слои материала происходит по механизму теплопроводности; конвективным теплообменом с окружающей средой пренебрегаем.

Решение задачи теплопроводности для подвижного полупространства с учетом действия объемного источника теплоты можно описать дифференциальным уравнением [110. С.186]:

$$\frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = a_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} + \frac{\pm q'_2}{c_2 \rho_2} \quad (2.29)$$

с граничными условиями:

$$T_2(x,0); T_2(0,t) = T_K; \partial T_2(\infty,t)/\partial x = 0,$$

где $a_2 = \frac{\lambda_2}{c_2 \rho_2}$ - коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; $c_2 \rho_2$ - теплоемкость материала полупространства, $\text{Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{град})$; λ_2 - коэффициент теплопроводности, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{град})$; T_K - температура контактной поверхности, $^\circ\text{C}$; t - время, с; $\pm q'_2$ - объемный источник выделения или поглощения тепла, $\text{Вт}/\text{м}^3$.

Применим к (2.29) преобразование Лапласа:

$$\begin{aligned} L\left[\frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t}\right] &= sT_L(s) - T_2(x,0) = sT_L(s); \\ L\left[\frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2}\right] &= T_L''(x,s), & L\left[\frac{\pm q'_2}{\lambda_2}\right] &= \frac{\pm q'_2}{s\lambda_2}. \end{aligned} \quad (2.30)$$

Тогда

$$\begin{aligned} T_L''(x,s) - \frac{s}{a_2} T_L(x,s) + \frac{\pm q'_2}{s\lambda_2} &= 0; \\ T_L(x,0) = 0; T_L(0,s) = T_K/s; T_L(\infty,s) &= 0. \end{aligned}$$

Искомое решение уравнения (2.29) имеет вид:

$$T_L(x,s) = \frac{T_K}{s} e^{-\sqrt{\frac{s}{a_2}}x} - \frac{\pm q'_2}{c_2 \rho_2 s} e^{-\sqrt{\frac{s}{a_2}}x} + \frac{\pm q'_2}{c_2 \rho_2 s^2}. \quad (2.31)$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Применяя к (2.31) обратное преобразование Лапласа, получаем

$$T_2(x,t) = T_K \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right) - \frac{\pm q'_2}{c_2 \rho_2} \left[\left(t + \frac{x^2}{2a_2} \right) \cdot \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} - \frac{x\sqrt{t}}{\sqrt{\pi a_2}} e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} \right] + \frac{\pm q'_2}{c_2 \rho_2} t \quad (2.32)$$

Продифференцируем выражение (2.32) по x , учитывая, что

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right) = \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-x^2/4a_2 t} \quad [110].$$

Положив в конечном выражении $x = 0$, найдем

$$\frac{\partial T_2(0,t)}{\partial x} = -\frac{T_K}{\sqrt{\pi a_2 t}} + \frac{\pm 2q'_2 \sqrt{t}}{c_2 \rho_2 \sqrt{\pi a_2}} \quad (2.33)$$

В стержне действует тепловой объемный источник q'_1 , и имеет место теплообмен с окружающей средой. Распространение тепла описывается дифференциальным уравнением теплопроводности для стационарного режима

$$\frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} + \frac{\pm q'_1}{\lambda_1} - \frac{K_1}{a_1} T_1(x) = 0 \quad (2.34)$$

с граничными условиями:

$$T_1(0) = T_K; \quad \partial T_1(\infty) / \partial x = 0.$$

Введем обозначения

$$m_1 = \sqrt{\frac{K_1}{a_1}} = \sqrt{\frac{\alpha_1 \sigma_1}{\lambda_1 F_1}} \quad (2.35)$$

и, решая (2.34), находим

$$T_1(x) = \left(T_K - \frac{\pm q'_1}{\lambda_1 m_1^2} \right) \frac{e^{m_1 x} + e^{-m_1 x}}{1 + \exp(2m_1 L)} + \frac{\pm q'_1}{\lambda_1 m_1^2} \quad (2.36)$$

Дифференцируя (2.36) по x и приравнивая найденную производную к нулю, получаем

$$\frac{\partial T_1(0)}{\partial x} = \left(-T_K m_1 + \frac{\pm q'_1}{\lambda_1 m_1^2} \right) \frac{\exp(2m_1 L) - 1}{\exp(2m_1 L) + 1}$$

или, обозначая

$$A = \frac{\exp(2m_1 L) - 1}{\exp(2m_1 L) + 1}, \quad (2.37)$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

имеем

$$\frac{\partial T_1(0)}{\partial x} = \left(-T_K m_1 + \frac{\pm q'_1}{\lambda_1 m_1^2} \right) A. \tag{2.38}$$

В формулах (2.33) и (2.38) охлаждающее действие объемных источников $(-q'_2)$ и $(-q'_1)$ увеличивает соответствующие температурные градиенты, что принципиально согласуется с физикой процесса и нашими экспериментами [178, 194, 227, 238].

Из условий теплового баланса на контактной плоскости, используя выражение (2.17) и пренебрегая теплопоглощением за единичный акт контактирования, получаем

$$q = -\lambda_1 \frac{\partial T_1(0)}{\partial x} - \lambda_2 \frac{\partial T_2(0)}{\partial x}. \tag{2.39}$$

Из (2.33), (2.35) и (2.38) найдем формулу для поверхностной температуры T_K за время $t_K = \ell_K / v$

$$T_K = \frac{q + (\pm q'_1) A / m_1 + 1,13(\pm q'_2) \sqrt{a_2} \sqrt{\ell_K} / \sqrt{v}}{\lambda_1 m_1 A + 0,565 \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} \sqrt{v} / \sqrt{\ell_K}}. \tag{2.40}$$

Увеличение мощности объемных источников выделения (поглощения) тепла способствует дополнительному нагреву (охлаждению) поверхности контакта и соответствующему изменению, согласно выражению (2.40), величины T_K . Как видно из формулы (2.40), степень влияния объемных источников теплоты в неподвижном стержне на T_K существенно выше, чем в подвижном полупространстве.

По сравнению с реальными условиями трения значение поверхностной температуры по выражению (2.40) несколько занижено, так как не учитывается стационарное состояние пары трения. Используя уравнение баланса (2.15) и зависимость (2.20), находим T_K в стационарных условиях по разработанной нами методике [185]. Для этого выражение (2.33), умноженное на λ_2 (т.е. величину потока, действующего в подвижном теле 2), проинтегрируем по времени от 0 до ℓ_K / v :

$$q_2 = \frac{2\lambda_2 T_K \sqrt{v}}{\sqrt{\pi a_2} \sqrt{\ell_K}} - \frac{\lambda_2 (\pm 4q'_2) \sqrt{\ell_K} / \sqrt{v}}{3c_2 \rho_2 \sqrt{\pi a_2}}. \tag{2.41}$$

Используя (2.41) и условие (2.39), находим $T(t)$:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$T(t) = \frac{q + (\pm q'_1)A/m_1 + 0,752(\pm q'_2)\sqrt{a_2}\sqrt{\ell_K}/\sqrt{v}}{\lambda_1 m_1 A + 1,13\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}\sqrt{v}/\sqrt{\ell_K}}.$$

(2.42)

Чтобы найти T_K , необходимо решить задачу (2.34) с граничными условиями (2.29), пренебрегая теплообменом стержня со средой. В результате для определения q_2 используем выражение (2.41), а для q_1 :

$$q_1 = \frac{1,13T'_K\sqrt{v}\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\ell_K}} - 0,752(\pm q'_1)\sqrt{a_2}\sqrt{\ell_K}/\sqrt{v}.$$

(2.43)

Тогда

$$T_K = \frac{q + 0,752\sqrt{\ell_K}/\sqrt{v}\left[(\pm q'_2)\sqrt{a_2}\right]}{1,13\left(\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}\right)\sqrt{v}/\sqrt{\ell_K}}.$$

(2.44)

Подставляя (2.42) и (2.44) в (2.20), находим:

$$T_K = \frac{q + 0,752\sqrt{\ell_K}/\sqrt{v}\left[(\pm q'_1)\sqrt{a_1} + (\pm q'_2)\sqrt{a_2}\right]}{1,13\left(\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}\right)\sqrt{v}/\sqrt{\ell_K}} + \frac{q + (\pm q'_1)A/m_1 + 0,752(\pm q'_2)\sqrt{a_2}\sqrt{\ell_K}/\sqrt{v}}{\lambda_1 m_1 A + 1,13\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}\sqrt{v}/\sqrt{\ell_K}}.$$

(2.45)

Зависимость (2.45) учитывает, кроме мощности объемных источников, влияние теплофизических свойств, контактируемых при трении материалов.

2.3.3. Расчет температурных распределений при трении инструментальных материалов

Для аналитической оценки температурного режима различных пар трения широкое распространение получила гипотеза А.В. Чичинадзе [43, 237, 239, 240], по которой максимальная поверхностная температура T_{max} при трении равна сумме средней температура поверхности T_{cp} трения от равномерно-распределенного теплового потока и температуры вспышки $T_{всп}$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

от дискретно-распределенного теплового потока на фактических пятнах контакта - $T_{\max} = T_{cp} + T_{всп}$.

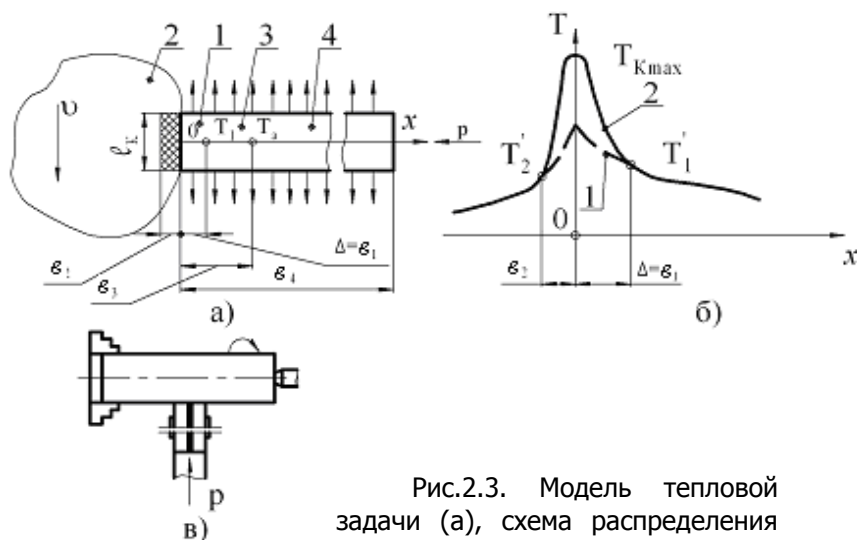


Рис.2.3. Модель тепловой задачи (а), схема распределения температур (б) и схема трения (в)

Изучение характера распределения температур по нормали к поверхности трения с использованием вышеприведенной гипотезы для определения максимальной поверхностной температуры требует некоторых уточнений как при выборе принятой ранее модели, так и граничных условий. Примем, что полубесконечный стержень (рис.2.3) состоит из пластины инструментального материала (см. рис.2.3, а, размер ϵ_3) и державки (размер ϵ_4), а в тонких поверхностных слоях неподвижного стержня ($\Delta = \epsilon_1$) и подвижного полупространства (ϵ_2) протекают механо-физико-химические процессы, являющиеся причиной возникновения и проявления объемных тепловых источников, которые обуславливают дополнительное выделение или поглощение тепла и должны быть учтены в структуре тепловой задачи трения. Вследствие этого, а также по причине возможного проявления температурных флуктуаций в зонах $\Delta(\epsilon_1)$ и ϵ_2 , температурные распределения характеризуются разными температурными градиентами (как уже упоминалось нами в гл.1, наличие таких зон было экспериментально обнаружено в работах [3, 91, 97, 130]). Применяя модель «двухградиентного» теплового поля (см. рис.2.3, б), тепловую задачу трения будем решать с учетом того, что объемные источ-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ники тепла в зонах больших $gradT$ равномерно распределены и имеют мощность $\pm G/\vartheta_2$ (Вт/м²) и $\pm D/\Delta$ (Вт/м²). Тепловым сопротивлением на стыке пластинки инструментального материала и составного стержня (державки) пренебрегаем, т.е. на границе выполняется условие $T_1(\vartheta_3) = T_3(\vartheta_3)$ (см. рис.2.3, а).

Используя понятие коэффициента распределения тепловых потоков, как и ранее, задачу теплопроводности будем решать для каждого тела в отдельности, полагая, что размеры $\Delta = \vartheta_1$ и ϑ_2 заранее заданы [162,227].

1. Подвижное полупространство. Для области $\vartheta_2 \leq x \leq 0$ условие теплопроводности с внутренним источником $\pm G/\vartheta_2$ и с граничными условиями имеет вид (2.29):

$$\frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = a_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} + \frac{\pm G}{\vartheta_2 c_2 \rho_2}; \quad (2.46)$$

$$\frac{\partial T_2(0,t)}{\partial x} = -\frac{\alpha q}{\lambda_2}; T_2(\vartheta_2,t) = T_2'; T_2(x,0) = 0.$$

Для области $-\infty \leq x \leq \vartheta_2$:

$$\frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = a_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2}, \quad (2.47)$$

граничные условия:

$$T_2(\vartheta_2,t) = T_2; \partial T_2(-\infty,t)/\partial x = 0; T_2(x,0) = 0.$$

Решение (2.47) имеет вид:

$$T_2(x,t) = T_2' \operatorname{erfc} \frac{x - \vartheta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \quad (2.48)$$

и действительно для $x \geq \vartheta_2$.

Применяя преобразования Лапласа к задаче (2.42), получаем:

$$T_L''(x,S) - \frac{S}{a_2} T_L(x,S) - \frac{\pm G}{S \lambda_2 \vartheta_2} = 0; \quad (2.49)$$

$$T_L''(0,S) = -\frac{\alpha q}{S \lambda_2}; T_L(\vartheta_2,S) = T_2/S; T_L(x,0) = 0.$$

Решая (2.49) как неоднородное уравнение и переходя к оригиналу по таблицам обратных преобразований [110], получаем [162, 227]:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$T_2(x,t) = T_2 \left[\sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\vartheta_2 + x}{2\sqrt{a_2 t}} + \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\vartheta_2 - x}{2\sqrt{a_2 t}} \right] - \frac{2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \cdot \left[\sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{ierfc} \frac{2n\vartheta_2 + x}{2\sqrt{a_2 t}} + \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{ierfc} \frac{2n\vartheta_2 - x}{2\sqrt{a_2 t}} - \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right] - \frac{\pm G a_2 t}{\lambda_2 \vartheta_2} \left[4 \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} \cdot i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\vartheta_2 + x}{2\sqrt{a_2 t}} + 4 \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\vartheta_2 - x}{2\sqrt{a_2 t}} - 1 \right] \quad (2.50)$$

Положив в (2.50) $x = 0$ и учитывая, что $\operatorname{ierfc}(0) = 1/\sqrt{\pi}$, получим выражение для температуры поверхности трения (со стороны подвижного полупространства):

$$T_{2K}(0,t) = 2T_2' \chi - \frac{2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \xi - \frac{\pm G t}{c_2 \rho_2 \vartheta_2} \varphi, \quad (2.51)$$

где

$$\chi = \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\vartheta_2}{2\sqrt{a_2 t}};$$

$$\xi = 2 \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{ierfc} \frac{2n\vartheta_2}{2\sqrt{a_2 t}} - \frac{1}{\sqrt{\pi}};$$

$$\varphi = 8 \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\vartheta_2}{2\sqrt{a_2 t}} - 1.$$

Неизвестную температуру T_2' находим по условиям сопряжения на границе зон

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2(\vartheta_2, t)}{\partial x} = \lambda_2 \frac{\partial T_2'(\vartheta_2, t)}{\partial x}, \quad (2.52)$$

где температурные градиенты для зон $\vartheta_2 \leq x \leq 0$ ($\partial T_2/\partial x$) и $\infty \leq x \leq \vartheta_2$ ($\partial T_2'/\partial x$) определим дифференцированием выражений (2.48) и (2.50).

Из (2.52) получим:

$$\partial T_2'(\vartheta_2, t)/\partial x = - \frac{T_2'}{\sqrt{\pi a_2 t}}. \quad (2.53)$$

Определим $\partial T_2(x,t)/\partial x$ из зависимости (2.50), предварительно представив функцию $\operatorname{ierfc}x$ в следующем виде:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\begin{aligned}
 i^2 \operatorname{erfc} x &= \frac{1}{4} \left\{ 1 - \frac{2}{\pi} \int_0^x e^{-x^2} dx - 2x \left[\frac{1}{2\pi} e^{-x^2} - x \left(1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-x^2} dx \right) \right] \right\} = \\
 &= \frac{1}{4} \left\{ 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-x^2} dx - 2x \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-x^2} + 2x^2 \left(1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-x^2} dx \right) \right\} = \\
 &= \frac{1}{4} \left[2x^2 + 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-x^2} dx - (2x^2 + 1) \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-x^2} dx \right] = \\
 &= \frac{1}{4} \left[(2x^2 + 1) \left(1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-x^2} dx \right) - x \frac{2}{\sqrt{\pi}} e^{-x^2} \right].
 \end{aligned}$$

Продифференцируем выражение (2.50) по x :

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial T_2}{\partial x}(\theta_2, t) &= \frac{T_2}{\sqrt{\pi a_2 t}} \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 + \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} + \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} \right\} - \\
 &- \frac{2\alpha_2 q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \cdot \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-\left[\frac{2n\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} \cdot \frac{2n\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \cdot \frac{1}{\sqrt{a_2 t}} + \right. \\
 &+ \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{1}{2\sqrt{a_2 t}} \left(1 + \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} \int_0^{\theta_2} e^{-\left[\frac{2n\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} dx - \right. \\
 &- \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{2n\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\left[\frac{2n\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} - \\
 &- \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} \cdot \frac{2n\theta_2 + \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \cdot e^{-\left[\frac{2n\theta_2 + \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \times \\
 &\times \frac{1}{2\sqrt{a_2 t}} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} \int_0^{\theta_2} e^{-\left[\frac{2n\theta_2 + \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} dx + \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \times \right. \\
 &\times \left. \frac{2n\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\left[\frac{2n\theta_2 + \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} + \frac{2\alpha_2 q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \times \right.
 \end{aligned}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\begin{aligned}
 & \times \left\{ -\frac{1}{2\sqrt{a_2 t}} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} \int_0^{\theta_2} e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} dx \right) + \frac{\theta_2}{\sqrt{\pi a_2 t}} \times \right. \\
 & \times \left. \frac{1}{2\sqrt{a_2 t}} e^{-\frac{\theta_2^2}{4a_2 t}} \right\} - \frac{Gt}{c_2 \rho_2 \theta_2} \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \times \right. \\
 & \times \left(\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right] + 1 \right) \cdot \left[1 + \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} \int_0^{\theta_2} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} dx \right] - \\
 & - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} - \\
 & - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \left[1 + \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} + \right. \\
 & + \left. \left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2 + 1 \right] \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} + \\
 & + \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \times \\
 & \times \left. \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} \frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right\}.
 \end{aligned}$$

(2.54)

Используя условия сопряжения (2.52) на границе $x = \theta_2$, из (2.53) и (2.50) определяем $T_2(x) \equiv T'_2$:

$$T'_2 = \frac{C \cdot \sqrt{\pi a_2 t}}{1 + \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 - \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} + \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} e^{-\left[\frac{(2n-1)\theta_2 + \theta_2}{2\sqrt{a_2 t}} \right]^2} \right\}},$$

(2.55)

где C равно сумме всех членов в (2.54), кроме первого.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

2. Составной стержень (см. рис.2.3, а). Для стержня, составленного из двух частей с различными теплофизическими константами (зона 1-3, размер ϵ_3 и зона 4, размер $\epsilon_4 - \epsilon_3$), решим сопряженную контактную задачу с учетом теплообмена с окружающей средой. На границе сопряжения, как и ранее, вводим неизвестную функцию, равную температуре на этой границе, и систему дифференцированных уравнений в частях производных сведем к двум самостоятельным краевым задачам [227]. Неизвестная температура на границах сопряжения определяется из свободных условий сопряжения.

Для зоны $\epsilon_3 \leq x \leq \infty$ уравнение

$$\frac{\partial T_3(x)}{\partial x^2} = m_3 T_3(x); \quad m_3 = \sqrt{\lambda_3 \sigma_3 / \lambda_3 F_3}; \quad (2.56)$$

$$T_3(\epsilon_3) = T_a; \quad \partial T_3(\infty) / \partial x = 0,$$

и решение (2.56) имеет вид:

$$T_3(x) = T_a \exp[m_3(\epsilon_3 - x)]. \quad (2.57)$$

Для зоны $\Delta \leq x \leq \epsilon_3$ (без учета процессов, связанных с пластической деформацией заготовки 2) имеем

$$\frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} = m_1 T_1(x); \quad (2.58)$$

$$\partial T_1(\Delta) / \partial x = \frac{(1 - \alpha)q}{\lambda}; \quad T_1(\epsilon_3) = T_a.$$

(2.59)

Решение (2.58) имеет вид [227]:

$$T_1(x) = -\frac{(1 - \alpha)q}{\lambda_1 m_1} \exp[m_1(x - \Delta)] + \{T_a + (1 - \alpha)q \exp[m_1(\epsilon_3 - \Delta)]\} \times \frac{\exp(m_1 x) + \exp(-m_1 x)}{\exp[m_1(\epsilon_3 - \Delta)] + \exp(-m_1 \epsilon_3)}$$

(2.60)

Дифференцируя по x (2.57) и (2.60) и используя условия сопряжения $\lambda_1 \partial T_1(x) / \partial x = \lambda_3 \partial T_3(x) / \partial x$ на границе $x = \epsilon_3$, находим неизвестную температуру T_a :

$$T_a = \frac{(1 - \alpha)q \exp[m_1(2\epsilon_3 - \Delta)] / A - \exp(-m_1 A) / A - \exp[m_1(\epsilon_3 - \Delta)]}{\lambda_1 m_1 [\exp(-m_1 \epsilon_3) - \exp(m_1 \epsilon_3)] / A - \lambda_3 \epsilon_3} = (1 - \alpha) \frac{\Gamma}{c}$$

.(2.61)



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Здесь $A = \exp[m_1(\vartheta_3 - 2\Delta) + \exp(-m_1\vartheta_3)]$.

Зона $0 \leq x \leq \Delta$ отличается тем, что в ней действует объемный тепловой источник $\pm D/\Delta$. Для стационарных условий процесса уравнение теплопроводности:

$$\frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} + \frac{\pm D}{\Delta \alpha_1} = 0 \quad (2.62)$$

с граничными условиями:

$$\partial T_1(0)/\partial x = -\frac{(1-\alpha)}{\lambda_1}; \quad T_1(\Delta) = T_1,$$

а его решение имеет вид:

$$T_1(x) = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1}(\Delta - x) + \frac{\pm D}{2\lambda_1} \left(\Delta - \frac{x^2}{\Delta} \right) + T_1 \quad (2.63)$$

При $x = 0$ температура на контактной поверхности равна:

$$T_{1K}(0) = -\frac{(1-\alpha)q\Delta}{\lambda_1} + \frac{\pm D}{2\lambda_1} + T_1, \quad (2.64)$$

а температурный градиент при $x = \Delta$:

$$\frac{\partial T_1(\Delta)}{\partial x} = -\frac{(1-\alpha)q \pm D}{\lambda_1}. \quad (2.65)$$

Неизвестную температуру T_1 найдем, положив в (2.60)

$x = \Delta$:

$$T_1 = \left\{ T_a + \frac{(1-\alpha)q \pm D}{\lambda_1 m_1} \exp[m_1(\vartheta_3 - \Delta)] \right\} \frac{\exp(m_1\Delta) + \exp(-m_1A)}{\exp[m_1(\vartheta_3 - \Delta)] + \exp[-m_1(\vartheta_3 - 2\Delta)]} - \frac{(1-\alpha)q \pm D}{\lambda_1 m_1}. \quad (2.66)$$

Приравняв значения температур T_{2K} и T_{1K} , согласно зависимостям (2.51) и (2.64), найдем коэффициент распределения тепловых потоков α :

$$\alpha = \frac{\frac{2T_2}{q}x - \frac{T_1}{q} - \frac{\Delta}{\lambda_1} - \frac{\pm Gt}{c_2 \rho_2 \vartheta_2 q} \varphi - \frac{\pm D\Delta}{2\lambda_1 q}}{\frac{2\sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \xi - \frac{\Delta}{\lambda_1}} \quad (2.67)$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Температуры T_1 и T_2 , (см. рис.2.3, б) рассчитываем по (2.66), (2.60) и (2.55). Подставив α из (2.67) в (2.64), получим температуру контакта.

Результаты наших экспериментов и литературные данные [144, 253, 257] свидетельствуют о том, что распределение температур по нормали к поверхности трения подчиняется закону, близкому к параболическому. В этой связи решение тепловой задачи для зоны $0 \leq x \leq \Delta$ следует скорректировать, имея в виду, что размер зоны $\Delta = \vartheta_1$ фактически есть толщина термического слоя, являющегося функцией времени, т.е. $\Delta = \vartheta_2(t)$. По достижении некоторого критического времени $t_{кр}$ величина $\vartheta_1(t)$ примет предельное значение, равное ϑ_2 . Поэтому распределение температуры в области $0 \leq x \leq \Delta(\vartheta_1)$ решим нестационарным уравнением теплопроводности:

$$(2.68) \quad \frac{\partial T_1(x, t)}{\partial t} = \alpha_1 \frac{\partial^2 T_1(x, t)}{\partial x^2} \quad (x > 0; \quad t \rightarrow 0; \quad t = t_{II})$$

с граничными условиями:

$$T_1(x, 0) = 0; \quad \frac{\partial T_1(0, t)}{\partial x} = - \frac{(1 - \alpha)q \pm D}{\lambda_1}.$$

Решение уравнения (2.68) найдем в виде полинома второй степени относительно x [148. С.134-138]:

$$T_1 = a_0 + a_1 x + a_2 x^2. \quad (2.69)$$

Добавим к (2.69) граничные условия при $x = \Delta$:

$$T_1(\Delta, t) = T_1 \quad \text{и} \quad \frac{\partial T_1(\vartheta_1)}{\partial x} = - \frac{(1 - \alpha)q}{\lambda_1}$$

и предположим, что при $x = \Delta$ поток от пластической деформации D/Δ уже не действует, тогда

$$T_1(x) = T_1(\Delta) + \frac{(1 - \alpha)q \pm D}{2\lambda_1} \left(\Delta - 2x + \frac{x^2}{\Delta} \right) + \frac{(1 - \alpha)q}{2\lambda_1} \left(\Delta - \frac{x^2}{\Delta} \right)$$

Температура на поверхности контакта ($x = 0$)

$$T_{1К} = T_1 + \frac{(1 - \alpha)q\Delta}{\lambda_1} + \frac{\pm D\Delta}{2\lambda_1}, \quad (2.70)$$

что совпадает с зависимостью (2.64). Это свидетельствует о



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

том, что толщина термического слоя $\vartheta_1(t)$ практически быстро стремится к предельному состоянию, потому вариант стационарного подхода к решению задачи в зоне $0 \leq x \leq \Delta$ соответствует физическому смыслу задачи распределения тепла.

Полученные выражения (2.51) и (2.63) позволяют в первом приближении проанализировать влияние объемных источников на тепловой режим пары трения. Если предположить, что теплообразование обусловлено пластической деформацией тончайших слоев подвижного тела 2 (см. рис.2.4) в объеме, ограниченном размером ϑ_2 , и работа пластической деформации равна работе сил трения, то в формуле поверхностной температуры (2.51) второго слагаемого не будет, величина G будет равна αq , и зависимость (2.51) примет вид:

$$T_{2K} = 2T_2\chi - \frac{\pm Gt}{c_2\rho_2\vartheta_2} \varphi = 2T_2\chi - \frac{\alpha qt}{c_2\rho_2\vartheta_2} \quad , \quad (2.71)$$

а для определения α , после совместного решения (2.71) и (2.64), получим:

$$\alpha = \frac{\frac{2T_2}{q} \chi - \frac{\Delta}{\lambda_1} - \frac{T_1}{q} + \frac{\pm D\Delta}{2\lambda_1 q}}{\frac{t\varphi}{c_2\rho_2\vartheta_2} - \frac{\Delta}{\lambda_1}} \quad . \quad (2.72)$$

Если объемный источник тепла G/ϑ_2 отсутствует (на контакте действует плоский источник от сил трения), то из (2.51)

$$T_{KII} = 2T_2\chi - \frac{2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \xi \quad . \quad (2.73)$$

Покажем на конкретном примере степень влияния объемно-теплового источника на поверхностную температуру. Для пары трения сталь 35-Т15К6 ($\nu = 3,5\text{м/с}$, $\ell_k = 1 \cdot 10^{-3}\text{м}$, $\vartheta_2 = 16 \cdot 10^{-6}\text{м}$, $\lambda_2 = 40,2 \text{ Вт/м}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$, $a_2 = 0,08 \cdot 10^{-4}\text{м}^2/\text{с}$, $c\rho = 502 \cdot 10^4\text{Дж/м}^3$, $T_2 = 725^\circ\text{C}$, $\chi = 0,499$, $\varphi = -0,0354$, $\xi = -0,1718$, $t = \ell_k/\nu$, $\alpha q = 4,5 \cdot 10^8\text{Вт/м}^2$) получим:

$$1) T_{KII} = 2T_2\chi - \frac{-2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \xi =$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$= 2,725 \cdot 0,499 + \frac{4,5 \cdot 10^8 \sqrt{0,08 \cdot 10^{-4} \cdot 1 \cdot 10^{-3} / 3,5}}{40,2} \cdot 0,1718 = 724 + 183 = 908$$

$^{\circ}\text{C}$;

$$2) T_{\text{ко}} = 2T_2 \chi - \frac{\alpha q t}{c_2 \rho_2 \delta_2} \varphi =$$

$$= 724 + \frac{4,5 \cdot 10^8 \cdot 2,86 \cdot 10^{-4}}{502 \cdot 10^4 \cdot 16 \cdot 10^{-6}} \cdot 0,0354 = 781 \text{ } ^{\circ}\text{C}.$$

Как видно, объемный тепловой источник от пластической деформации снижает поверхностные температуры, что подтверждается работами В.А. Кудинова [94], Н.В. Талантова [213] и Т.В. Шитовой [246].

По найденной зависимости (2.67) можно ориентировочно оценить влияние объемных источников на температурные градиенты. Так, с увеличением G (2.67), осуществляющего нагрев подвижного тела, числитель выражения (2.67) уменьшается ($\varphi < 1$), понижается доля тепла в подвижное тело, уменьшая в нем температурные градиенты. Доля тепла в неподвижный стержень при этом несколько возрастет, увеличивая в нем градиент. Охлаждающее действие объемного источника D/Δ в стержне (знак минус перед D) способствует уменьшению α и росту градиентов, так как $(1 - \alpha) q = \lambda_1 \partial T_1 / \partial x$. Фактически в условиях трения при одновременном действии источников G и D их влияние на тепловое состояние контакта значительно сложнее. Далее нами будет показано самостоятельное влияние объемных источников в стержне как на температуру контакта, так и на характер температурного распределения.

Зависимость (2.72) позволяет оценить влияние толщины пластически деформированной зоны δ_2 на тепловое состояние. Увеличение δ_2 приведет к падению интенсивности теплового потока и поверхностной температуры, возрастет α , так как уменьшится знаменатель (2.72), а в неподвижном теле снизятся температурные градиенты.

Итак, контактная тепловая задача решена в общем виде. Чтобы применить полученные зависимости для расчета распределения температур в пластине инструментального материала и в подвижном контртеле, нужно знать величины δ_2 и Δ . Так как тепловой режим подвижного полупространства является нестационарным, для оценки толщины зоны δ_2 можно использовать фор-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

мулу А.В. Чичинадзе [240]:

$$v_2 \cong 73\sqrt{a_2 t} \quad (2.74)$$

или зависимость А.И. Белоусова [14], полученную им при условии, что тонкий, пластически деформируемый слой v_2 в предельном состоянии подогрет до температуры T_{IIv_2} :

$$v_2 = \frac{f p_c \ell_{\kappa}}{c_2 \rho_2 T_{IIv_2}}, \quad (2.75)$$

где f - коэффициент трения; p_c - контурное давление.

Мощность теплообразования от сил трения следует находить по зависимости:

$$q = f p_c v, \quad (2.76)$$

где давление p_c можно рассчитать по зависимостям [220], а проще и надежнее применять для оценки $f p_c$ эмпирическую формулу для касательных напряжений $\tau = 0,252\sigma_g$ [146, 131], хорошо зарекомендовавшую себя для расчета тепловых процессов при резании металлов (σ_g - предел прочности на разрыв наиболее слабого элемента пары трения).

Размер термически активной зоны Δ в неподвижном стержне может быть определен при значительных упрощениях в температурной задаче трения. Полагаем, что известна максимальная поверхностная температура T_K , которая определяется по формулам (2.23),(2.28),(2.40),(2.44). На участке $0 \leq x \leq v_2$ количество теплоты, поглощенное телом 2 за время $t = \ell_{\kappa}/v$, пропорционально работе трения для данного элемента пары в этот промежуток времени:

$$c_2 \rho_2 \int_0^{v_2} T_2(x, t) dx = \int_0^{\ell_{\kappa}/v} \alpha q dt. \quad (2.77)$$

Для зоны $0 \leq x \leq \Delta$ неподвижного стержня аналогично имеем:

$$c_1 \rho_1 \int_0^{\Delta} T_1(x, t) dx = \int_0^{t_*} (1 - \alpha) q dt_*. \quad (2.78)$$

Считая, что вся тепловая энергия рассеивается зонами v_2 и Δ , и выполняется закон сохранения энергии, получаем:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\alpha q + (1 - \alpha)q = q. \tag{2.79}$$

После интегрирования правых частей равенств (2.77) и (2.78) условие (2.79) выразим так:

$$\frac{c_2 \rho_2 \int_0^{\theta_2} T_2(x, t) dx}{\ell_K / \nu q} + \frac{c_1 \rho_1 \int_0^{\Delta} T_1(x, t) dx}{t_* q} = 1. \tag{2.80}$$

Так как $T_1(0, t) = T_2(0, t) \equiv T_K$, а $T_1(\Delta, t) = T_1$ и $T_2(\theta_2, t) = T_2$, то для линейного распределения температур в зонах $\theta_2 \leq x \leq 0$ и $\Delta \leq x \leq 0$ интегралы в числителях выражения (2.80) равны площадям трапеций $0,5(T_K + T_1)\Delta$ и $0,5(T_K + T_2)\theta_2$ соответственно. Тогда из (2.80) получим

$$\Delta = \frac{t_* \left[q - \frac{0,5c_2 \rho_2 \theta_2 (T_K + T_2) \nu}{\ell_K} \right]}{0,5c_1 \rho_1 (T_K + T_1)}. \tag{2.81}$$

Зависимость (2.81) в принципе отражает качественную сторону процесса диссипации тепловой энергии зоной трения, тем не менее расчетные значения Δ по этой формуле в условиях трения хорошо согласуются с экспериментальными данными. Один из конкретных вариантов расчета Δ был использован нами [162] при решении тепловой задачи с учетом действий в пластине и заготовке объемных источников тепла Томсона.

В реальных условиях контактного взаимодействия инструментальных материалов с различными по теплофизическим свойствам контртелами (например, пара «ВК8-ВТ3-1») зона действия высокого температурного градиента Δ может отсутствовать (числитель выражения (2.81) стремится к нулю). В этом случае задачу в зоне $0 \leq x \leq \theta_3$ надо решать с краевыми условиями $\partial T_1(0) / \partial x = -(1 - \alpha)q / \lambda_1$ и $T_1(\theta_3) = T_a$. Тогда выражение (2.60) примет вид [227]:

$$T_1(x) = -\frac{(1 - \alpha)q}{\lambda_1 m_1} e^{m_1 x} + \left(T_a + \frac{(1 - \alpha)q}{\lambda_1 m_1} e^{m_1 \theta_3} \right) \cdot \frac{e^{m_1 x} + e^{-m_1 x}}{e^{m_1 \theta_3} + e^{-m_1 \theta_3}}. \tag{2.82}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Определяя T_a по (2.61) и полагая в (2.82) $x = 0$, после совместного решения с (2.51) находим:

$$\alpha = \frac{\frac{2T_2 \chi}{q} + 1/\lambda_1 m_1 - (\Gamma/C + e^{m_1 \epsilon_3} / \lambda_1 m_1) \cdot \frac{2/(e^{m_1 \epsilon_3} + e^{-m_1 \epsilon_3}) - Gt \varphi / c_2 \rho_2 \epsilon_2}{2/(e^{m_1 \epsilon_3} + e^{-m_1 \epsilon_3})}}{\xi 2 \sqrt{a_2 t} / \lambda_2 + 1/\lambda_1 m_1 - (\Gamma/C + e^{m_1 \epsilon_3} / \lambda_1 m_1) \cdot \frac{2/(e^{m_1 \epsilon_3} + e^{-m_1 \epsilon_3}) - Gt \varphi / c_2 \rho_2 \epsilon_2}{2/(e^{m_1 \epsilon_3} + e^{-m_1 \epsilon_3})}} \quad (2.83)$$

Здесь Γ и C - постоянные, определяемые по [227].

Представленные выше аналитические зависимости позволяют полностью оценить тепловое состояние пластин инструментального материала и контртела, однако для этого нужна дополнительная информация о теплофизических характеристиках твердосплавных материалов, в том числе прошедших специальную обработку (упрочнение деформированием, нанесение покрытий и др.) и сравнительно недавно появившихся в эксплуатации.

2.3.4. Теплофизические свойства материалов

Как показывает анализ, с целью снижения температур в зоне трения целесообразно «комплектовать» пары трения по их теплофизическим свойствам или изменять приведенные теплофизические константы различными способами, в том числе и специальной обработкой поверхности: нанесением покрытий; облучением электронами высоких энергий; обработкой лазером; упрочнением при пластическом деформировании и др.

Влияние теплофизических свойств пары трения на температурные характеристики неподвижного стержня изучалось теоретически, расчетами по полученным выше формулам и экспериментально применительно к инструментальным и конструкционным материалам, широко применяемым при обработке резанием. В отечественной и зарубежной литературе пока отсутствуют данные по теплофизическим параметрам новых инструментальных материалов, поэтому нами проведены эксперименты по определению теплофизических свойств разных марок твердых сплавов, быстрорежущих сталей и конструкционных материалов по методике, основанной на измерении перепада температур в двух температурно-временных интервалах [32].

Результаты экспериментального определения параметров λ и a [195] для широкой гаммы твердых сплавов, в том числе отечественных с однослойными покрытиями TiC и многослойными фирмы Sandvik Cormant, представлены в табл.2.1.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 2.1

Теплофизические свойства инструментальных и конструкционных материалов

Материал	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/м °С	Коэффициент температуропроводности $a \cdot 10^4$, м ² /°С	Материал	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/м °С	Коэффициент температуропроводности $a \cdot 10^4$, м ² /°С
1	2	3	4	5	6
ВК4	56	0,33	315-K15 (<i>TiC</i>)	33,9	0,124
ВК8	53,2	0,260	1025-P25 (<i>TiC</i>)	40,4	0,097
ВК8*	48,6	0,243	0,15-K15(<i>TiC</i> + <i>Al₂O₃</i>)	30,2	0,115
ВК8+ <i>Ag</i>	60,8	0,296	0,15-P15(<i>TiC</i> + <i>Al₂O₃</i>)	60,5	0,099
ВК8+ <i>TiC</i>	46,8	0,09	P18	27,3	0,057
ВК8**	39,4	0,077	P18*	17,6	0,036
ВК15М	54,1	0,196	P6M5	29,3	0,058
<i>TiC</i>	32,2	0,143	P6M4Ф4	29,3	0,061
T15K6	41,9	0,266	Ст 35	45,7	0,071
T15K6+ <i>TiC</i>	40,1	0,12	X17H2	15,9	0,041
T5K10	43,6	0,154	12X18H9T	15,5	0,041
T5K10+	39,8	0,129	BT3-1	13,8	0,044
<i>TiC</i>					
КНТ-16	30,6	0,082			
МНТ-А2	29,3	0,082			
В0К60	23,5	0,08			

Примечание: * пластины упрочнены виброабразивной обработкой;

** окисление на воздухе при 400°С в течение 30 мин.

Найденные теплофизические константы для традиционных твердых сплавов удовлетворительно согласуются с данными А.Н.Резникова [146].

Расчетом максимальных поверхностных температур T_K (2.23) и на расстоянии 10 мкм от контактной плоскости установлено изменение этих величин от теплофизических параметров трущихся тел (рис.2.4 и 2.5) [185, 178]. С увеличением удельных объемных теплоемкостей $c\rho$ как подвижного,



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

так и неподвижного тел температуры снижаются, однако степень влияния удельной теплоемкости подвижного тела на температуры в стержне выше, чем неподвижного (различный наклон прямых на рис.2.4, а, б). Увеличение коэффициента теплопроводности подвижного элемента пары λ_2 снижает температуры в неподвижном элементе (см.рис.2.5, б).

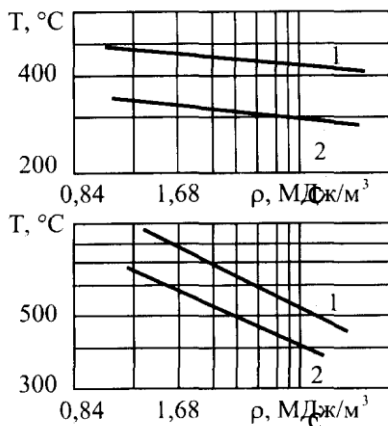


Рис.2.4. Влияние удельной теплоемкости $c\rho$ пары трения на контактную (1) и поверхностную (2) температуры ($v=0,5$ м/с; $P=200$ МПа; $l_k=1$ мм):

- а - $c_1\rho_1=2,72$ МДж/м³·°С;
 $\lambda_2=37$ Вт/м·°С; $\lambda_1=33,5$ Вт/м·°С;
 б - $c_2\rho_2=5,0$ МДж/м³·°С;
 $\lambda_1=40,2$ Вт/м·°С; $\lambda_2=16,8$ Вт/м·°С

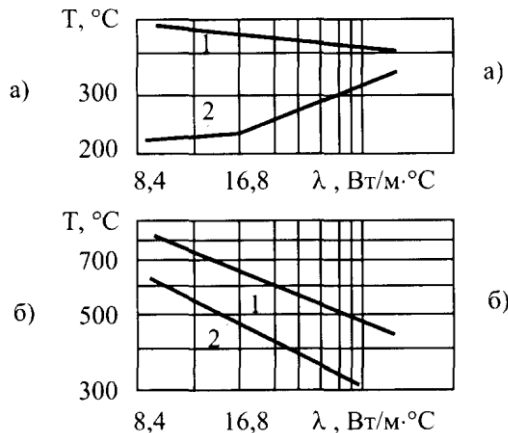


Рис.2.6. Влияние коэффициента теплопроводности λ пары трения на контактную (1) и поверхностную (2) температуры ($v=0,5$ м/с; $P=200$ МПа; $l_k=1$ мм):

- а - $c_1\rho_1=2,72$ МДж/м³·°С;
 б - $c_2\rho_2=5,0$ МДж/м³·°С;
 $\lambda_2=40,2$ Вт/м·°С;
 $\lambda_1=27,2$ Вт/м·°С

Коэффициент теплопроводности неподвижного тела λ_1 на температуру контактной и поверхностной зон в нем влияет неодинаково (см. рис.2.5, а). Температура контакта за счет возрастания способности материала отводить тепло в поверхностные слои (коэффициент λ_1 увеличивается) будет снижаться.

От теплопроводности обоих контактируемых тел зависят



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

температурные градиенты и в зоне контакта. В неподвижном теле $2 \text{ grad}T$ уменьшается с повышением его способности отводить тепло и с ростом теплопроводности подвижного тела 1 (рис. 2.6).

Результаты теоретического распределения температур в твердых сплавах при трении их по стали 45 и по титановому сплаву ВТ3-1, полученные по зависимостям раздела 2.3.3, представлены на рис.2.7. и 2.8.

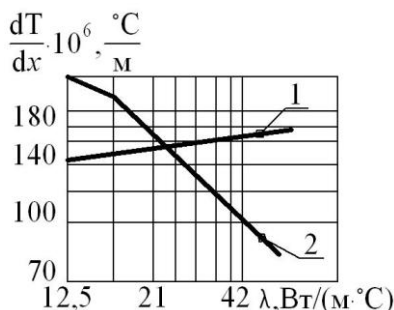


Рис. 2.6. Влияние теплопроводности λ материалов узла трения на величину $\text{grad}T$ в неподвижном теле ($\nu=2 \text{ м/с}$;

$$P=200\text{МПа}; \ell_k=1.10^{-3}\text{м});$$

$$1 - \frac{dT_1}{dx} = f(\lambda_2); \quad 2 - \frac{dT_2}{dx} = f(\lambda_1)$$

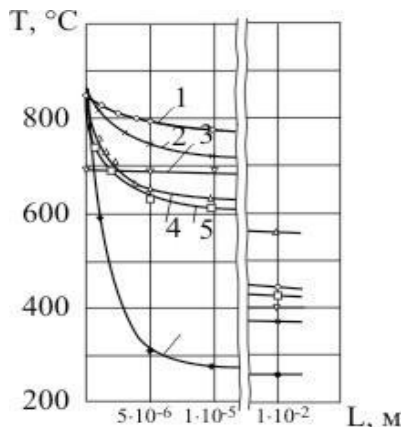
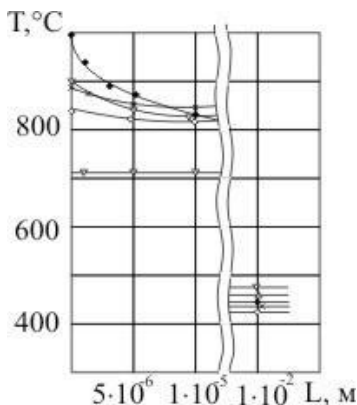


Рис. 2.7. Зависимость температуры зоны трения от состава твердого сплава материала при трении по стали 45

$$(\nu=2 \text{ м/с}, P=200\text{МПа}, \ell_k=1.10^{-3}\text{м});$$

$^3\text{м});$

- 1 - ВК8; 2 - Т15К6; 3 - ВК8 +Cu;
- 4 - ВК8+TiC; 5 - Т15К6+ TiC;
- 6 - ВК8+ TiC+Al₂O₃

Рис.2.8. Зависимость температуры зоны трения от состава твердого сплава при трении по титановому сплаву ВТ3-1

$$(\nu=2 \text{ м/с}, P=200\text{МПа}, \ell_k=1.10^{-3}\text{м});$$

$^3\text{м});$

- 1 - ВК8+Cu; 2 - ВК8; 3 - ВК8 +TiC;
- 4 - Т15К6; 5 - ВК8+TiC+Al₂O₃



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

В условиях трения по стали 45, имеющей достаточно высокие значения теплопроводности и удельной теплоемкости, наиболее эффективны малотеплопроводные покрытия Al_2O_3 , TiC , существенно снижающие поверхностные температуры и обеспечивающие высокие температурные градиенты в тонких контактных слоях (см. рис.2.7). Твердые сплавы и покрытия на них с высокими значениями теплофизических параметров при одинаковых условиях трения по стали 45 не снижают поверхностных температур. Напротив, при трении по малотеплопроводному титановому сплаву ВТ3-1 с точки зрения контактных и поверхностных температур эффективны твердые сплавы и покрытия на них с высокими теплофизическими параметрами (ВК8 с медным покрытием) (см. рис.2.8). Для титановых сплавов и малотеплопроводных жаропрочных сталей двухкарбидные твердые сплавы с покрытием TiC и Al_2O неэффективны, так как по сравнению со сплавами ВК8 и ВК8+Cu увеличивают тепловую нагрузку зоны трения [177,185].

Аналогичные результаты расчетов температурных распределений в неподвижном стержне получены для сплавов ВК8 и Т15К6 при трении по стали 35 (при одинаковой мощности теплообразования) (рис.2.9) и разных марок твердых сплавов при трении по жаропрочной стали 12Х18Н9Т (рис.2.10), при этом были использованы полученные зависимости (2.44), (2.59), (2.60), (2.66), (2.67), (2.81).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

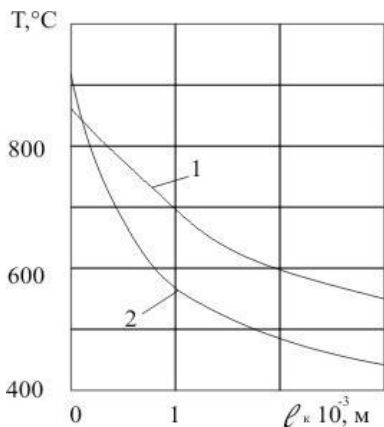


Рис.2.9. Распределение температур в твердых сплавах при трении по стали 35 ($v=3,5$ м/с, $l_k=1.10^{-3}$ м): 1 - BK8; 2 - T15K6

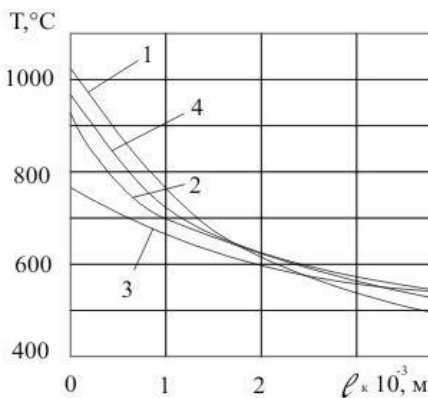


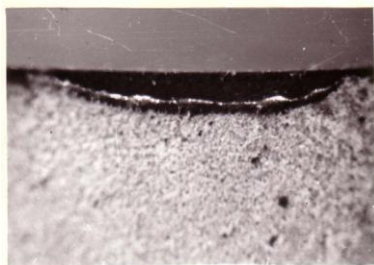
Рис. 2.10. Распределение температур в твердых сплавах при трении по стали 12X18H9T ($v=1,63$ м/с, $l_k=2.10^{-3}$ м): 1 - T15K6+TiC; 2 - BK8; 3 - BK8+Cu; 4 - T15K6

Для проверки результатов расчетов температур по приведенным выше формулам проводились эксперименты на установке трения по схеме «вал – прямоугольный составной стержень» (см. рис.2.3, в). Исследовались пары трения, составленные из твердых сплавов марок BK8, T15K6, KHT-16, сплавов T5K10 и T15K6 с тонкослойными покрытиями из TiC (стержни), стали 35 и сталей 12X18H9T, X17H2, титанового сплава BT3-1 (валы).

Размеры истираемых твердосплавных пластинок и валов выбирались так, чтобы $K_{ca} \rightarrow 0$. Распределение температур по нормали к поверхности трения в стержнях изучали, нанося на его боковую поверхность тонкие пленки чистых металлов и солей методом катодного напыления в вакууме с помощью вакуумного поста ВУП-2К. По достижении и превышении температуры плавления пленки меняли свой цвет. Толщина наносимых пленок колебалась в пределах 100-500 Å. Для исключения влияния пленок на тепловой режим истираемого образца использовали стержень, составленный из двух пластин, между которыми находилась пленка (см. рис.2.3, в).



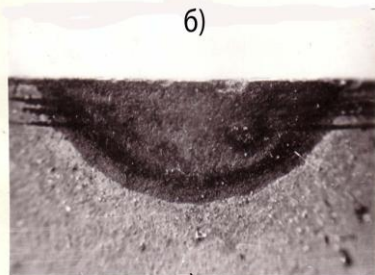
Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов



а)



б)



в)

Рис.2.11. Изотермы на твердосплавных пластинах при трении по стали 35: а - пленка Ag (температура плавления 961°C); б - пленка CdCl_2 (568°C); в - пленка Zn

Для определения температуры поля на бранном режиме последовательно осуществлялось трение с пластинами, имеющими пленки с разными температурами плавления, например, из Sn до Ag. Глубину распространения изотермы по нормали к поверхности трения замеряли на микроскопе МБИ. На рис.2.11 в качестве примера приведены некоторые изотермы. Необходимые для оценки мощности теплообразования сила и коэффициент трения измерялись с помощью динамометра УДМ-600.

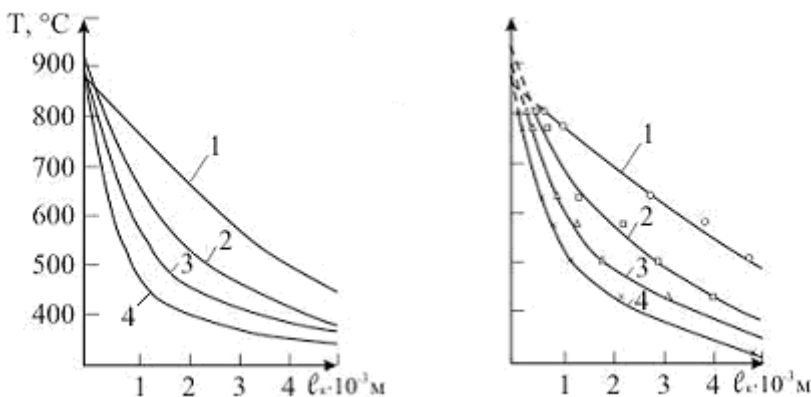
Сопоставляя экспериментальные данные с расчетами, ставили задачу прежде всего установить принципиальное влияние объемного источника теплоты, обусловленного работой пластической деформации, на тепловой режим зоны трения. Наличие на подвижном полупространстве (вращающийся вал) объемного источника теплоты в тонком поверхностном слое вызывает перераспределение тепловых потоков. При одинаковой мощности теплообразования от сил трения возникновение объемного источника теплоты от пластической деформации, локализованного в тонком слое σ_2 подвижного полупространства, приводит к увеличению доли теплового потока, поступающего в неподвижный стержень. В результате растут поверхностные температурные градиенты, а граница действия теплового потока смещается к поверхности трения (размер σ_2 уменьшается, рис.2.3,б). По этой причине снижаются поверхност-

ной деформации, локализованного в тонком слое σ_2 подвижного полупространства, приводит к увеличению доли теплового потока, поступающего в неподвижный стержень. В результате растут поверхностные температурные градиенты, а граница действия теплового потока смещается к поверхности трения (размер σ_2 уменьшается, рис.2.3,б). По этой причине снижаются поверхност-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ные и объемные температуры.



а)

б)

Рис.2.12 Распределение температур в твердосплавных стержнях при трении по одной дорожке по стали 35 ($v=3,86$ м/с; $l_k=1 \cdot 10^{-3}$ м): 1 - ВК8; 2 - КНТ-16; 3 - Т15К6; 4 - Т15К6 с покрытием TiC; а - расчетные данные; б - результаты экспериментов

Если работа пластической деформации в процессе трения уменьшается (предварительное упрочнение поверхности, трение по одной дорожке, передеформирование и др.), доля теплового потока и поверхностные температурные градиенты в стержне снижаются, граница действия потока αq сдвигается от зоны контакта, а поверхностные и объемные температуры растут. Это подтверждается теоретическими расчетами температур в неподвижном стержне по найденным формулам и экспериментами (рис.2.12). Из рис. 2.12. видно, что теоретические и экспериментальные данные удовлетворительно согласуются.

Резюмируя вышеизложенное, отметим, что полученные теоретические зависимости для расчета температур контакта и температурных распределений в твердых сплавах при трении адекватно отражают теплофизическую обстановку в зоне трения и подтверждают применимость модели двухградиентного теплового поля для получения расчетных зависимостей.

Поверхностная температура и температурный градиент как важные характеристики теплового поля в инструментальном материале зависят от теплофизических характеристик контактируемых при трении тел.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

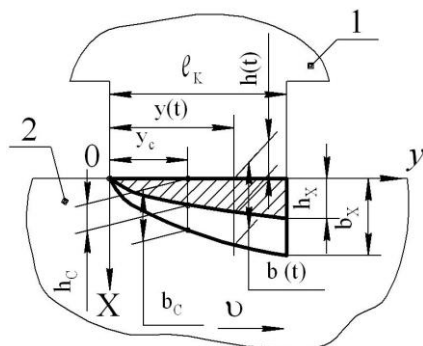
Для уменьшения тепловой напряженности инструментального материала необходимо снижать поверхностные температуры и увеличивать $gradT$ материала, понижая тем самым зону прогрева до высоких температур. Это условие выполняется, если использовать твердые сплавы с малой теплопроводностью при трении по высокотеплопроводным жаропрочным материалам; в контакте с малотеплопроводными жаропрочными материалами с этой точки зрения эффективны сплавы с высокой теплопроводностью.

Этот важный теоретический вывод подтверждается практикой эксплуатации твердых сплавов в условиях резания: наибольшую стойкость при обработке класса труднообрабатываемых материалов с малой теплопроводностью (жаропрочные стали и сплавы, титановые сплавы) обеспечивают сплавы группы ВК, а обычных конструкционных - двухкарбидные сплавы ТК, безвольфрамовые твердые сплавы типа КНТ и МНТ, керметы и минералокерамика [185].

В приложении 2 представлены материалы по экспериментальной проверке теоретической формулы для расчета максимальной поверхностной температуры методом закладных термпар и по остаточным изменениям микроструктуры рентгеноструктурным и металлографическим анализом.

2.3.5. Расчет характеристик теплового поля с учетом распределенных источников тепла

Представленные в разделе 2.3.2. данные о влиянии объемных тепловых источников на характер температурных распределений в элементах пары трения получены в предположении, что объемный тепловой источник от пластических деформаций принимался постоянной интенсивности по толщине (координате) и в направлении скорости трения.



Как уже отмечалось, особенностью контактного взаимодействия пары трения, состоящей из инструментального и обрабатываемого конструкционного материала и отличающей эту специфическую пару от контакта деталей машин, являются не только малые,

Рис. 2.13. Модель пары трения [238, 154, 190]



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

близкие к нулю, коэффициенты взаимного перекрытия, но и личие на большей части площади касания сплошного плоского контакта [109, 141, 221]. При этом площадь фактического контакта A_f совпадает с номинальной. Твердость и прочность инструментального материала существенно выше этих характеристик у конструкционных сталей, поэтому в модели тепловой ли (рис. 2.13) неподвижное тело 1 представляется абсолютно жестким, с жесткой поверхностью (в стационарном режиме микровадины неровностей заполнены материалом контртела). В пространстве 2, движущемся со скоростью v , источником тепловыделения является пластически деформируемый слой, толщина которого h равна нулю в точке начала контактного взаимодействия и, непрерывно увеличиваясь, достигает конца контактного взаимодействия.

Кроме деформируемого, в теле 2 выделим тепловой пограничный слой b (размер термически активной зоны), толщина которого изменяется аналогично толщине деформируемого слоя h и определяется зависимостью [240]:

$$b = f\sqrt{a_2 t}, \quad (0 \leq t \leq l_k / v), \quad (2.84)$$

где f - коэффициент, выбираемый в зависимости от того, какой смысл вкладывается в понятие толщины теплового слоя (эффективной глубины проникновения тепла, термически активной зоны).

Для установления закона распределения интенсивности источника тепловыделения по толщине деформируемого слоя примем следующие допущения [154, 238]:

1) материал деформируемого слоя, находясь в условиях высоких температур и скоростей деформации, обладает свойствами вязкой жидкости, для которой справедлив закон трения Ньютона

$$\tau_k = -\eta \frac{du(x)}{dx}; \quad (2.85)$$

2) динамическая вязкость является убывающей функцией температуры вида

$$\eta = \eta_0 \exp(-kT_2 / T_{nl}); \quad (2.86)$$

3) тепловыделение в деформируемом слое происходит за счет вязкой диссипации механической энергии трения;

4) толщина деформируемого слоя (при постоянных по длине контакта нормальных напряжениях) является функцией температуры (законы изменения параметров h и b по длине контакта подобны и $h < b$);



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

5) касательные напряжения постоянны по толщине деформируемого слоя ($h \ll l_k$) (рис. 2.14, а);

б) деформируемый слой ламинарный, профили скоростей и температур обладают свойством автомодельности; нормальная к поверхности контакта составляющая скорости деформирования и связанная с ней мощность тепловыделения равны нулю (рис. 2.14, б, в).

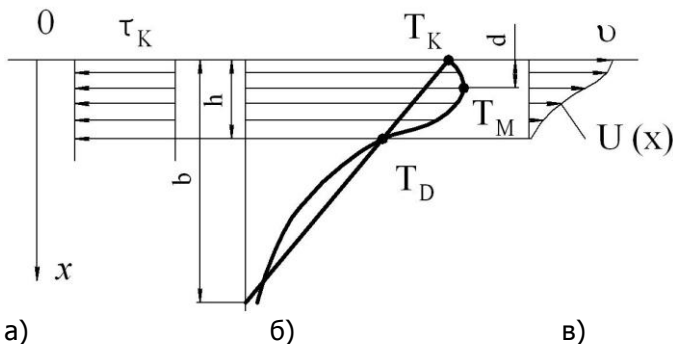


Рис. 2.14. Характеристики деформируемого слоя: а - эпюра касательных напряжений; б - температурное распределение; в - профиль скоростей деформации

При этих допущениях мощность тепловыделения в деформируемом слое, отнесенная к единице площади контакта, составит:

$$q_0 = \tau_k v = \int_0^v \tau_k du = \int_0^h \omega_2 dx. \quad (2.87)$$

Пусть в пределах деформируемого слоя температура изменяется по линейному закону:

$$T_2(x) = T_k - T_u \frac{x}{h}. \quad (2.88)$$

Тогда закон изменения динамической вязкости по толщине деформируемого слоя будет определяться следующим образом:

$$\eta(x) = \eta_1 \exp \left[-\frac{kT_u}{T_{nl}} \left(1 - \frac{x}{p} \right) \right], \quad (2.89)$$

где $\eta_1 = \eta_0 \left[-k(T_k - T_u) / T_{nl} \right]$.

Подставляя выражение (2.89) в (2.85), разделяя переменные и интегрируя, получаем:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\frac{T_{nl}h}{kT_u} \exp\left(-\frac{kT_u}{T_{nl}} \cdot \frac{x}{h}\right) = \frac{\eta_1}{\tau_\kappa} \exp\left(-\frac{kT_u}{T_{nl}}\right) u(x) + C_1, \tag{2.90}$$

где C_1 - постоянная интегрирования, определяемая из условия $u(h) = 0$.

Применяя условие $u(0) = v$, позволяющее исключить из уравнения (2.90) отношение динамической вязкости к касательным напряжениям, определяем профиль скоростей в деформируемом слое

$$u(x) = v \left[\exp\left(-\frac{kT_u}{T_{nl}} \cdot \frac{x}{h}\right) - \exp\left(-\frac{kT_u}{T_{nl}}\right) \right] \left[1 - \exp\left(-\frac{kT_u}{T_{nl}}\right) \right]^{-1}. \tag{2.91}$$

Для этого случая оказался вогнутым профиль скоростей ($d^2u/dx^2 > 0$ при $0 \leq x \leq h$).

Подставляя выражение (2.91) в равенство (2.87), определяем закон распределения объемной плотности источника тепловыделения в деформируемом слое:

$$\omega_2(x) = \frac{q_0 k T_u}{T_{nl} h} \exp\left[-\frac{k T_u}{T_{nl}} \cdot \frac{x}{h}\right] \left[1 - \exp\left(-\frac{k T_u}{T_{nl}}\right) \right]^{-1}; \tag{2.92}$$

$$\omega_2(x) = \omega_{02} \exp(-k_2 x). \tag{2.93}$$

Для упрощения расчетных соотношений переменную по длине контакта толщину деформируемого слоя примем постоянной, равной средней толщине по длине контакта:

$$h_c = \frac{1}{\tau} \int_0^\tau h(t) dt = \frac{2}{3} h_\kappa. \tag{2.94}$$

Зону действия объемного источника тепловыделения можно условно распространить на весь объем подвижного полупространства, расположенный под площадкой контакта. Если коэффициент локализации источника оставить при этом неизменным, то начальную плотность источника необходимо скорректировать по условию энергетической эквивалентности

$$\int_0^\infty \omega_2(x) dx = q_0. \tag{2.95}$$

С учетом условия (2.95) начальная плотность источника те-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

тепловыделения составит:

$$\omega_{02} = \frac{q_0 k T_u}{T_{nl} h_c}. \quad (2.96)$$

Выражение (2.93) получено в предположении линейного закона изменения температуры в деформируемом слое. Как было показано [94, 137], в некоторых условиях контактного взаимодействия максимум температуры может находиться внутри деформируемого слоя. Исследуем профиль скоростей и закон распределения объемной плотности источника тепловыделения для случая, когда распределение температуры внутри деформируемого слоя описывается параболической зависимостью вида:

$$T_2(x) = -\frac{T_m - T_k}{d^2}(x - d)^2 + T_m. \quad (2.97)$$

В этом случае

$$u(x) = v \left[\operatorname{erf}\left(\frac{h-d}{\sigma}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{x-d}{\sigma}\right) \right] \left[\operatorname{erf}\frac{d}{\sigma} + \operatorname{erf}\left(\frac{h-d}{\sigma}\right) \right]^{-1}, \quad (2.98)$$

где $\sigma = \sqrt{\frac{T_{nl}}{k(T_m - T_k)}}$ - среднее квадратическое отклонение

закона распределения объемной плотности источника тепловыделения.

Профиль скоростей деформации в динамическом пограничном слое, полученный выражением (2.91), менее устойчив по отношению к возмущениям скорости деформирования, всегда имеющим место при трении, чем вогнутый профиль, соответствующий линейному закону распределения температуры [283]. Эта неустойчивость обусловлена тем, что выпуклая часть слоя, соответствующая $0 \leq x < d$, является относительно заторможенной и как бы тяготеет к движению вместе с телом 1 со скоростью $u(x) = v$. Наличие точки нулевой кривизны на профиле скоростей в динамическом пограничном слое как необходимом (и в ряде случаев достаточном) условии неустойчивости ламинарного режима течения по отношению к волновым возмущениям потока и возникновения турбулентности подтверждается также в монографии [247]. Это позволяет предположить, что экстремальный закон распределения температуры в деформируемом слое будет иметь место в области низких и средних скоростей скольжения (технологических режимов при обработке резанием и давлением



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ем), где наблюдаются схватывание и образование заторможенных слоев и наростов из обрабатываемого материала (в наросте $u = v$). В области повышенных скоростей скольжения, где схватывание и наростообразование не наблюдаются, максимум температуры смещается к поверхности контакта (уменьшается d) и, в пределе, находится на поверхности контакта (при этом $d \leq 0$).

Отсюда нетрудно сделать вывод, что рассматриваемая нами [154, 190, 238] модель источника тепловыделения от сил трения является более универсальной, чем модель, описанная в работе [209].

Профиль скоростей оказывается выпуклым при $0 \leq x \leq d$ и вогнутым при $d < x \leq h$ (см. рис.2.14, б). Соответствующее профилю скоростей (2.98) распределение объемной плотности источника тепловыделения описывается законом плотности нормального распределения вероятностей.

$$\omega_2(x) = 2q_0 \exp\left[-\frac{(x-d)^2}{\sigma^2}\right] \left\{ \sqrt{\pi} \sigma \left[\operatorname{erf} \frac{d}{\sigma} + \operatorname{erf} \left(\frac{h-d}{\sigma} \right) \right] \right\}^{-1}$$

(2.99)

Для примера решим контактную тепловую задачу для рассматриваемой пары трения при высоких скоростях скольжения с принятыми ранее допущениями. В поверхностных слоях деформируемого полупространства действует объемный источник тепловыделения от сил трения, распределенный по экспоненциальному закону (2.93).

Предварительно необходимо высказать принципиальное соображение относительно метода решения этой задачи. В отличие от общепринятого введения коэффициента распределения тепловых потоков, который был применен нами для решения типовых задач в разделе 2.3.1, здесь использовали метод теплового баланса в контактной зоне, впервые рассмотренный К.Г. Шучевым [251]. Его суть заключается в том, что введение коэффициента распределения тепловых потоков для решения контактной тепловой задачи трения не подходит для случая, когда источники тепловыделения являются неплоскими и распределены в некотором приконтактном объеме деформируемого элемента трибосопряжения. При этом сумма тепловых потоков, направленных от поверхности контакта в глубь каждого из контактирующих тел, не будет равна количеству теплоты, генерируемой в деформируемом слое в единицу времени. Баланс теплоты, выделяемой при трении в единицу времени, в случае объемного тепловыделения должен



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

включать три компонента: теплоту Q_1 , поступающую через площадку контакта в недеформируемое тело; теплоту ΔQ_r , аккумулированную в слое материала деформируемого тела толщиной r , заключающего в себе объемный источник тепловыделения ($r \geq h_k$); теплоту Q_2 , уходящую в глубь материала деформируемого тела через поверхность раздела, которая отделяет аккумулирующий слой от глубинных слоев материала тела 2. В этом случае на поверхности контакта целесообразно задать граничные условия 1-го рода, т.е. задать закон распределения температуры, зависящий от неизвестного параметра – средней температуры поверхности контакта T_k (предполагается, что контакт идеальный, не обладающий тепловым сопротивлением). Если размеры площадки контакта сравнительно невелики, то в первом приближении считаем, что температура контакта при установившемся трении ($t \rightarrow \infty$) постоянна на всей поверхности.

Уравнение теплового баланса, необходимое для определения T_k и согласования решений, описывающих температурные поля в двух элементах пары трения, составляется путем приравнивания общего количества теплоты Q_0 , генерируемой в единицу времени трения, сумме указанных выше трех компонентов баланса теплоты [238, 251, 267]:

$$Q_0 = Q_1 + Q_2 + \Delta Q_r. \quad (2.100)$$

Представим частные формулы уравнения теплового баланса:

1) для пластически деформируемого слоя, когда $r = h_k$:

$$q_0 = q_1(0) + q_{2hc} + T_k c_2 \rho_2 \frac{h_k}{\tau}; \quad (2.101)$$

2) для теплового слоя ($r = b_k$):

$$q_0 = q_1(0) + T_k c_2 \rho_2 \frac{b_k}{\tau} \quad (2.102)$$

(тепловым потоком, выходящим за пределы теплового слоя, можно пренебречь);

3) зона действия объемного источника тепловыделения распространена на весь объем подвижного полупространства ($r \rightarrow \infty$):

$$q_0 = q_1(0) + \frac{c_2 \rho_2}{\tau} \int_0^{\infty} T(x, \tau) dx. \quad (2.103)$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Математическая формулировка задачи теплопроводности для тела 2 (нестационарный режим):

$$\frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = a_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} + \omega_{02} \frac{\exp(-k_2 x)}{c_2 \rho_2} \quad (2.104)$$

$$(0 \leq t \leq \tau = \ell_k / v; 0 \leq x \leq \infty),$$

краевые условия:

$$T_2(x,0) = 0; T_2(0,t) = T_k; \frac{\partial T_2(\infty,t)}{\partial x} = 0$$

Задача (2.103) с учетом краевых условий является типовой, и ее решение имеет вид [110]:

$$\begin{aligned} T_2(x,t) = & T_k \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} + \frac{\omega_{02}}{K_2^2 h r} \left[\operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} - e^{-K_2 x} + \right. \\ & + \frac{1}{2} \exp(K_2^2 a_2 t - K_2 x) \operatorname{erfc} \left(K_2 \sqrt{a_2 t} - \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right) - \\ & \left. - \frac{1}{2} \exp(K_2^2 a_2 t + K_2 x) \operatorname{erfc} \left(K_2 \sqrt{a_2 t} + \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right) \right]. \end{aligned} \quad (2.105)$$

Зависимость (2.105) описывает температурное поле в теле 2 приблизительно, так как параметры источника тепла от пластической деформации ω_{02} и K_2 , меняющиеся по длине контакта, заменены усредненными постоянными величинами.

Тепловой поток в теле 2 на контакте переменен по длине контакта и равен:

$$\begin{aligned} q_0(0,t) = & -\lambda_2 \frac{\partial T_2(0,t)}{\partial x} = \\ = & \frac{\alpha_2 T_k}{\sqrt{\pi a_2 t}} + \frac{\omega_{02}}{K_2} \left[\exp(K_2^2 a_2 t) \operatorname{erfc}(K_2 \sqrt{a_2 t}) - 1 \right]. \end{aligned} \quad (2.106)$$

Усредненное значение теплового потока на длине контакта равно:

$$q_{2c}(0) = \frac{1}{\tau} \int_0^\tau q_2(0,t) dt =$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\frac{2\lambda_2 T_k}{\sqrt{\pi a_2 \tau}} + \frac{\omega_{02}}{K_2^3 a_2 \tau} \left[\exp(K_2^2 a_2 \tau) \operatorname{erfc}(K_2 \sqrt{a_2 \tau}) - 1 + \frac{2K_r \sqrt{a_2 \tau}}{\sqrt{\pi}} - K_2^2 a_2 \tau \right]. \quad (2.107)$$

Уравнение теплопроводности и граничные условия для тела 1 (стационарный режим):

$$a_1 \frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} + \frac{\omega_{01}}{c_1 \rho_1} e^{-k_1 x} - \frac{\alpha_1}{c_1 \rho_1 l} T_1(x) = 0; \quad (0 \leq x < \infty) \quad (2.108)$$

$$T_1(0) = T_k; \quad T_1(\infty) = 0,$$

где a_1 - коэффициент температуропроводности тела 1; $c_1 \rho_1$ - объемная теплоемкость тела 1; α_1 - коэффициент теплоотдачи; $l = \frac{F}{P}$ - отношение площади поперечного сечения стержня к периметру; $\omega_1 = \omega_{01} e^{-k_1 x}$ - объемная плотность локализованного у поверхности контакта источника теплопоглощения, описывающего в структуре дифференциального уравнения (2.108) тепловые затраты, связанные с накоплением поверхностными слоями материала тела 1 критической плотности энтропии с образованием частиц износа (знак ω_{01} - минус).

Решение уравнения (2.108) при указанных граничных условиях имеет вид:

$$T_1(x) = T_k e^{-m_1 x} + \frac{\omega_{01}}{\lambda_1 (k_1^2 - m_1^2)} (e^{-m_1 x} - e^{-k_1 x}), \quad (2.109)$$

где λ_1 - коэффициент теплопроводности тела 1;

$$m_1 = \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_1 l}} = \frac{1}{l} \sqrt{Bi} \quad (Bi - \text{критерий Био})$$

Градиент температурного поля в стержне

$$\frac{\partial T_1}{\partial x} = -T_k m_1 e^{-m_1 x} + \frac{\omega_{01}}{\lambda_1 (k_1^2 - m_1^2)} (-m_1 e^{-m_1 x} + k_1 e^{-k_1 x}). \quad (2.110)$$

Тепловой поток на площадке контакта, направленный в тело 1, найдем из (2.110):



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$q_1(0) = -\lambda_1 \frac{\partial T_1(0)}{\partial x} = \lambda_1 m_1 T_\kappa - \frac{\omega_{01}}{K_1 + m_1}. \quad (2.111)$$

Применим уравнение энергетического баланса в форме (2.103) к рассматриваемой паре трения; используя (2.111) и зависимость (2.106) получаем:

$$\begin{aligned} q_0 &\equiv \frac{\omega_{02}}{K_2} = q_1(0) + \frac{c_2 \rho_2}{\tau} \int_0^\infty T_2(x, \tau) dx = \\ &= \lambda_1 m_1 T_\kappa - \frac{\omega_{01}}{K_1 + m_1} + 2T_\kappa \frac{c_2 \rho_2}{\tau} \sqrt{a_2 \tau} \operatorname{erfc} 0 + \\ (2.112) \quad &+ \frac{\omega_{02}}{\tau K_2^2 a_2} \left[2\sqrt{a_2 \tau} \operatorname{erfc} 0 + \frac{1}{K_2} \exp(K_2^2 a_2 \tau) \operatorname{erfc}(K_2 \sqrt{a_2 \tau}) - \frac{1}{K_2} \right] \end{aligned}$$

Среднюю температуру контакта найдем из (2.112)

$$\begin{aligned} T_\kappa &= \left\{ \frac{\omega_{01}}{K_1 + m_1} + \frac{\omega_{02}}{\tau K_2^3 a_2} \left[\tau K_2^2 a_2 + 1 - 2K_2 \sqrt{a_2 \tau} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi}} - \right. \right. \\ &\left. \left. - \exp(K_2^2 a_2 \tau) \operatorname{erfc}(K_2 \sqrt{a_2 \tau}) \right] \right\} \left(\lambda_1 m_1 + \frac{2\lambda_2}{\sqrt{\pi a_2 \tau}} \right)^{-1}. \end{aligned} \quad (2.113)$$

В предельном случае, когда $K_2 \rightarrow \infty$ и $\frac{\omega_{02}}{K_2} = q_0 = const$,

т.е. тепловыделение происходит в контактной плоскости, зависимость упрощается и будет иметь вид:

$$T_\kappa = \frac{\frac{\omega_{02}}{K_1 + m_1} + q_0}{\lambda_1 m_1 + \frac{2\lambda_2}{\sqrt{\pi a_2 \tau}}}, \quad (2.114)$$

а уравнение энергетического баланса принимает вид уравнения распределения тепловых потоков

$$q_0 = q_1(0) + q_{2c}(0), \quad (2.115)$$

где q_{2c} - среднее значение теплового потока, уходящего в тело 2 из пластически деформированного слоя.

Чтобы показать влияние объемного источника тепловыделения от сил трения в поверхностном деформируемом слое на



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

температурное поле, приведем результаты расчетов средней температуры поверхности контакта для пары трения «стержень из твердого сплава Т15К6 – сталь 45» [238]. Теплофизические характеристики материалов выбраны по данным работы [146]: $T_{нл} = 1480^\circ\text{C}$; $l_k = 2$ мм; $v = 3,5$ м/с; $l = 1,67 \cdot 10^{-3}$ м. Касательные напряжения в деформируемом слое примем по данным работы [197], так как они соответствуют реальным напряжениям, имеющим место на участках пластического контакта металлорежущего инструмента со стружкой и заготовкой: $\tau_k = 485$ МПа.

Удельная мощность трения:

$$q_0 = \tau_k v = 4,85 \cdot 10^8 \cdot 3,5 = 1,7 \cdot 10^9 \text{ Вт/м}^2.$$

Коэффициент κ , характеризующий температурную зависимость динамической вязкости, можно рассчитать по эмпирической формуле, полученной для условий прокатки углеродистых сталей [209]

$$\eta = 0,01(14 - 0,01t)c_v, \text{ Па}\cdot\text{с},$$

где c_v - поправочный коэффициент на скорость прокатки, равный единице при $v < 8$ м/с.

Аппроксимируя указанную зависимость убывающей экспонентой

$$\eta = \eta_0 \exp(-kT/T_{нл}),$$

получаем оценку безразмерного коэффициента κ ($t_{нл}, ^\circ\text{C}$):

$$k = 7,143 \cdot 10^{-4} T_{нл}.$$

Коэффициент теплообмена α_1 может быть рассчитан по критериальному уравнению $Nu = 0,53(Gr Pr)^{0,25}$ для горизонтальной трубы при свободной конвекции в неограниченном пространстве [133] и для рассматриваемых условий ($Gr Pr = 10^4 - 10^5$) имеет величину порядка 20-30 Вт/(м²·К); принимаем $\alpha_1 = 25$ Вт/(м²·К).

Результаты расчетов температуры контакта при различных значениях средней толщины деформированного слоя [238] приведены в табл.2.2.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 2.2

Влияние толщины деформируемого слоя на расчетную толщину контакта

Средняя толщина слоя h , мкм	Характеристики контакта		
	Начальная плотность источника тепловыделения, ω_{02} , Вт/м ³	Коэффициент локализации источника K_2 , м ⁻¹	Температура контакта, T_k , °С.
0	-	-	2527
10	$4,85 \cdot 10^{13}$	$28,7 \cdot 10^3$	1546
30	$1,62 \cdot 10^{13}$	$9,5 \cdot 10^3$	851
50	$9,70 \cdot 10^{12}$	$5,7 \cdot 10^3$	582

Для проверки полученных расчетных соотношений было проведено экспериментальное исследование температурного распределения в неподвижном стержне из твердого сплава марки Т15К6 (высота стержня в поперечном сечении 10 мм, толщина 5 мм) при трении по цилиндрической поверхности вращающейся заготовки из стали 45, закрепленной в патроне токарно-винторезного станка 1К625 (см. рис.2.3, в). Нормальная нагрузка поддерживалась на постоянном уровне и составляла 6380 Н; при этом сила трения равнялась 4850Н (коэффициент трения 0,76).

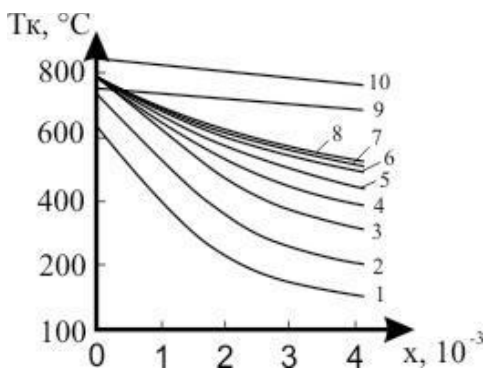


Рис. 2.15. Температурное распределение в стержне из твердого сплава Т15К6 при трении по стали 45 ($v=3,5$ м/с, $N=6380$ Н): 1 - $t=3$ с; 2 - 5; 3 - 10; 4 - 20; 5 - 40; 6 - 120; 7 - 240; 8 - 360; 9 - $t \rightarrow \infty$, $h_c=35$ мкм (расчет); 10 - $t \rightarrow \infty$, $h_c=30$ мкм (расчет)

Анализ полученных результатов показывает (см. рис.2.15), что в рассматриваемой паре трения, характеризуемой малым значением коэффициента взаимного перекрытия $K_{вз} \approx 0,01$, температура поверхности контакта быстро достигает установившегося значения (после 10 с трения все экспериментальные кривые образуют один пучок, центром которого является точка, соответствующая $T_k=820$ °С. Температурное поле в ок-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

рестности площадки контакта ($x < 1$ мм) стабилизируется после 240 с трения, хотя на значительном удалении от зоны трения тенденция к повышению температуры сохраняется и после 360 с трения. Отмеченный характер кривых температурного ления свидетельствует о корректности допущения о сти температурного поля в теле 1 рассматриваемой пары трения, принятого при выводе формулы (2.111) для расчета температуры контакта.

Большая крутизна экспериментальной кривой температурного распределения (см. рис.2.15, кривая 8) в окрестности контакта по сравнению с расчетными кривыми 9 и 10 объясняется зависимостью теплофизических характеристик материала стержня от температуры, не учтенной в рассматриваемой задаче, а также неоднородным характером распространения теплоты от площадки контакта в глубь истираемого образца.

Из полученных данных следует также, что неучет объемности источника тепловыделения при трении инструментальных материалов по конструкционным в условиях пластического контакта приводит к нереальным значениям температур $T_k = 2527$ °С при $h = 0$. Наибольшую схожесть с опытными данными имеем значение температуры контакта, соответствующее средней толщине пластически деформируемого слоя - 30 мкм, что согласуется с результатами, полученными нами при изучении структуры поверхностного слоя методом измерения микротвердости [176]. По оценкам, сделанным в работе [246], толщина пластически деформированного слоя при обработке резанием конструкционных материалов колеблется в пределах 20 – 200 мкм.

При отсутствии данных о толщине пластически деформируемого слоя, которые, по-видимому, могут быть получены только экспериментальным путем, для расчетов температуры контакта можно пользоваться упрощенными зависимостями (2.114) и зависимостями, полученными ранее, когда тепловыделение имеет место на поверхности контакта (толщина пластически деформированного слоя равна нулю). При этом касательные напряжения на контакте, усредненные для участков пластического и упругого контакта, рассчитываются по формуле $\tau_k = 0,252\sigma_b$ (см. стр.82).

Расчеты по формуле (2.114) для условий выше рассматриваемого примера дают $T_k = 860$ °С, что практически совпадает с расчетной оценкой по формуле (2.113) при $h_c = 30$ мкм (см. табл. 2.2).

На температурное поле в элементах пары трения оказы-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

вают влияние и локализованные у поверхности контактные источники теплопоглощения ω_1 в теле 1, находящиеся в стационарном тепловом режиме, которые ответственны за процессы, связанные с накоплением в материале критической плотности энтропии и образованием частиц износа [162]. В табл.2.3 [251] приведены результаты расчета температуры контакта и поля в теле 1 для условий примера; коэффициент локализации источника теплопоглощения был принят равным $K_1 = 10^6 \text{ м}^{-1}$, что соответствует глубине затухания ≈ 1 мкм; толщина h_c пластически деформированного слоя в теле 2 $h_c = 30$ мкм. Мощность источника ω_1 / K_1 принимались 1 и 5% от удельной мощности теплообразования q .

Таблица 2.3

Влияние объемных источников теплопоглощения ω в неподвижном стержне [251]

Расстояние от поверхности контакта, x мкм	Температура, °С при отношении (%) $(\omega_{01} / K_1) / q_0$		
	0	1	5
0	850,9	825,6	724,6
5	850,5	824,6	721,1
10	850,1	824,2	720,8
100	843	817,3	714,7
1000	774,6	751,0	656,8

Из табл. 2.3 следует, что действие объемного источника теплопоглощения в неподвижном теле 1 (инструментальный материал) снижает поверхностную и общую температуры в теле 1 и повышает температурный градиент в поверхностных слоях материала, а степень этого влияния зависит от мощности этого источника, т.е. действие отдельных источников теплопоглощения эквивалентно дополнительному охлаждению поверхностных слоев материала.

Приведем еще доказательства, подтверждающие влияние объемных источников в приконтактных слоях материалов пары трения, ориентируясь на результаты теоретических оценок по формулам (2.40) и (2.67) и экспериментальные данные. Конкретная физическая природа этих источников может быть различна, в том числе и от пластических деформаций, которые действуют в контртеле.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Объемный источник тепловыделения $+G/b_2$, действующий в поверхностном слое b_2 контртела, как видно из (2.67), уменьшает (через α) долю теплового потока в контртеле αq и увеличивает поток $(1-\alpha)q$ в истираемый стержень. Если G/b_2 имеет знак плюс (нагрев), то числитель (2.67) уменьшается, так как φ всегда отрицательно. В результате повышается $gradT_1(0)$ и уменьшается зона нагрева $\Delta = b_1$ до высоких температур. Таким образом, объемный источник $+G/b_2$ выполняет роль теплового барьера для потока, поступающего в подвижный элемент пары трения и обуславливает его перераспределение. Наоборот, объемный источник теплопоглощения (охлаждающий эффект) в слое b_2 понижает $gradT_1(0)$, увеличивает зону нагрева Δ инструментального материала и тепловую напряженность этой зоны (площади под кривой 2 на рис. 2.16).

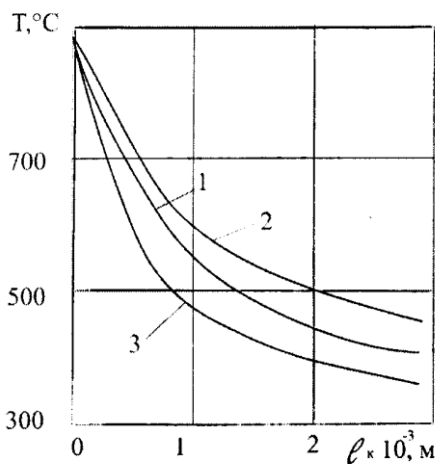


Рис.2.16. Влияние объемного теплового источника в подвижном полупространстве на распределение температур в твердом сплаве BK8 (теоретический расчет) при трении по стали 35 ($\nu=3,5$ м/с; $l_k=1 \cdot 10^{-3}$ м; $q=447$ МВт/м²): 1 - $G=0$; 2 - $G=-20,9$; 3 - $G=+20,9$ МВт/м²

Расчеты по (2.36) показали, что объемный источник G/b_2 влияет на температуру контакта незначительно: для $G = \pm 20,9$ МВт/м² температура T_k изменяется на 1°C. Объемные температуры



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

на расстоянии $1 \cdot 10^{-3}$ от поверхности трения изменяются на 50-70 °С (см. рис. 2.16).

Обнаруженная закономерность действия объемных тепловых источников в подвижном контртеле на характер температурного распределения в твердых сплавах была подтверждена простыми экспериментами. Тепловое поле изучали с помощью тонких пленок (см. рис. 2.11), исходя из следующих предпосылок.

Выделенная при трении металлических материалов тепловая энергия затрачивается и на образование, и на движение дислокаций [61]. Если слой материала наклепан до начала трения, например, пластическим деформированием, доля энергии затрачивается при трении на движение дислокаций, а значит и мощность объемного источника от пластической деформации будет незначительной. В экспериментах это условие обеспечивается трением по одной дорожке. При трении по свежему следу, когда испытуемый образец инструментального материала перемещается вдоль образующей контрвала с продольной подачей, тепловой источник от пластической деформации в подвижном теле имеет максимальную мощность.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

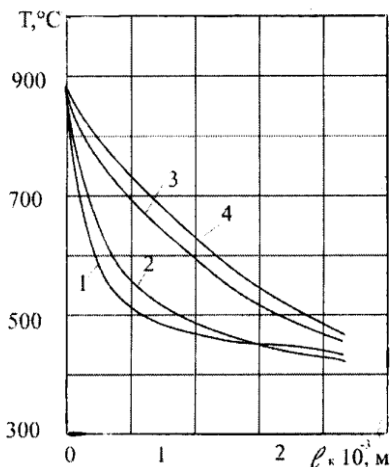


Рис.2.17. Распределение температур в твердом сплаве ВК8 при трении по стали 35 ($v=3,86$ м/с; $l_k=1\cdot 10^{-3}$ м): 1, 3 – расчетные данные; 2, 4 – эксперимент; 1, 2 – трение по новой дорожке; 3, 4 – трение по одной дорожке ($b_2=100$ мкм)

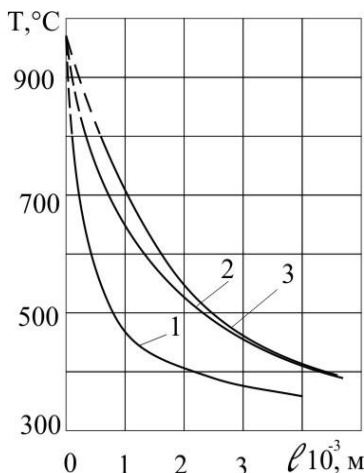


Рис.2.18. Распределение температур в твердом сплаве Т5К10+ТiС при трении по стали 35 ($v=3,5$ м/с, $l_k=1\cdot 10^{-3}$ м, $q=447$ МВт/м² (эксперимент): 1 – трение по свежему следу (с продольной подачей); 2 – трение по одной дорожке, 3 – трение с подачей по предварительно упрочненной заготовке

На рис. 2.17 и 2.18 в качестве примера представлены температурные распределения в твердых сплавах ВК8 и Т5К10+ТiС при трении по стали 35, откуда следует, что при контактировании по свежему следу из-за действия в подвижном пространстве объемных источников тепловыделения от пластических деформаций между трущимися телами перераспределяются тепловые потоки так, что повышают $gradT$ в стержне и снижают размер $\Delta = b_1$, т.е. зону прогрева до высоких температур (см. рис. 2.18, кривая 1 и рис. 2.17, кривая 2). При трении по одной дорожке этот тепловой источник не проявляется (см. рис.2.17, кривая 4 и рис.2.18 кривая 2,). Промежуточное положение занимают результаты трения с подачей, но по предварительно упрочненной обкатыванием шариком поверхности заготовки (см. рис.2.18, кривая



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

3). В этом случае объемный источник тепловыделения $+G/b_2$ имеет малую мощность, из-за чего кривая 3 (см. рис.2.18) смещается в сторону меньших поверхностных и объемных температур.

2.3.6. Влияние теплопроводности, свободной конвекции и теплового излучения на тепловое состояние зоны трения

Результаты наших теоретических и экспериментальных исследований теплового состояния при изнашивании инструментальных режущих материалов [150, 162] показывают, что тепловое поле характеризуется резким падением температуры в направлении нормали к поверхности контакта. В самом общем случае такая ситуация обусловлена наличием неравномерно распределенных диссипативных потоков тепла, отводимых в окружающую среду как свободными поверхностями инструментального материала, так и движущимися контртелами, имеющими, как правило, большие значения коэффициентов теплового насыщения. Физической основой этого процесса является вынужденная конвекция тепла с локального приконтактного участка свободных поверхностей инструмента, обтекаемых пограничным слоем жидкой и газообразной охлаждающей средой, захваченной поверхностью вращающейся заготовки, например, при точении. К другим диссипативным эффектам, действующим в приконтактной высокотемпературной зоне, следует отнести: теплообмен излучением; структурные превращения в изнашиваемых материалах; образование продуктов химического взаимодействия, нагретых до высоких температур материалов пары трения, с внешней средой; деструкцию компонентов СОЖ и др.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Кроме прямого влияния теплофизических характеристик инструментальных материалов на их тепловое состояние через параметры λ и $\sqrt{\tau c \rho}$ (см. рис.2.4, 2.5), налицо и косвенное воздействие через параметр $m_1 = \sqrt{\alpha_1 \sigma_1 / \lambda_1 F} = \sqrt{bi/l}$ (Bi - критерий Био), который учитывает условия конвективного теплообмена изнашиваемого инструментального материала. Здесь α_1 - коэффициент

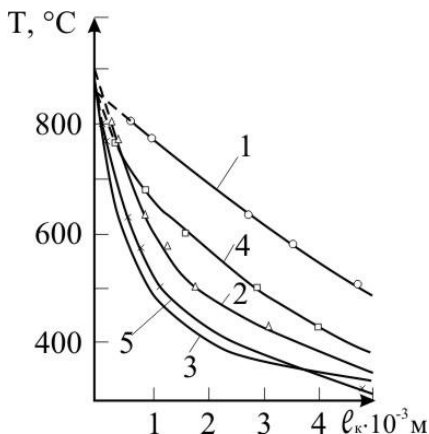


Рис. 2.19. Влияние теплообмена на температурные распределения при трении твердого сплава Т5К10+TiC по стали 35 ($\nu=3,86$ м/с); 1, 2, 3 – расчетные данные (1 - $m_1=0,1$, 2 - $m_1=0,2$, 3 - $m_1=0,3$); 4, 5 – экспериментальные данные (4 – обычные условия трения по одной дорожке, 5 – то же, но с принудительным охлаждением воздуха зоны трения)

теплоотдачи стержня в воздух, Вт/м².

Из представленных выше аналитических зависимостей для оценки теплового состояния инструментальных материалов (2.23), (2.24), (2.36), (2.41), (2.56), (2.62), (2.79), (2.112), (2.114) следует, что при постоянных значениях коэффициента теплопроводности λ_1 , площади F и параметра σ_1 тепловода увеличение коэффициента теплоотдачи α_1 (параметра m_1) снижает уровень температур в объеме истираемого материала (в представленных на рис. 2.12,а расчетных данных температурных распределений учитывался па-

раметр m_1). Эксперименты по распределению температур в твердосплавных стержнях в зависимости от условий теплообмена и расчетные данные (рис.2.19) [160] подтверждают сказанное.

Дополнительно установлено, что принудительное охлаждение зоны трения струей воздуха (см. рис.2.19, кривая 5) и



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

расчеты с $m_1=0,3$ (см. рис.2.19, кривая 3) соответствуют режиму охлаждения по механизму вынужденной конвекции, из-за чего увеличиваются температурные градиенты в прилегающих к контакту поверхностных слоях и в объеме, и резко уменьшается зона прогрева до высоких температур, однако контактная температура не изменяется. Об этом свидетельствуют и данные расчетов по предложенной зависимости [160] для оценки величины δ , равной отношению температур на контакте без учета теплообмена (числитель 2.116) и с учетом теплообмена:

$$\delta = \frac{T_1' + \alpha q b_1}{\frac{2T_1'}{e^{m_1 b_1} + e^{-m_1 b_1}} + \frac{\alpha q}{\lambda_1 m_1} \left(\frac{2e^{-m_1 b_1}}{e^{m_1 b_1} + e^{-m_1 b_1}} - 1 \right)}. \quad (2.116)$$

Расчеты по (2.116) показали, что при значениях $m_1=0,1-0,5$, характерных для твердосплавных материалов, погрешность неучета теплообмена в зоне $0 \leq x \leq b_1$ ($0 \leq x \leq \Delta$) (см. рис. 2.3) составляет 0,1–0,2% и поэтому теплообменом в этой области можно пренебречь.

В условиях действия высоких температур при изнашивании инструментальных материалов необходимо использование различных смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) для перевода системы трения в режим вынужденной конвекции.

Проведем расчеты теплового состояния инструментальных материалов с учетом теплообмена от вынужденной конвекции. Принимаем модель контактной пары согласно рис. 2.14, считая, что в отличие от принятой ранее нами схемы [187, 283], коэффициент теплоотдачи в среду по закону Ньютона от свободных поверхностей тела 1 имеет вид:

$$\alpha_1 = \alpha_c + \alpha_e e^{-k_b x}. \quad (2.117)$$

Первый член правой части равенства (2.117) соответствует свободной конвекции, и его величина для горизонтально расположенных стержней может быть оценена по эмпирическому критериальному уравнению $Nu = 0,53Ra^{0,25}$, справедливому в диапазоне чисел Релея $Ra = 10^4 - 10^9$ [133]. В условиях точения всухую величина α_{1c} не превышает 20-30 Вт/м² °С.

Второй член правой части равенства (2.117), величина которого убывает при удалении от зоны контакта (интенсивность убывания определяется величиной коэффициента локализации



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

K_b), описывает вынужденную конвекцию и другие локальные диссипативные эффекты, имеющие место в приконтактной зоне.

Математическая формулировка задачи стационарной теплопроводности в теле 1:

$$\frac{\partial T_1(x)}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} + \frac{q_b}{c\rho_1} = 0. \quad (2.118)$$

Объемная плотность условного источника теплопоглощения, описывающего теплообмен с окружающей средой на свободных поверхностях тела 1,

$$q_b = -\alpha_1 \frac{T_1(x)}{l} = -\frac{T_1(x)}{l} (\alpha_c + \alpha_b e^{-k_b x}). \quad (2.119)$$

Таким образом, для описания стационарного температурного поля в теле 1 имеем дифференциальное уравнение

$$\frac{d^2 T_1}{dx^2} - \frac{1}{l^2} Bi_c T_1 - \frac{1}{l^2} Bi_g T_1 e^{-k_b x} = 0, \quad (2.120)$$

где $Bi_c = \frac{\alpha_c l}{\lambda_1}$; $Bi_g = \frac{\alpha_g l}{\lambda_1}$.

Граничные условия:

$$T_1(0) = T_k; \quad \left. \frac{dT_1}{dx} \right|_{x \rightarrow \infty} = 0. \quad (2.121)$$

Заменой переменной $z = e^{-k_b x}$ уравнение (2.120) приводим к форме, сводимой к уравнению Бесселя:

$$x^2 \frac{d^2 T_1}{dx^2} + x \frac{dT_1}{dx} - \frac{1}{k_g^2 l} (Bi_c + Bi_g x) T_1 = 0. \quad (2.122)$$

Решением уравнения (2.122) является цилиндрическая функция [46]

$$T_1(x) = C_1 I_n(x) + C_2 K_n(x), \quad (2.123)$$

где $I_n(x)$, $K_n(x)$ - функции Бесселя от мнимого аргумента I и II-го рода соответственно; $n = \frac{2}{k_g l} \sqrt{Bi_c}$ - порядок функции Бесселя; C_1, C_2 - постоянные интегрирования, определяемые из граничных условий; $x = \frac{2\sqrt{Bi_g}}{k_{gl}} e^{-\frac{k_b x}{2}}$.

Применение второго из граничных условий (2.121) к общему решению (2.123) позволяет принять $C_2 = 0$, так как $I_n(0) = 0$.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Первое граничное условие (2.121) дает:

$$C_1 = \frac{T_k}{I_n \left(\frac{2\sqrt{Bi_b}}{k_b l} \right)}$$

С учетом определенных постоянных интегрирования решение уравнения (2.118), описывающее температурное поле в теле 1, имеет вид:

$$T_1(x) = \frac{T_k}{I_n \left(\frac{2\sqrt{Bi_6}}{k_6 l} \right)} I_n \left(\frac{2\sqrt{Bi_6}}{k_6 l} e^{-\frac{k_6 x}{2}} \right). \tag{2.124}$$

Для положительных значений n функция Бесселя от мнимого аргумента 1-го рода представляется рядом [256]:

$$I_n(x) = \sum_{p=0}^{\infty} \frac{\left(\frac{1}{2} x \right)^{n+2p}}{p! \Pi(n+p)}. \tag{2.125}$$

С учетом (2.125) средняя плотность теплового потока, поступающего через площадку контакта в тело 1, будет:

$$q_1(0) = -\lambda_1 \frac{dT_1(0)}{dx} = \frac{T_k \lambda_1 \sqrt{Bi_6}}{2I_n \left(\frac{2\sqrt{Bi_6}}{k_6 l} \right)} \sum_{p=0}^{\infty} \frac{(n+2p) \left(\frac{\sqrt{Bi_6}}{k_6 l} \right)^{n+2p-1}}{p! \Pi(n+p)}.$$

(2.126)

Нестационарное температурное поле в подвижном полупространстве 2 (заготовка) в области высоких скоростей скольжения (интенсивных режимов при обработке резанием и давлением), где схватывание и наростообразование не наблюдаются, может быть описано формулой [187, 238, 283]:

$$T_2(x,t) = T_k \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} + \frac{\omega_{02}}{k_2^2 \lambda_2} \left[\operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} - e^{-k_2 x} + \frac{1}{2} e^{k_2^2 a_2 t - k_2 x} \operatorname{erfc} \left(k_2 \sqrt{a_2 t} - \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right) \right] - \tag{2.127}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$-\frac{1}{2} e^{k_2^2 a_2 t + k_2 x} \operatorname{erfc} \left(k_2 \sqrt{a_2 t} + \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right) \Bigg].$$

Для согласования решений (2.124) и (2.127) и определения средней поверхностной температуры контакта рассматриваемой пары трения применим уравнение энергетического баланса в форме [238, 283]:

$$q_0 = \frac{\omega_{02}}{k_2} = q_1(0) + \frac{c_{v2}}{\tau} \int_0^\infty T_2(x, \tau) dx. \quad (2.128)$$

Подставляя (2.126) и (2.124) в (2.128), после преобразований получаем выражение для средней поверхностной температуры контакта:

$$T_k = \frac{\omega_{02}}{k_2^3 a_2 \tau} \left[\pi k_2^2 a_2 + 1 - 2k_2 \sqrt{\frac{a_2 \tau}{\pi}} - e^{k_2^2 a_2 \tau} \operatorname{erfc}(k_2 \sqrt{a_2 \tau}) \right] \times$$

$$\times \left[\frac{\lambda_1 \sqrt{Bi_g}}{2H_n \left(\frac{2\sqrt{Bi_g}}{k_g l} \right)} \sum_{p=0}^\infty \frac{(n+2p) \left(\frac{\sqrt{Bi_g}}{k_g l} \right)^{n+2p-1}}{p! \Pi(n+p)} + \frac{2\lambda_2}{\sqrt{\pi a_2 \tau}} \right]^{-1}. \quad (2.129)$$

В качестве примера в табл.2.4 приведены результаты расчетов по формулам (2.124) и (2.129) температурного поля в стержне прямоугольного сечения $5 \times 10 \text{ мм}^2$ из твердого сплава марки Т15К6 (тело 1) при трении в условиях пластического контакта по стали 45 (тело 2); скорость скольжения $v = 3,5 \text{ м/с}$, длина контакта 2 мм. Параметры источника тепловыделения от сил трения в деформируемом поверхностном слое тела 2 приняты равными: $\omega_{02} = 1,62 \cdot 10^{13} \text{ Вт/м}^3$; $k_2 = 9540 \text{ м}^{-1}$.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 2.4

Влияние теплообмена излучением (для средней толщины деформируемого слоя 30 мкм) [251] на расчетное температурное поле в стержне [187]

Расстояние от площадки контакта, $x \cdot 10^{-3}$ М	Температура, °С при $\alpha_c = 20$ Вт/м ² °С						
	$\alpha_{1\epsilon} = 0$	$\alpha_{1\epsilon} = 400$ Вт/м ² °С			$\alpha_{1\epsilon} = 700$ Вт/м ² °С		
		$k_\epsilon, \text{ м}^{-1}$			$k_\epsilon, \text{ м}^{-1}$		
		20	50	100	20	50	100
0	852,8	850,4	850,7	851,4	849,3	849,7	850,5
0,5	843,9	817,7	817,2	825,9	799,9	804,4	815,1
1	835,0	781,8	785,5	801,8	753,6	762,1	782,1
2	817,7	715,1	726,8	757,7	669,4	685,6	722,8
4	784,0	599,8	626,1	682,6	530,1	559,6	625,9
8	720,8	426,4	475,4	570,6	337,1	384,9	491,5
16	609,3	224,1	296,7	432,0	143,7	203,7	344,8

Из табл.2.4 видно, что независимо от величины коэффициента теплоотдачи по механизму вынужденной конвекции $\alpha_1 = \alpha_\epsilon e^{-k_\epsilon x}$ и в условиях свободной конвекции $\alpha_1 = \alpha_c (\alpha_\epsilon = 0)$ температуры на контакте ($x=0$) практически постоянны и отличаются не более 0,3%, что подтверждает наш вывод о влиянии m_1 на T_k (формула 2.116). Увеличение мощности источника теплоотдачи по механизму вынужденной конвекции ($q_k = T(x) \alpha_\epsilon e^{-k_\epsilon x}$) благоприятно сказывается на формирование теплового поля – растут $grad T$ и уменьшается $\Delta = b_1$.

Вместе с тем следует иметь в виду, что неучет при оценке температурных распределений для теплонагруженных пар трения сложного характера конвективного теплообмена приводит к завышенным температурам в локальной высокотемпературной контактной зоне.

В условиях интенсивного тепловыделения при трении и изнашивании инструментальных режущих материалов в сложном процессе теплообмена с окружающей средой, кроме рассмотренных выше теплообмена за счет теплоотдачи и конвекции, необходимо учитывать и теплообмен излучением.

В практике теплофизических расчетов [110. С.4, 198] изделий и устройств различного назначения теплообмен учитывается заданным на свободных поверхностях граничных условий 3-го рода [110. С.4], при этом за коэффициент теплоотдачи принима-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ют суммарный коэффициент α , равный коэффициенту конвективного α_k и лучистого $\alpha_u(t)$ теплообмена:

$$\alpha_1 = \alpha_k + \alpha_u(t) = \alpha_k + \varepsilon\sigma_0, \quad (2.130)$$

где $\sigma_0 = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}^4$ – коэффициент излучения абсолютно черного тела, а ε – коэффициент черноты ($\varepsilon = 0 - 1$).

Плотность удельного теплового потока, перенесенного излучением по закону Стефана-Больцмана, равна [4]

$$q_u = \varepsilon\sigma_0(T^4 - T_c^4), \quad (2.131)$$

где T – температура тела; T_c – температура среды, К.

Для стержневой модели Б.Н. Юдаевым [256] получена зависимость, учитывающая совместное влияние теплоотовода конвекций и излучением. За основу расчетов им принято уравнение теплового баланса элемента dx длины стержня

$$\frac{d}{dx} \left(\lambda \frac{dT(x)}{dx} F \right) dx = \varepsilon\sigma_0(T^4 - T_c^4) dx + \alpha P(T - T_c) dx, \quad (2.132)$$

где F – площадь, м^2 ; P – периметр, м ; $\frac{d}{dx} \left(\lambda \frac{dT(x)}{dx} \right) F dx = q_T$ – теплота, подводимая к элементу dx за счет теплопроводности; $\sigma_0 \varepsilon (T^4 - T_c^4) dx = q_u$ – теплота, отводимая от элемента dx излучением, $\alpha P (T - T_c) dx = q_k$ – теплота, отводимая от элемента dx по конвективному механизму.

Решением (2.132) получено выражение для оценки температуры по длине стержня [256]:

$$T(x) = \frac{1}{3} \sqrt{M} \left[\ln \frac{\sqrt{GT^3 + M} - \sqrt{M}}{\sqrt{GT^3 + M} + \sqrt{M}} - \ln \frac{GT^3 + \sqrt{M} - \sqrt{M}}{\sqrt{GT^3 + M} + \sqrt{M}} \right], \quad (2.133)$$

где $G = \frac{2}{5} P \varepsilon \sigma_0 / \lambda F$; $M = \alpha P / \lambda F$.

Расчет $T(x)$ по (2.133) приведен на рис. 2.20.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

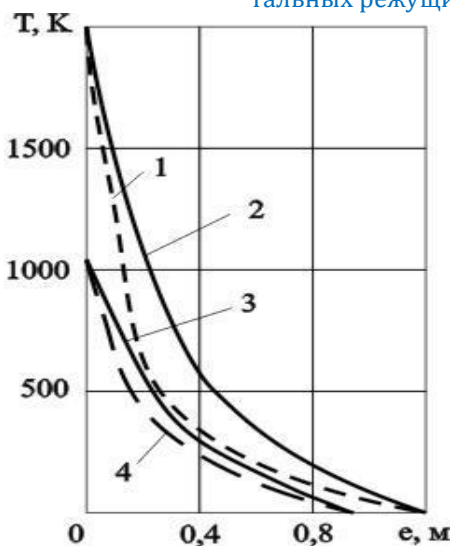


Рис. 2.20. Совместное действие теплопроводности, свободной конвекции и теплового излучения на температурные распределения [256]: 1 - $T_c=2000$ К, $\varepsilon=0,01$; 2 - $T_c=2000$ К, $\varepsilon=0,95$; 3 - $T_c=1000$ К, $\varepsilon=0,01$; 4 - $T_c=1000$ К, $\varepsilon=0,95$;
 ————— конвекция, $\alpha=10$ Вт/м² К; излучение $\varepsilon=0,01$;
 ————— конвекция, $\alpha=10$ Вт/м² К, излучение $\varepsilon=0,95$;

Из рис. 2.20 видно, что вклад теплового излучения в процессе теплоотвода оказывается существенным при высоких температурах: для $x=0,2$ м при $T_c=2000$ К разница в температурах составляет 360°.

Рассмотрим влияние излучения на температурные распределения применительно к нашей задаче (см. рис. 2.14) [187, 196, 252, 283].

Воспользуемся дифференциальным уравнением теплопроводности для стационарного режима стержня 1:

$$\lambda_1 \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} = \frac{\alpha_k (T_1 - T_c)}{l} + \frac{\varepsilon \sigma_0}{l} (T_1^4 - T_c^4), \tag{2.134}$$

где $l = \frac{F}{P}$ - отношение площади поперечного сечения стержня к периметру.

Вводя коэффициенты:

$$m_1^2 = \frac{\alpha_k}{\lambda_1 l} = \frac{Bi}{l^2}, \quad U = \frac{2 \varepsilon \sigma_0}{5 \lambda_1 l}, \quad G = m_1^2 T_c + \frac{5}{2} U T_c^4, \tag{2.135}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

уравнение (2.134) можно переписать в виде:

$$\frac{d^2 T_1}{dx^2} = m_1^2 T_1 + \frac{5}{2} U T_1^4 - G. \quad (2.136)$$

Из уравнения (2.136) получаем:

$$\left(\frac{\partial T_1}{\partial x} \right)^2 = m_1^2 T_1^2 + U T_1^5 - 2G T_1 + C_1, \quad (2.137)$$

где C_1 - постоянная интегрирования.

Постоянную C_1 определяем из граничного условия

$\frac{\partial T_1}{\partial x} \Big|_{T_1=T_c} = 0$, из которого следует:

$$C_1 = -m_1^2 T_c^2 - U T_c^5 + 2G T_c. \quad (2.138)$$

Нелинейное дифференциальное уравнение (2.137) можно проинтегрировать, если преобразовать его правую часть следующим образом:

$$F(T_1) = m_1^2 T_1^2 + U T_1^5 - 2G T_1 + C_1 \approx D T_1^2 + E T_1^5,$$

(2.139)

где коэффициенты D и E определяются из условий:

$$F(T_{1H}) = D T_{1H}^2 + E T_{1H}^5; \quad (2.140)$$

$$F(T_{1B}) = D T_{1B}^2 + E T_{1B}^5.$$

В последних равенствах T_{1H} и T_{1B} есть соответственно нижняя и верхняя границы интервала абсолютных температур, в котором находим интересующее нас решение задачи (например, 600-1300 К).

С учетом преобразований (2.139) и (2.140) общее решение дифференциального уравнения (2.137) имеет вид:

$$\frac{2}{3\sqrt{D}} \ln \left| \frac{\sqrt{D} + \sqrt{E T_1^3 + D}}{T_1^{3/2}} \right| = x + C_2, \quad (2.141)$$

где C_2 - постоянная интегрирования, определяемая из граничного условия $T_1 \Big|_{x=0} = T_k$.

Применяя это граничное условие, получаем окончательное решение задачи, которое с учетом преобразований (2.139) и (2.140) следует считать приближенным для заданного диапазона температур $T_{1H} - T_{1B}$:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$x = \frac{2}{3\sqrt{D}} \ln \left| \frac{\sqrt{D} + \sqrt{ET_1^3 + D}}{\sqrt{D} + \sqrt{ET_k^3 + D}} \left(\frac{T_k}{T_1} \right)^{\frac{3}{2}} \right|. \quad (2.142)$$

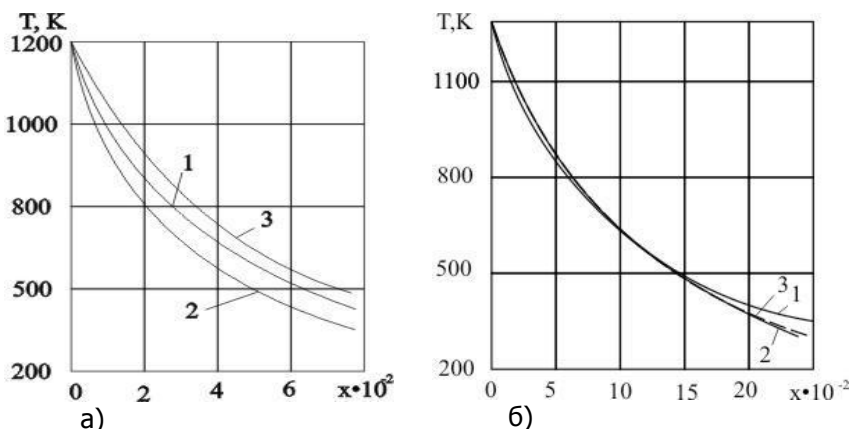


Рис. 2.21. Влияние лучистого теплообмена на температурное поле полуограниченного стержня при свободной (а) ($\alpha_c = 17$ Вт/(м²·К) и вынужденной конвекции (б) ($\alpha_c = 417$ Вт/(м²·К)): 1 - $\epsilon = 0,3(\bullet)$; 2 - $\epsilon = 0,85(\circ)$; 3 - $\epsilon = 0(\Delta)$

В качестве примера приведем результаты расчета температурного поля в квадратном стержне сечением 5×5 мм из твердого сплава Т15К6 в условиях свободной конвекции в воздухе при $\alpha_c = 17$ Вт/(м²·К) (рис.2.21,а) и вынужденной конвекции при $\alpha_c = 417$ Вт/(м²·К) (рис.2.21,б). Температурные условия: $T_k = 1300$ К; $T_c = 293$ К; $T_{1H} = 600$ К; $T_{1B} = 1300$ К.

Кривые 1 на обоих графиках соответствуют $\epsilon = 0,3$; кривые 2 - $\epsilon = 0,85$, кривые 3 соответствуют точному решению [283] при $\epsilon = 0$ и $\omega_{oi} = 0$.

Как видно из рис.2.21, теплообмен излучением в условиях свободной конвекции оказывает заметное влияние на температурное поле; в условиях вынужденной конвекции теплообмен излучением не играет роли (кривые 1 и 2 на рис. 2.21 сливаются); заметное отклонение приближенного решения от точного наблюдается только в области малых температур. Следует отметить, что при снижении температуры контакта влияние теплообмена излучением быстро уменьшается, так как лучистый поток теплоты определяется четвертой степенью температуры.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

2.3.7. Влияние дополнительных диссипативных источников на тепловое состояние зоны трения

Сложные механо-физико-химические явления, возникающие в контактной зоне при изнашивании инструментальных материалов, инициированные высокими температурами, обуславливают возникновение и проявление дополнительных диссипативных источников, кроме рассмотренных, от пластических деформаций и структурно-фазовых превращений.

Необходимо отметить, что мощным каналом отвода энергии из зоны контакта при трении и резании является применение СОТС – жидких и газообразных, которые за счет увеличения коэффициента теплоотдачи при принудительной конвекции снижают поверхностные и объемные температуры. Известно достаточно большое количество исследований в направлении [144, 146, 242] применения и научного обоснования эффективности новых составов СОТС, в том числе и наших работ [96, 157, 166, 170, 171, 174, 280]. Вместе с тем нельзя исключить из рассмотрения действие теплового объемного источника в слое СОЖ при наличии в ней нанометрических кластеров меди [96] или полимеров [96, 170].

Практикой металлообработки установлен неопровержимый факт увеличения долговечности инструмента при использовании любых сортов СОТС как на масляной, так и на водной основе, снижающих температуру резания [167], однако эффективность их применения различна. К числу наилучших СОЖ эмульсионного типа относятся полимерсодержащие СОЖ. Механизм их действия на процесс изнашивания при резании отличается от обычных СОЖ тем, что к традиционному смазочному или охлаждающему эффекту добавляется влияние дополнительного диссипативного канала теплоотвода, связанного с деструкцией полимера и влиянием на контактные процессы активных продуктов деструкции [226]. Эффекты деструкционных превращений в компонентах СОЖ изучали с помощью дифференциально-термического (ДТА) и термогравиметрического (ДТТ) методов анализа на установке дериватограф-1500Q, основанных на одновременном измерении энтальпии, веса реагирующей системы, скорости изменения этого веса в зависимости от температуры. Наряду с СОЖ марки Аквол – 14, Аквол – 11, представляющих собой концентрации на основе полиалкиленгликолей с присадками, изучали СОЖ МХО-64а и ДВСЛ, содержащие полимерные присадки дивиниластирольного латекса. При определенных температурах на дериватограммах нами были обнаружены изменения энтальпии, по площади которых можно оценивать тепловые эффекты от деструкции СОЖ



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

[207], а уменьшение энтальпии обусловлено протекающими эндотермическими реакциями с поглощением теплоты. По термограммам выявлено [96], что синтетические СОЖ – Аквол-14, Аквол-11, карбонол-С-2М имеют не более одно-двух пиков изменения энтальпии; для полимерной СОЖ ДВСЛ зафиксировано пять экзотермических и четыре эндотермических пика (рис. 2.22).

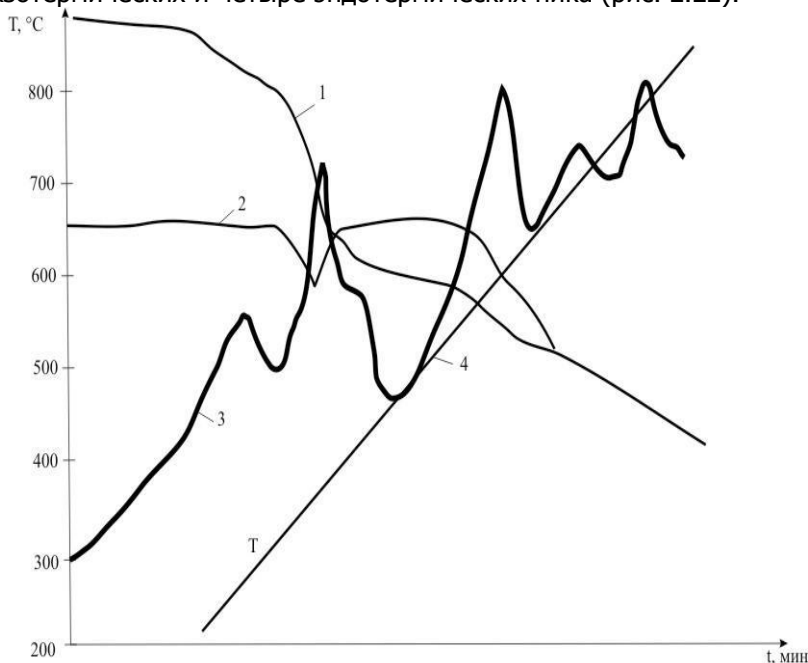


Рис.2.22. Термический анализ деструкций полимерной СОЖ ДВСЛ:

1-потеря веса; 2 – скорость потери веса; 3 – энтальпия; 4 – температура

Полимерсодержащие СОЖ более устойчивы к термоокислительной деструкции, из-за чего эндотермические эффекты проявляются при более высоких максимальных температурах: 460, 660 и 770 °С, характерных для изнашивания режущего инструмента в условиях резания.

Относительно эффекта теплофизического воздействия продуктов деструкции латекса на тепловое состояние зоны трения необходимо сказать следующее. При стойкостных испытаниях твердосплавных резцов с жидкостью ДВСЛ на нерабочих поверхностях инструмента вблизи вершины образуется полимерная пленка – корка толщиной до 0,3-0,5 мм [280], которая, во-первых, улучшает конвективный теплообмен со средой и, во-вторых, бу-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

дучи продуктом деструкции полимера, за счет эндотермической реакции формирует диссипативный источник теплоглощения, отводящий тепло от контактных площадок. Кроме этого не исключено (несмотря на пластический контакт) попадание СОЖ на контактные площадки и протекание эндотермической реакции от деструкции и прямое действие объемного источника поглощения.

Выполним оценку теплового действия этого источника на характер температурного распределения в инструментальном материале. В принятую ранее модель тепловой задачи (см. рис.2.3) внесем некоторые смысловые коррективы. Формулировки задач для подвижного полупространства 2 (2.104) и неподвижного стержня 1 (2.108) и их решения (2.105) и (2.109) соответственно не меняются; объемный тепловой источник теплоглощения от деструкции латекса $\omega = \omega_{01} \exp(-K_1 x)$ локализован на поверхности контакта; ω_{01} - начальная плотность объемного источника; K_1 - коэффициент локализации, зависящий от толщины пленки полимера. «Сшивая» уравнения (2.104) и (2.109) уравнением энергетического баланса (2.103), найдем температуру контакта T_k (2.113), и, подставляя (2.109) в (2.113), получаем распределение температур в инструментальном материале:

$$T_1(x) = T_k e^{-m_1 x} + \frac{\omega_{01}}{\lambda_1 (K_1^2 - m_1^2)} (e^{-m_1 x} - e^{-k_1 x}); \quad (2.143)$$

$$T_1(x) = \left\langle \left\{ \frac{\omega_{01}}{K_1 + m_1} + \frac{\omega_{02}}{\tau K_2^3 a_2} \left[\tau K_2^2 a_2 + 1 - 2K_2 \sqrt{a_2 \tau} - \exp(K_2^2 a_2 \tau) \times \right. \right. \right. \\ \left. \left. \times \operatorname{erfc}(K_2 \sqrt{a_2 \tau}) \right] \right\} \left(\lambda_1 m_1 + \frac{2\lambda_2}{\sqrt{\pi a_2 \tau}} \right)^{-1} \right\rangle \exp(-m_1 x) + \quad (2.144)$$

$$+ \frac{\omega_{01}}{\lambda_1 (K_1^2 - m_1^2)} [\exp(-m_1 x) - \exp(-k_1 x)].$$

Если принять, что тепловыделение происходит в контактной плоскости, т.е. $\omega_{02} / K_2 = q_0 = \text{const}$ ($K_2 \rightarrow \infty$), то зависимость для T_k упрощается (2.114), а распределение температур $T_1(x)$ выразим зависимостью:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$T_1(x) = \frac{\frac{\omega_{01}}{K_1 + m_1} + q_0}{\lambda_1 m_1 + \frac{2\lambda_2}{\sqrt{\pi a_2 \tau}}} e^{-m_1 x} + \frac{\omega_{01}}{\lambda_1 (K_1^2 - m_1^2)} \cdot [\exp(-m_1 x) - \exp(-K_1 x)]. \quad (2.145)$$

При расчетах в формулах (2.144) и (2.145) объемный источник ω_{01} надо принимать со знаком минус, так как источник по условиям задачи принимается эндотермическим.

Расчеты по зависимостям (2.144) и (2.145) показывают ($\tau = l_k / v$), что мощность источника ω_{01} составляет 0,1-1% от ω_{02} , поэтому его прямое влияние на T_k и $T_1(x)$ несущественно. Вместе с тем пока не представляется возможным точно рассчитать мощность ω_{01} источника от деструкции полимера; для этого необходимо на основании изменения энтальпии при нагреве оценить энергетические затраты на процесс деструкции. По данным наших экспериментальных исследований, представляется реальным обосновать проявление физического механизма полимерсодержащих СОЖ резким увеличением коэффициента теплоотдачи при вынужденной конвекции.

Относительно использования в СОТС нанокластеров металлов (медь, молибден) существует обоснованная теоретически точка зрения на влияние нанокластеров меди в условии гидродинамического трения. Показано [95], что динамическая вязкость жидкости, содержащей анизодиаметричные частицы, в ламинарном потоке уменьшается, из-за чего скорость и сила трения падают. Однако не исключено влияние на процесс трения с жидкостью, модифицированной нанокластерами высокотеплопроводной меди, и тепловых эффектов, связанных с прямым и косвенным влиянием этой уникальной композиции «третьего тела» на процесс теплообразования, теплоотвода и теплового состояния изнашиваемых тел. Полагаем, что для решения такой тепловой задачи вполне применима концепция, где учитываются теплофизические свойства жидкости, разделяющей контактирующие тела, и используются на границах условия 4-го рода [30].

Как было показано в гл.1, одной из причин износа режущих инструментов является окисление, а вклад химических реакций в производство энтропии учитывается в предложенной нами зависимости для оценки интенсивности изнашивания [160, 161, 162]. Так как окисление - эндотермический процесс, то в тепловую за-



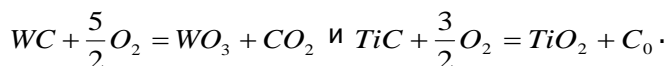
Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

дачу трения логично введение объемного источника теплопоглощения, действующего в микрообъемах инструментального материала (тело 1, рис. 2.13). Для этого используем (2.144) и (2.142), полагая, что начальная плотность объемного теплового источника от окислительных реакций ω_{01} может быть рассчитана по зависимости:

$$\omega_{01} = A_i \omega_i / h_i, \quad (2.146)$$

где A_i - химическое сродство i -й реакции окисления; ω_i - скорость окисления i -й реакции; h_i - толщина окисной пленки на поверхности инструментального материала.

Расчетно-экспериментальным методом [41, 161, 162] для двухкарбидного твердого сплава P35 находим значения A_i и ω_i для двух термодинамически выгодных реакций окисления Wc и TiC:



Полагая, что окисный слой толщиной $h_1 = 1 \cdot 10^{-6}$ м на поверхности твердого сплава состоит из 75% WO_3 и 25% TiO_2 , рассчитываем A_i, w_i , мощность источников теплообразования от химических реакций (табл.2.5).

Таблица 2.5

Влияние скорости трения на мощность тепловых источников при трении сплава P35 по стали 45 [41], $N = 400H$; $l_k = 2 \cdot 10^{-3} м$

Скорость трения v , м/с	Химическое сродство $- A \cdot 10^5$, Дж/моль	Скорость реакции ω , моль/м ² ·°С	Удельная мощность тепловых источников	
			теплообразование q_0 , кВт/м ²	от окисления $\omega_{02} \cdot 10^{-8}$, кВт/м ³
0,8	8,9	$2,74 \cdot 10^{-3}$	2,4	0,24
1,5	8,4	0,22	184,8	18,5
3,0	8,2	2,07	$1,67 \cdot 10^3$	167
4,5	7,7	6,97	$5,4 \cdot 10^3$	539
6,0	7,3	15,9	$11,7 \cdot 10^3$	1168

Задаваясь отношением мощностей источников ω_{01} от ω_{02} (мощности тепловыделения от трения), рассчитаем максимальные поверхностные температуры T_k для трения сплава P35 по стали 45 (табл.2.6).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 2.6

Влияние мощности объемного источника тепловыделения от химических реакций на температуру контакта

Твердый сплав	Значение $T_k, ^\circ C$ при мощности объемного источника тепловыделения от химических реакций ω_{o1} в % к ω_{o2}			
	0%	5%	10%	20%
P35	781,3	820,3	859,4	937,5
P35+TiC	774,4	781,5	783,7	787,8
P35+TiN	777,7	778,7	779,6	781,5

Из табл.2.6 следует, что с увеличением мощности объемного источника тепловыделения от окисления ω_{o1} увеличиваются максимальные поверхностные и объемные температуры.

Таким образом, независимо от физического многообразия объемных источников тепловыделения и теплопоглощения, действующих в приконтактных слоях трущихся тел, их влияние на тепловое состояние должно снижать максимальные поверхностные и объемные температуры, увеличивать температурные градиенты, уменьшая зону прогрева материалов до высоких температур. В гл.4 будут рассмотрены другие методы решения этой кардинальной задачи для процесса изнашивания теплонагруженных материалов.



ГЛАВА 3. ВЛИЯНИЕ ТОНКОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ТЕПЛОВОЕ СОСТОЯНИЕ И ИЗНОС ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

3.1. О механизмах влияния покрытий на процесс изнашивания

Резервы повышения износостойкости подвижных сопряжений деталей машин и инструментов на операциях формообразования изменением объемных свойств материалов в значительной мере исчерпаны. Требования практики в современных условиях сводятся к оптимальному сочетанию объемных (высокие механическая прочность, ударная вязкость, теплопроводность) и поверхностных свойств деталей и инструмента (высокие твердость и износостойкость, низкая способность к схватыванию и др.). Применительно к инструментальным режущим материалам роль поверхностных свойств существенно возрастает в обеспечении требуемой износостойкости в связи с тем, что на ряде операций механической обработки твердыми сплавами затруднено или вообще невозможно использование смазочно-охлаждающих средств (прерывистое резание). Удовлетворить таким противоречивым требованиям возможно лишь образованием на традиционных инструментальных материалах искусственных поверхностных слоев, обладающих необходимым комплексом свойств, – тонкослойных износостойких покрытий.

Примерно с 50-х годов прошлого столетия и до настоящего времени изучению проблемы защиты от износа деталей машин и инструментов применением покрытий посвящено огромное количество исследований, в том числе более 300 при резании металлов. Часть из них была выполнена автором монографии [150, 179] и дополнена в исследованиях его учеников К.Г. Шучева, М.М. Климова, М.М. Алиева, М.Грондзкой, В.Л. Чикмардина, А.И. Филпчука [6, 41, 67, 230, 231, 235] и др. В работе [179] представлена классификация применяемых покрытий по составу и приводятся данные по влиянию покрытий на качественные характеристики износостойкости инструментальных материалов разных групп обрабатываемости при резании.

Учитывая современные тенденции совершенствования режущих инструментов с покрытиями [25], а также данные наших многолетних исследований [3, 6, 9, 41, 67, 68, 152, 169, 172, 173, 179, 180, 186, 193, 194, 224-228, 230, 235, 281] и последних опубли-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ликованных работ [24, 25, 28, 53, 100, 126, 129, 147, 169, 173, 211, 263, 269, 271, 272, 274, 276, 285, 287], проведем анализ влияния покрытий на процесс изнашивания (табл.3.1). При этом выделим три группы механизмов воздействия покрытий на износ: 1 - прямое, 2 - косвенное и 3 - комбинированное. Прямое влияние покрытий проявляется (см. табл.3.1): в реализации антифрикционного эффекта (блок 1.1); в создании теплового барьера (экранирующий эффект) (блок 1.2); в повышении прочностных характеристик материала, защищаемого покрытием (блок 1.3); в торможении физико-химических процессов на контакте: окисления, диффузионного взаимодействия контактируемых при трении тел, схватывания (блок 1.4). Предполагается, что для реализации механизма прямого влияния покрытий они сохраняются на площадках контакта.

Косвенное влияние покрытий проявляется: в перераспределении тепловых потоков между контактируемыми телами (блок 2.1); в обеспечении дополнительной диссипации энергии трения свободными поверхностями материала, на который нанесено покрытие (блок 2.2); способствует выходу системы трения на режим самоорганизации при оптимальных значениях входных параметров системы трения (скорость, нагрузка) (блок 2.3); меняет закономерность пластического течения и стружкообразования при резании пластичных материалов (блок 2.4); влияет на флуктуационные характеристики процесса трения (блок 2.5).

Комбинированное влияние покрытий проявляется, когда оно сохраняется по краям контактных площадок как при трении, так и при резании (блок 3.1).

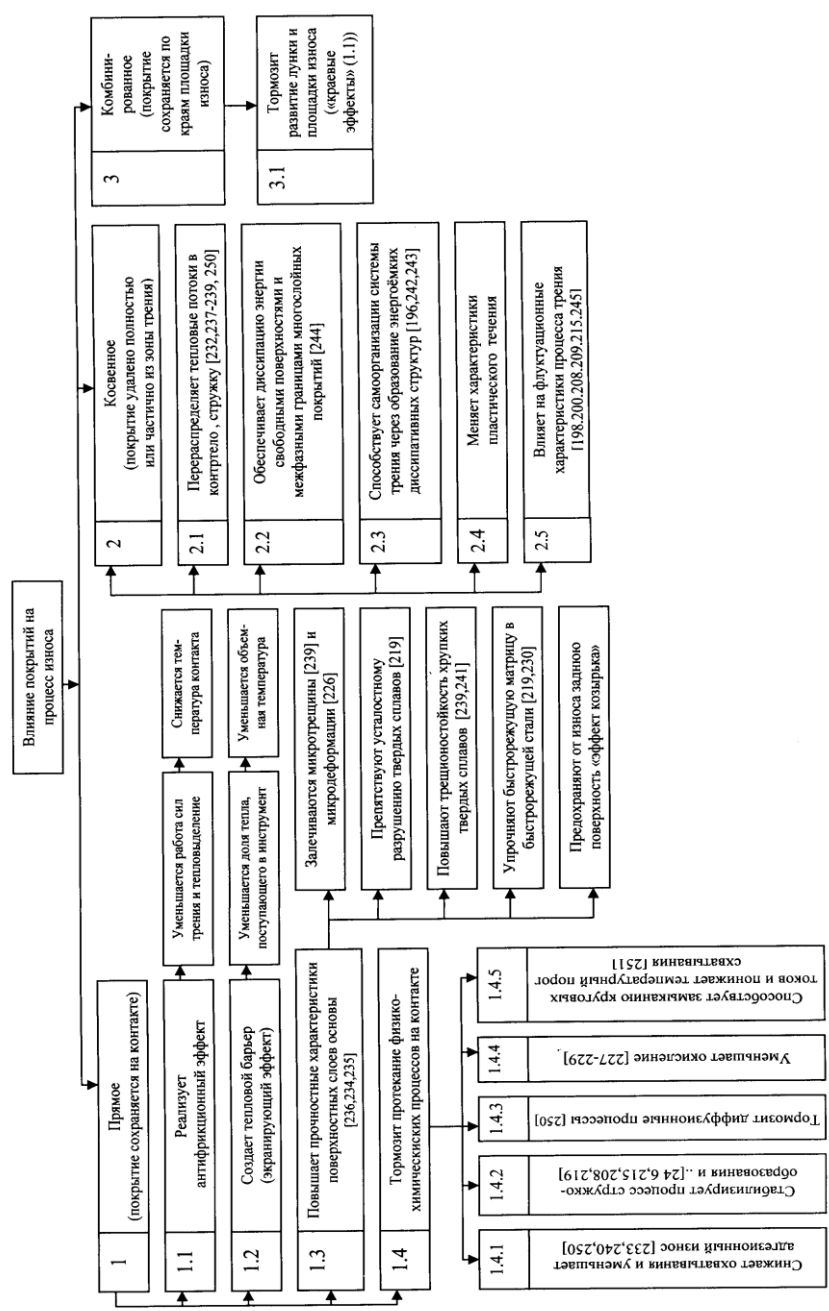
Анализируя литературные данные, отметим факты неадекватного влияния покрытий на износ и стойкость режущих инструментов.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 3.1

Влияние покрытий на процесс изнашивания



При механической обработке обычных конструкционных ма-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

материалов независимо от типа покрытия и вида обработки практически всегда имело место существенное повышение стойкости – в 2,3-10 и даже до 35 раз при использовании покрытия $AlTiN$ [287]; эффективность покрытия возрастает при резании без применения смазочно-охлаждающей жидкости; использование СОЖ на масляной основе по сравнению с водными СОЖ сводит на нет влияние покрытий; наиболее эффективны покрытия из Al_2O_3 или $TiC + Al_2O_3$; применение покрытий целесообразно при работе на средних скоростях резания; с увеличением скорости резания коэффициент стойкости K_T падает, в других же случаях наблюдается обратная картина; существует оптимальная толщина покрытия, определяемая экспериментально [179].

В условиях резания труднообрабатываемых материалов с покрытиями установлено, что стабильное, хотя и незначительное, увеличение стойкости обеспечивает при точении титановых сплавов покрытие NbC , причем с увеличением скорости резания эффективность его действия снижается [179]; с ухудшением обрабатываемости сплава эффективность покрытий снижается, и стойкость не только не увеличивается, но даже уменьшается; покрытия TiC и TiN для жаропрочных материалов дают в большинстве случаев снижение стойкости; окись хрома и окись титана для резания труднообрабатываемых материалов неэффективны и дают в большинстве случаев снижение стойкости; стабильное увеличение стойкости обеспечивают покрытия Mo_2N .

Влияние состава покрытий при обработке резанием материалов различных групп обрабатываемости (конструкционные стали, жаропрочные, титановые сплавы) на характеристики процесса резания неоднозначно. По данным А.С. Верещаки и И.П. Третьякова [27], для титанового сплава ВТ14 коэффициент усадки стружки для сплава ВК6 с покрытием TiN оказался выше, чем для сплава ВК6 без покрытия; оказываются выше и усилия резания в диапазоне невысоких скоростей резания.

Резюмируя полученные данные, следует отметить, что практически не было сделано акцента на разной эффективности покрытия даже одинакового состава при обработке обычных конструкционных и труднообрабатываемых сталей и сплавов, хотя известно [179], что покрытия TiC , TiN , Al_2O_3 (или их комбинация) не дают положительного эффекта в случае резания труднообрабатываемых материалов. Более того, указывается [28], что покрытие $TiCN$ рекомендуется для фрезерования как углероди-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

стой, так и коррозионно-стойкой стали; а покрытие $TiAlN$ - для работы с высокими скоростями по чугуну, алюминиевым сплавам, коррозионно-стойкой стали, жаропрочным и титановым сплавам.

Как следует из табл.3.1, реализация механизмов по блокам 1.1, 1.2, 1.4, 2.1,2.2 и 3.1 предполагает полное или частичное наличие покрытий на контактных площадках инструмента и между контактируемыми материалами, и процесс трения, естественно, обусловлен тепловым состоянием зоны трения. Однако, если это так, то трудно объяснить разницу в действии покрытия одного состава для обработки резанием материалов разных групп обрабатываемости.

В самом деле, если превалирует диффузионный износ, который для жаропрочных материалов должен интенсифицироваться из-за более высоких температур в зоне резания, то покрытия Al_2O_3 (или многослойные $Al_2O_3 + TiCN$ с верхним слоем из Al_2O_3), TiC как соединения с минимальным сродством к железо-содержащим сплавам должны резко снизить диффузионную долю в общем износе инструмента, причем, чем выше скорость резания и температура, тем снижение больше. Однако на практике наблюдается обратная картина, и эти покрытия максимально эффективны при контактном воздействии и обработке обычных конструкционных сталей. Если принять во внимание решающее влияние покрытий на процессы адгезионного взаимодействия (см. табл.3.1, блок 1.4.1, покрытие выполняет роль «третьего тела»), то это взаимодействие в полной мере может проявиться и проявляется лишь для ограниченных пар контактируемых материалов – «титансодержащий обрабатываемый материал – титансодержащее покрытие – инструментальный материал» (ВТЗ-1- TiC + ВК8). Покрытие Al_2O_3 , как отмечено выше, должно иметь максимальную эффективность в зоне низких и средних скоростей резания, чего не наблюдается на практике. Кроме этого залечивающий эффект покрытия (блок 1.3) (при его наличии или отсутствии в зоне) должен проявляться независимо от материала, который обрабатывается.

Как отмечается в ряде работ, в том числе А.С. Верещаки [25-28], В.М. Мацевитого [117], В.П. Табакова [211], В.А. Синопальникова [203], а также в работах [53, 239], основной физической причиной влияния покрытий на износ является снижение тепловой нагруженности материала с покрытием изменением теплового состояния изнашиваемого материала. Но если эта причина является превалирующей в оценке влияния покрытий на тре-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ние и износ, то, видимо, можно предположить ее одинаковое проявление на инструментах при обработке как обычных, так и труднообрабатываемых материалов. Однако на труднообрабатываемых сплавах применение покрытий TiC и TiN неэффективно, причем, чем хуже обрабатываемость сплава, тем отрицательный эффект больше [219].

Гораздо ближе к решению этого вопроса подошли Б.И. Костецкий, М.В. Медвидь и Н.Г. Ткачик. М.С. Борушко и др. (цитируем по [179]), которые связывают действие покрытий на процесс изнашивания с условиями теплоотвода из зоны контакта. Так, Б.И. Костецкий резами из P18, покрытыми медью, при точении стали X18H9T получил повышение стойкости в 1,6–1,8 раза. Улучшение теплоотвода было достигнуто увеличением толщины покрытия медью (до 1 мм). М.С. Борушко с соавторами показал, что при точении на оптимальной скорости стали 45 быстрорежущими резами из P18, покрытых по передней поверхности слоем из меди толщиной 8 мкм, наблюдается рост относительной стойкости инструмента. Обусловлено это «дополнительным теплоотводом из зоны пластического контакта по весьма теплопроводному слою меди и вследствие этого стабилизацией наростообразования». Заметим, что в работах [177, 179] нами были также обоснованы предложения о тепловой природе действия покрытий при трении и резании.

Таким образом, предложенные на сегодняшний день механизмы действия тонкослойных износостойких покрытий на износ металлорежущих инструментов еще не получили достаточного физического обоснования и в пока не существует однозначных рекомендаций по оптимальному выбору вида покрытия из имеющихся на основе карбидов, нитридов, карбонитридов и оксикарбидонитридов. В связи с изложенным и с учетом влияния теплового состояния материала на процесс трения и износа (гл.2) влияние тонкослойных покрытий, нанесенных на поверхность неподвижного элемента пары трения, на тепловое поле в этом элементе будем рассматривать под углом зрения их прямого (см. табл.3.1, блок 1.1), косвенного (табл.3.1, блоки 2.1 и 2.2) и комбинированного (табл.3.1, блок 3) влияний.

Итак, анализируя различные точки зрения на физическую природу влияния тонкослойных покрытий на износ, скажем, что ни одной из известных причин невозможно априори прогнозировать поведение инструментального материала с покрытием в различных условиях контактного взаимодействия при трении и на технологических операциях формообразования. На основе изуче-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ния теплового канала диссипации энергии трения с учетом превалирующей роли тепловых процессов в производстве энтропии и интенсивности изнашивания [160, 162], а также изменения температурного распределения при вариации входных параметров процесса трения (гл.2) можно сделать вывод, что в исследованиях физической природы изнашивания материалов с тонкослойными покрытиями недооценивалась роль тепловых процессов. Как отмечалось, к характеристикам теплового состояния материала при трении необходимо отнести не только уровень максимальных поверхностных и объемных температур, но и величину температурных градиентов по нормали к поверхности трения и зону действия высоких $gradT$.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

3.2. Теоретический анализ теплопередачи через слой покрытия

Теплозащитные свойства покрытия играют определяющую роль в некоторых областях техники, в частности, ракетной. Известно [52], что нанесение покрытий из малотеплопроводных тугоплавких материалов (двуокись циркония, двуокись кремния, пирографит) на конструкционные стенки, работающие в горячих газовых потоках, обеспечивает их надежную защиту. И хотя математическая формулировка задач распространения тепла в стенке с наружной облицовкой в принципе неприменима к процессу трения (температуры среды и наружной поверхности облицовки неодинаковы; толщины облицовки и защищаемой стенки одного порядка), расчеты показывают, что покрытие из двуокиси циркония толщиной 0,47 мм на стальной стенке гасит температуру с 2280⁰С на рабочей поверхности покрытия до 350⁰С на наружной поверхности защищаемой стенки [52].

Рассмотрим различные варианты контактных тепловых задач применительно к условиям трения материала, имеющего покрытие на рабочей поверхности. В табл.3.2. представлены расчетные зависимости для оценки влияния тонкослойных покрытий на характер температурного распределения в стержне из инструментального материала.



Таблица 3.2

Расчетные зависимости для оценки влияния тонкослойных покрытий на характер температурного распределения в стержне из инструментального материала

Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

№ варианта	Источник	Исходные уравнения с граничными условиями	Характеристики теплового состояния в слое покрытия			Коэффициент распределения тепловых потоков
			$T_0(x)$	$\partial T_0 x / \partial x$	T_n	
1	2	3	4	5	6	7
1	Ю.А. Душин [52]	$0 \leq x \leq \Delta_n$; $T_0(x) = A + Bx + Cx^2$, $q_1 = -\lambda_n \frac{\partial T_0(0)}{\partial x}$; $T_0(0) = T_n$; $\frac{\partial T_0(\Delta_n)}{\partial x} = 0$.	$T_0(x) = T_n - \frac{q_1}{\lambda_1} \times \left(1 - \frac{x}{2\Delta_n} \right)$ (3.1)	$\frac{\partial T_0 x}{\partial x} = \frac{q_1}{\lambda_n} \times \left(1 - \frac{x}{2\Delta_n} \right)$ (3.2)	$T_n = T_n - \left(1 - 0,5 \frac{q_1}{T_n} \cdot \frac{\Delta_n}{\lambda_n} \right)$ (3.3)	-
2	G. Scheffler [284]	$0 \leq x \leq \Delta_n$; $\frac{\partial^2 T_0(\Delta_n)}{\partial x^2} = 0$; $q_1 = -\lambda_n \frac{\partial T_0(x)}{\partial x}$; $\Delta_n \leq x \leq \epsilon_1$; $-\lambda_1 \frac{\partial T_1(x)}{\partial x} = q_1$	$T_0(x) = -\frac{q_1}{\lambda_n} x + \left(\frac{\Delta_n}{\lambda_n} - \frac{\Delta_n}{\lambda_1} \right) + q_1 \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_1} - \epsilon_1 \right) + \frac{q_1}{\lambda_1} \left(\frac{\lambda_1}{\alpha} - \epsilon_1 \right)$ (3.4)	$\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} \cong \left(\frac{T_n - T_n^*}{\Delta_n} \right) = -\frac{q_1}{\lambda_n}$	$T_n^* = T_n (1 - 0,5 Bi)$; $T_n^* = -q_1 \frac{\Delta_n}{\lambda_n} x + q_1 \left(\frac{\lambda_1}{\alpha} + \epsilon_1 \right)$ (3.5)	-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Продолжение
табл. 3.2

1	2	3	4	5	6	7
3	А.Н.Резников [145]	$T_1(x) - \frac{\lambda_1}{\alpha} x$ $\times \frac{\partial T_1(x)}{\partial x} = 0;$ $\Delta_{II} \leq x \leq \sigma_2;$ $\frac{\partial T_2(x)}{\partial x} = q_2$ $T_2(x) - \frac{\lambda_2}{\alpha} x$ $\times \frac{\partial T_2(x)}{\partial x} = 0$	$T_1(x) = -\frac{q_1}{\lambda_{II}} x +$ $+ \frac{q_1}{\lambda_1} \left(\frac{\lambda_1}{\alpha} + \sigma_1 \right)$	$\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} = -\frac{q_1}{\lambda_{II}} =$ $= \frac{\Delta T}{\Delta_{II}}$ $\Delta T = q \frac{\Delta_{II}}{\lambda_{II}}$ <p>(см. рис.3.2,в)</p>	$T''_{II} = q \left(\frac{1,13 \sqrt{l_k / \nu}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} - \frac{\Delta_{II}}{\lambda_{II}} \right)$ (3.6) $T_{II} = \frac{1,13 \sqrt{l_k / \nu}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}$ (3.7)	-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Продолжение
табл. 3.2

1	2	3	4	5	6	7
4.	А.А.Рыжкин	$0 \leq x \leq \Delta_{II}$ $\frac{\partial^2 T_0(x)}{\partial x^2} = 0;$ $\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II}};$ $T_0(\Delta_{II}) = T''_{II}$ $\Delta_{II} \leq x \leq \infty$ $\frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} = m_1 T_1(x)$ $\frac{\partial T_1(\infty)}{\partial x} = 0$ $T_1(\Delta_{II}) = T''_{II}$ $\lambda_{II} \frac{\partial T_0(x)}{\partial x} =$ $= \lambda_1 \frac{\partial T_1(x)}{\partial x}$ $0 \leq x \leq \Delta_{II}$ $\frac{\partial^2 T_0(x)}{\partial x^2} = m_0 T_0(x)$ $\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II}}$ $T_0(\Delta_{II}) = T''_{II}$	$T_0(x) = \frac{(1-\alpha)}{\lambda_{II}} x$ $\times (\Delta_{II} - x) +$ $\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1 m_1}$ $T_1(x) = T''_{II} \times$ $x e^{-m_1(x-\Delta_{II})}$ $T_0(x) = (e^{m_0 x} + e^{-m_0 x}) \times$ $T''_{II} \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II} m_0} \times$ $\frac{A}{e^{-m_0 \Delta_{II}}}$ $\times \frac{A}{e^{-m_0 \Delta_{II}}} +$ $\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II} m_0} e^{-m_0 x}$	$\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} =$ $= -\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1 m_1}$ (3.8) $\frac{\partial T_0 x}{\partial x} =$ $T''_{II} \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II} m_0} \times$ $= \frac{A \times}{e^{-m_0 \Delta_{II}}}$ $\times \frac{m_0 x}{e^{m_0 x} + e^{-m_0 x}} -$ $- \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II} m_0} \times$ $\times e^{-m_0 x} \quad (3.12)$	$T''_{II} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1 m_1}$ (3.9) $T_{II} = T_2(0, t) =$ $= \frac{2\alpha q \sqrt{t}}{\sqrt{\pi} \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} =$ $= \frac{1,13 \sqrt{t_k} \nu}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \alpha q$ (3.10) $T_{II} =$ $= \frac{(1-\alpha)qB}{m_1 \lambda_1 + \lambda_{II}/A}$ $A = e^{m_0 \Delta_{II}} + e^{-m_0 \Delta_{II}};$ $B = e^{-m_0 \Delta_{II}} \times$ $\times \frac{e^{m_0 \Delta_{II}} + e^{-m_0 \Delta_{II}} + 1}{A}$ (3.13)	$\alpha = \frac{\Delta_{II} / \lambda_{II} +}{\Delta_{II} / \lambda_{II} + 1 / \lambda_1 m_1 +}$ $+ \frac{1}{\lambda_1 m_1}$ $+ \frac{1,13 \sqrt{t_k} \nu}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}}$ (3.11)
5	То же					

Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Продолжение

табл.3.2

1	2	3	4	5	6	7
		$\Delta_{II} \leq x \leq \infty$ $\frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} = m_1 T_1(x);$ $\frac{\partial T_1(\infty)}{\partial x} = 0;$ $T_1(\Delta_{II}) = T''_{II};$ $\lambda_{II} \left[\frac{\partial T_0}{\partial x} / \frac{\partial x} \right] =$ $= \lambda_1 \left[\frac{\partial T_1}{\partial x} / \frac{\partial x} \right]$				$\alpha = \frac{1/\lambda_{II} m_0 +}{1/\lambda_{II} m_0} +$ $+ 2B / (m_1 \lambda_1 A + \lambda_{II}) -$ $+ 2B / (m_1 \lambda_1 A + \lambda_{II}) -$ $- \left(\frac{2}{\lambda_{II} m_0} A \right) \times$ $\frac{1}{2e^{-m_0 \Delta_{II}} / \lambda_{II} m_0 A +}$ $\frac{x e^{-m_0 \Delta_{II}}}{1,13 \sqrt{t_k / \nu}}$ $\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}$ (3.14) $\alpha = \frac{(\Delta_{II} / \lambda_{II}) \times}{\frac{\Delta_{II}}{\lambda_{II}} \left(1 - \frac{K}{2} \right) +}$ $\times \frac{\left(\frac{K}{2} \right) +}{\frac{1-K}{2} +}$ $\frac{\lambda_1 m_1}{\lambda_1 m_1}$
6		$0 \leq x \leq \Delta_{II}$ $\frac{\partial^2 T_0(x)}{\partial x^2} =$ $= \frac{(1-\alpha) q K}{\lambda_{II} \Delta_{II}};$ $T_0(\Delta_{II}) = T''_{II};$ $\frac{\partial T_0(0)}{\partial x} = - \frac{(1-\alpha) q}{\lambda_{II}}$	$T_0(x) = T''_{II} +$ $+ \frac{(1-\alpha) q}{\lambda_{II}} x$ $\times \left(\frac{K}{\Delta_{II}} x^2 - 2x - \right.$ $\left. - K \Delta_{II} + 2 \Delta_{II} \right)$	$\frac{\partial T_0 x}{\partial x} =$ $= \frac{(1-\alpha) q}{\lambda_1 m_1} x$ $\times \left(\frac{K}{\Delta_{II}} - 1 \right)$ (3.15)	$T''_{II} = \frac{(1-\alpha) q}{\lambda_1 m_1} \times$ $\times (1-K)$ (3.16)	



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Продолжение
табл.3.2

1	2	3	4	5	6	7
7		$\Delta_{II} \leq x \leq \infty;$ $\frac{\partial^2 T_0(0)}{\partial x^2} = m_1 T_1(x);$ $\partial T_1(\infty) / \partial x = 0;$ $T_{II}(\Delta_{II}) = T_{II};$ $\lambda_{II} \left[\frac{\partial T_0 \Delta_{II}}{\partial x} \right] =$ $= \lambda_1 \left[\frac{\partial T_1 \Delta_{II}}{\partial x} \right]$	$T_0(x) = T_{II} +$ $+ \frac{D}{2\lambda_{II}\Delta_{II}} \times$ $\times (x^2 - \Delta_{II}^2) -$ $- \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II}} \times$ $\times (x - \Delta_{II})$	$\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} = \frac{D}{(1-\alpha)q} \frac{x - \Delta_{II}}{\lambda_{II}}$	$T_{II} = \frac{(1-\alpha)q - D}{\lambda_1 m_1}$	$\alpha = \frac{\Delta_{II} / \lambda_{II} + 1 / \lambda_1 m_1 - D \left(\frac{\Delta_{II}}{\lambda_{II}} + \frac{1}{\lambda_1} \right) + 1 / \lambda_1 m_1}{2T_2 \xi + \frac{q}{-2\xi} + \frac{Gt}{c_2 \rho_2 \theta_2} \frac{\varphi}{q} \frac{x - \Delta_{II}}{\sqrt{a_2 t}}}$
		$0 \leq x \leq \Delta_{II}$ $\frac{\partial^2 T_0(0)}{\partial x^2} = \frac{D}{\Delta_{II}};$ $T_0(\Delta_{II}) = T_{II};$ $\frac{\partial T_0(0)}{\partial x} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{II}};$ $D = \frac{(1-\alpha)qK}{\lambda_{II}}$				



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Окончание
табл.3.2

1	2	3	4	5	6	7
8	$0 \leq x \leq \Delta_{II}:$ $\frac{\partial^2 T_0(x)}{\partial x^2} = \frac{\alpha q}{2\lambda_{II}\Delta_{II}};$ $\frac{\partial T_0(\Delta_{II})}{\partial x} = \frac{\alpha q}{2\lambda_{II}};$ $T_0(\Delta_{II}) = T_{II}$ <p>(3.22)</p> $\Delta_{II} \leq x < \infty:$ $\frac{\partial^2 T_1(0)}{\partial x^2} = m_1 T_1(x);$ $\frac{\partial T_1(\Delta_{II})}{\partial x} = -\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1}$ $T_1(\infty) = 0$	$T_0(x) = T_{II} + \frac{\alpha q}{\lambda_{II}} x \times \left(\frac{x^2}{4\Delta_{II}} - x \right)$ <p>(3.23)</p> $\frac{\partial T_1(x)}{\partial x} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1 m_1} \times e^{-m_1(x-\Delta_{II})}$ $T_2(x,t) = T_{II} \times \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_1 t}}$ <p>(3.26)</p>	$\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} = \frac{\alpha q}{\lambda_{II}} x \times \left(\frac{x}{2\Delta_{II}} - 1 \right)$ <p>(3.24)</p>	$T_{II} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1 m_1} \cdot e^{m_1 \Delta_{II}}$ <p>(3.25)</p> $T_{II}^* = \frac{1,775 \alpha q \sqrt{l_k}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} \sqrt{v}}$ <p>(3.27)</p>	$\alpha = \frac{1/\lambda_1 \times 1,775 \times \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} \times e^{m_1 \Delta_{II}}}{\frac{0,75 \Delta_{II}}{\lambda_{II}} + \frac{1}{\lambda_1 m_1}}$ <p>(3.28)</p> $1-\alpha = \frac{1}{\frac{1}{\lambda_1 m_1} + \frac{(0,75 \Delta_{II}) \lambda_{II}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} \sqrt{v}}}$	

Примечание: в формулах табл.3.2: T_{II} - максимальная температура поверхности; T_{II}^* - температура на границе покрытия и инструментального материала; q - суммарный тепловой поток; q_1 - тепловой поток, поступающий в инструментальный материал [$q_1 = (1-\alpha)q$]; λ_{II} и Δ_{II} - коэффициент теплопроводности и толщина покрытия соответственно; $T_0(x)$ и $T_1(x)$ - температуры в слое покрытия и основе инструментального материала; λ - коэффициент теплопроводности основы.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$T_0(x)$ описывается квадратичным полиномом относительно координаты [52] и зависит от q , T_{II} , λ_{II} и Δ_{II} (см. табл. 3.2, формула 3.1). Температуру T'_{II} на нерабочей стороне покрытия находим по формуле (3.2), а $gradT_0$ - по формуле (3.3). Для толщин покрытий 5, 50 и $500 \cdot 10^{-6}$ м и тепловых потоков q_1 , равных 0,08, 0,2 и $4,5 \cdot 10^8$ Вт/м², рассчитывали T'_{II} и $gradT_0$ для пары трения «Т15К6-сталь 35» ($\nu = 3,5$ м/с, $l_x = 1 \cdot 10^{-3}$ м); поверхность Т15К6 имеет покрытие из TiC и Cu. Для применяемой на практике толщине покрытия $5 \cdot 10^{-6}$ м снижение температур в покрытии из TiC по формуле (3.2) Ю.А. Душина (см. табл.3.2) не превышает 1-4 °С (см. табл.3.3). Если предположить, что тепловой поток от трения полностью рассеивается материалом пары трения с покрытием ($q = q_1 = 4,5 \cdot 10^8$ Вт/м²), то покрытие толщиной 5 мкм снижает температуру на 76°С. Формула (3.2) в принципе верно отражает роль теплового сопротивления Δ_{II}/λ_{II} и критерия Био на тепловое распределение в толщине покрытия, однако для процесса трения они не применимы. Поэтому не случайно, упрощая граничные условия $\partial T(\Delta_{II})/\partial x = 0$ при $q = 4,5 \cdot 10^8$ Вт/м² и $\Delta_{II} = 500$ мкм, расчетные значения температур T'_{II} для TiC получаются отрицательными (-6695°С).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 3.3
 Распределение температур в покрытиях на сплаве Т15К6 в зависимости от толщины покрытия и мощности теплового источника
 (по формуле Ю.А. Душина[52]).

Покрытие	Тепловой поток, q_1 , 10^8 , Вт/м ²	$\Delta_{II} = 5 \cdot 10^{-6}$ м		$\Delta_{II} = 50 \cdot 10^{-6}$ м		$\Delta_{II} = 500 \cdot 10^{-6}$ м	
		T_{II} , °C	$\partial T_0 / \partial x$, 10^6 , °C/м	T_{II} , °C	$\partial T_0 / \partial x$, 10^6 , °C/м	T_{II} , °C	$\partial T_0 / \partial x$, 10^6 , °C/м
Т15К6	0,08	941,3	0,14	934	0,15	865	0,154
TiC		940,6	0,28	938	0,28	799	0,286
Cu		942	0	341	0,01	936	0,01
Т15К6	0,2	940	0,4	922	0,4	750	0,38
TiC		938	0,8	906	0,72	585	0,71
Cu		941,9	0,02	941	0,03	927	0,03
Т15К6	4,5	900	8,4	531	8,22	-	-
TiC		866	15,2	178	15,3	-	-
Cu		939	0,6	910	0,64	625	0,63

Вариант 2. В [284] рассмотрена одномерная задача (рис.3.1) распространения тепла в ограниченном теле при условии, что равномерно распределенный источник тепла расположен в плоскости контакта двух тел, одно из которых имеет покрытие. Принималось, что процесс стационарный и протекает с малыми скоростями; тепловой поток между трущимися телами распределяется равномерно, и на границах тел учитывается теплообмен со средой.

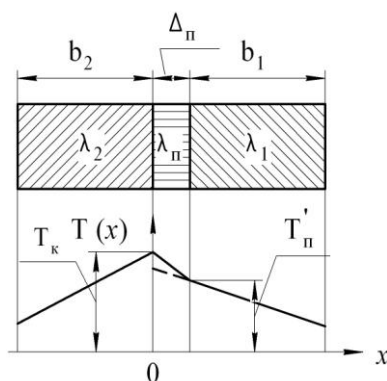


Рис. 3.1. Модель тепловой задачи трения по Шеффлеру [284]



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Если проанализировать полученное Шеффлером выражение (3.5) (см. табл.3.2), окажется, что для данной толщины покрытия Δ_{II} , независимо от его теплофизических свойств, температура на нерабочей стороне покрытия $T'_{II} = T_1(\Delta_{II})$ будет одинакова. Кроме этого формулы (3.5) и (3.4) (см. табл.3.2) действительны для больших коэффициентов теплообмена α , соответствующих или принудительной конвекции при охлаждении воздухом, или естественной конвекции при охлаждении водой, когда $\alpha = 100-1000 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{град}$ [257]. Тепловой поток q_1 должен быть порядка $(0,5-1,5) \cdot 10^5 \text{ Вт/м}^2$, что не соответствует реальным условиям трения даже на малых скоростях. Невозможность применения формулы Шеффлера (3.4) (см. табл.3.2) для оценки теплового состояния инструментальных материалов с покрытиями видна из проведенных нами расчетов для твердого сплава Т15К6 обычного и покрытого TiC (табл.3.4). Значение α принимали равным $17,0 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{град}$, а $q_1 = 1,3 \cdot 10^5 \text{ Вт/м}^2$. Таким образом, модель задачи (см. рис.3.1) далека от реальных условий трения, так как учитывается теплообмен только с торца стержня, а боковые поверхности приняты адиабатическими.

Таблица 3.4

Расчетные значения температур в сплаве Т15К6 обычном и покрытом TiC

(по формуле Шеффлера, [284])

Покрытие	$\Delta_{II} = 5 \cdot 10^{-6} \text{ м}$		$\Delta_{II} = 50 \cdot 10^{-6} \text{ м}$		$\Delta_{II} = 500 \cdot 10^{-6} \text{ м}$	
	$T_{II}, \text{ }^\circ\text{C}$	$T'_{II}, \text{ }^\circ\text{C}$	$T_{II}, \text{ }^\circ\text{C}$	$T'_{II}, \text{ }^\circ\text{C}$	$T_{II}, \text{ }^\circ\text{C}$	$T'_{II}, \text{ }^\circ\text{C}$
Т15К6	776,1	776,1	776,13	775,9	776,13	773,8
TiC	776,15	776,1	776,32	775,9	778	773,8

Вариант 3. А.Н. Резников в работе [145] рассмотрел два случая теплопередачи через стержень: в первом - тепловой источник интенсивностью q нагревает торец стержня с характеристиками λ_1 и $c\rho_1$ непосредственно, во втором – через тонкий слой покрытия толщиной Δ_{II} , имеющего коэффициент теплопроводности λ_{II} (см. рис.3.2).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

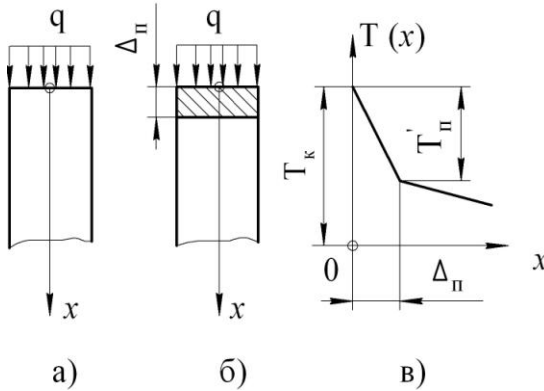


Рис. 3.2. Схема к расчету теплозащитного эффекта покрытия (по А.Н. Резникову [145]: а - стержень без покрытия; б - торец имеет покрытие толщиной $\Delta_{П}$; в - распределение температур

В первом случае температура контакта $T_{тн} = T(0)$ определяется по зависимости (3.7) (см. табл.3.2); во втором температура в слое покрытия меняется по линейному закону (см. рис.3.2,в), а температура $T'_{тн}$ с учетом схемы на рис.3.2,в может быть рассчитана по формуле (3.6) (см. рис.3.2).

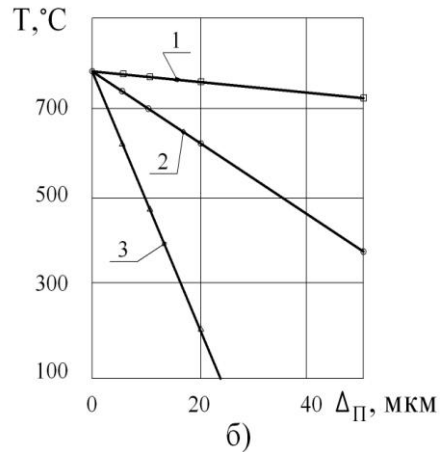
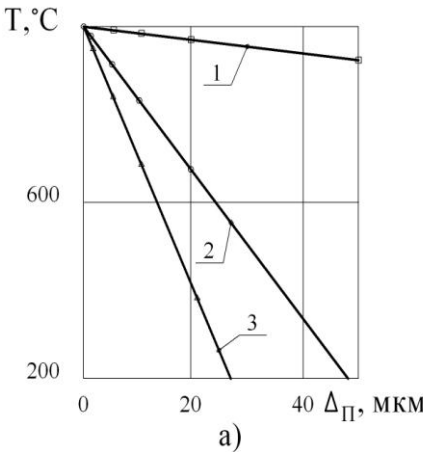


Рис. 3.3. Распределение температур по толщине покрытия при трении по стали 35

($\nu=3,5$ м/с, $q=4,5 \cdot 10^8$ Вт/м², $l_k=1 \cdot 10^{-3}$ м) сплавами Т15К6 (а) и ВК8 (б): 1 - покрытие Cu ; 2 - основа; 3 - покрытие TiC



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Из представленных на рис.3.3 расчетных данных, полученных для условий трения по стали 35 сплавов ВК8 и Т15К6, видно: чем больше величина $\Delta_{\text{н}}/\lambda_{\text{н}}$, тем выше теплоизоляционный эффект покрытия; перепад температур увеличивается с ростом толщины покрытия и уменьшением его теплопроводности. Формула А.Н. Резникова «работает» при достаточно больших интенсивностях теплового источника q , равного полной тепловой мощности от сил трения. Если принять $q = 0,21 \cdot 10^8 \text{Вт/м}^2$, что примерно соответствует доле теплового потока в пластину твердого сплава при трении (гл.2), то величины $T_{\text{н}}$ и $T'_{\text{н}}$ отличаются не более чем на 10°C . По утверждению А.Н. Резникова, эффективность покрытий снижается с увеличением времени контакта, и через 10с для сплава ВК8 снижение температуры $T'_{\text{н}}$ под покрытием составит всего 0,7%. На основании этого автор [145] считает, что теплозащитные свойства покрытия могут проявляться лишь в краткосрочных процессах, а «снижение температуры при использовании инструментов с покрытиями происходит не за счет теплозащиты, а за счет других свойств покрытий, например, изменения сил трения на контактных площадках». Поэтому А.Н. Резников рекомендует при подборе физико-химических свойств покрытий обращать внимание не на их теплофизические характеристики, а на свойства, позволяющие снизить теплообразование в зоне контакта. С такой точкой зрения, как будет показано ниже, полностью согласиться нельзя.

Далее отметим, что в формулах (3.6) и (3.7) А.Н. Резникова (см. табл.3.2) не учитывается влияние теплофизических свойств материала контртела на контактную температуру; интенсивность теплового потока и величина температурного градиента в покрытии приняты постоянными, не учтен конвективный теплообмен со средой, что может принципиально изменить картину теплового поля в покрытии.

С учетом этих замечаний рассмотрим дополнительно несколько вариантов наших решений контактных тепловых задач трения, когда инструментальный материал имеет тонкослойное покрытие. Модель пары трения принимаем аналогично рис. 2.4, но с тонкослойным покрытием на стержне (рис.3.4). Положим, что покрытие на стержне не влияет на тепловыделение в зоне трения, а изменяет только процесс распространения тепла в стержне по нормали к поверхности трения. Подвижное полупространство для краткости в дальнейшем будем называть заготовкой (контр-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

телом).

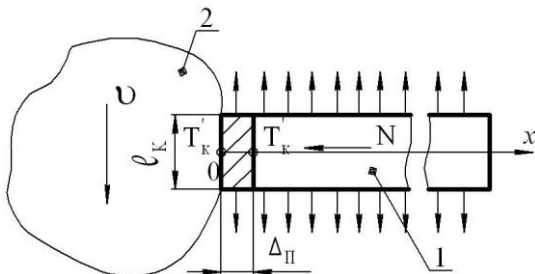


Рис.3.4. Модель пары трения с покрытием на инструментальном материале: 1 - стержень с покрытием; 2 - заготовка

Вариант 4. Объемные источники тепла в заготовке и стержне не действуют; на участке стержня за покрытием ($\Delta_{\Pi} \leq x \leq \infty$) имеет место теплообмен со средой; покрытие на нерабочих поверхностях отсутствует. Температуру контакта можно найти, приняв в зависимости, найденной М.А. Мамхеговым и А.Г. Гинзбургом [114] для температурного распределения в подвижном полупространстве, $x = 0$ (формула (3.10) в табл.3.2). Исходные уравнения теплопроводности с граничными условиями и их решения приведены в табл. 3.2, вариант 4. Здесь и далее находили распределение температур $T_0(x)$ в слое покрытия, $\partial T_0(x)/\partial x$. T'_{Π} и α по методике, изложенной в гл.2, и формулам (3.8), (3.9) и (3.11) в табл.3.2.

Вариант 5. Объемные источники тепла в контртеле и стержне инструментального материала не действуют; слой покрытия на участке $\Delta_{\Pi} \leq x \leq \infty$ и стержень обмениваются теплом с окружающей средой, что в исходных уравнениях учитывается комплексами m_{Π} и m_1 . Решение дает зависимости (3.12) – (3.14) в табл.3.2.

Вариант 6. В слое покрытия действует объемный источник теплопоглощения $(1-\alpha)qK/\lambda_{\Pi}\Delta_{\Pi}$ [162], а остальной участок стержня обменивается теплом со средой. Исходные уравнения, описывающие распространение тепла в зонах $0 \leq x \leq \Delta_{\Pi}$ и $\Delta_{\Pi} \leq x \leq \infty$ стержня, и их решения (3.15) – (3.17) сведены в табл.3.2.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Вариант 7. В слое покрытия Δ_{II} и контртеле $0 \leq x \leq \delta_2$ (см. рис.2.4) действуют объемные тепловые источники; стержень на участке $\Delta_{II} \leq x \leq \infty$ обменивается теплом со средой. Задавая, как и в предыдущем случае, в покрытии объемный источник $D = (1 - \alpha)qK/\lambda_{II}$ и решая уравнения, находим выражения (3.19) – (3.21) (см. табл.3.2).

Рассмотренные варианты решения задач теплового режима при трении инструментальных материалов с покрытиями предполагают линейное распределение температур в покрытии (вариант 4), экспоненциальное (вариант 5) и по закону полинома второй степени (варианты 6 и 7); в зоне $\Delta_{II} \leq x \leq \infty$ температуры меняются по экспоненциальному закону.

При постоянных условиях теплообмена стержня из Т15К6 ($m_1 = 1 \cdot 10^{-2} \text{м}$) для трения по стали 35 ($v = 3,5 \text{ м/с}$, $q = 4,5 \cdot 10^8 \text{Вт/м}^2$, $\ell_k = 1 \cdot 10^{-3} \text{м}$) проводили расчет температурных распределений по вышеприведенным зависимостям для различной толщины покрытий и их состава. Данные расчетов для вариантов 4–7 представлены в табл.3.5, анализ которой позволяет сделать следующие заключения: с увеличением толщины покрытия и уменьшением его теплопроводности температура на его нерабочей поверхности снижается в большей степени, однако мало-теплопроводное покрытие TiC ($\Delta_{II} = 5 \cdot 10^{-6} \text{м}$) по сравнению с обычным твердым сплавом Т15К6 уменьшает T_{II} не более $1 \cdot 5^0 \text{С}$ (максимальное значение соответствует варианту 7, когда в слое покрытия действует объемный источник теплопоглощения).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 3.5

Влияние толщины и состава покрытия на тепловое состояние твердого сплава T15K6 при трении по стали 35 ($T_K=942^{\circ}\text{C}$; $v=3,5$ м/с; $l_x=1\cdot 10^{-3}$ м)

Покры тие	$\Delta_{II}=5\cdot 10^{-6}\text{м}$			$\Delta_{II}=50\cdot 10^{-6}\text{м}$			$\Delta_{II}=500\cdot 10^{-6}\text{м}$		
	α	$\partial T_0/\partial x$ $10^5,$ $^{\circ}\text{C}/\text{м}$	T'_{II} , $^{\circ}\text{C}$	α	$\partial T_0/\partial x$ $10^5,$ $^{\circ}\text{C}/\text{м}$	T'_{II} , $^{\circ}\text{C}$	α	$\partial T_0/\partial x$ $10^5,$ $^{\circ}\text{C}/\text{м}$	T'_{II} , $^{\circ}\text{C}$
Вариант 4 ($m_1=1\cdot 10^{-2}\text{м}$)									
<i>Cu</i>	0,996	0,04	941,	0,9964	0,0	941,8	0,99	0,04	939
T15K6	4	5	9	0,9964	44	939	64	5	913
<i>TiC</i>	0,996	0,6	941,	0,9964	0,5	936	0,99	0,57	891
	4	1,11	7		89		65	2	
	0,996		941,		1,1		0,99	1,02	
			4				66		
Вариант 5 ($m_{II}=1\cdot 10^{-2}\text{м}$, $m_1=1\cdot 10^{-2}\text{м}$)									
<i>Cu</i>	0,977	0,34	941,	0,973	0,3	940,	0,97	0,37	926
T15K6	6	0,89	8	0,9945	3	3	4	6	902
<i>TiC</i>	0,994	8	941,	0,9951	0,8	937,	0,99	0,91	875
	5	1,48	5		9	5	5	1,34	
	0,995		941		1,4	934,	0,99		
					5	5	6		
Вариант 6 ($m_{II}=1\cdot 10^{-2}\text{м}$, $K=0,9$)									
T15K6 <i>TiC</i>	$\Delta_{II}=5\cdot 10^{-6}\text{м}$			$\Delta_{II}=100\cdot 10^{-6}\text{м}$			$\Delta_{II}=500\cdot 10^{-6}\text{м}$		
	0,965	5,75	940,	0,96	5,52	5,52	0,97	4,59	816
	0,966	10,7	4	6	9,84	9,84	2	7,24	743
			939	0,96			0,97		
				8			6		
Вариант 7 ($m_1=1\cdot 10^{-2}\text{м}$; $q=4,5\cdot 10^8$ Вт/м ² ; $T_2=725^{\circ}\text{C}$; $K=0,9$; $\chi=0,499$; $\xi=-0,1718$; $\varphi=-0,03514$)									
T15K6 <i>TiC</i>	$\Delta_{II}=5\cdot 10^{-6}\text{м}$			$\Delta_{II}=100\cdot 10^{-6}\text{м}$			$\Delta_{II}=200\cdot 10^{-6}\text{м}$		
	0,945	8,94	939,	0,94	8,49	895	0,95	8,1	856
	6	16,5	5	8	14,9	860	1	13,8	790
	0,945	7	934	0,95	7		0,95	6	
	8			1			5		



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Для сравнительно толстых покрытий ($\Delta_{II} = 0,5$ мм) из TiC наблюдается снижение значений T'_{II} на $50-60^{\circ}C$. Медное покрытие с высокой теплопроводностью из-за малого термического сопротивления понижает T'_{II} максимально на $20-25^{\circ}C$. Таким образом, снижение температур на нерабочей поверхности покрытия для выбранных условий теплообмена стержня ($m_1 = 1 \cdot 10^{-2} m^{-1}$) практической роли не играет. Тем не менее, как видно из табл.3.5, низкотеплопроводное покрытие TiC понижает долю теплового потока $q = (1 - \alpha)q$, поступающего в стержень (табл.3.5, вариант 5), а медное, наоборот, увеличивает его. Другая важная роль прямого влияния малотеплопроводных покрытий на тепловое состояние в твердом сплаве заключается в увеличении температурного градиента на границе покрытия и основного материала приблизительно в 1,8-1,9 раз. Что это дает для изменения характера температурного распределения в твердом сплаве? Если обратиться к данным гл.2, увидим, что с увеличением $gradT$ снизится размер зоны прогрева инструментального материала до высоких температур за область покрытия.

Действие объемных источников теплопоглощения в покрытии и тонком слое основы стержня, равном толщине покрытия Δ_{II} , уравнивает величины тепловых потоков q_1 , повышает градиенты, но и в этом случае покрытие TiC обеспечивает почти двукратное повышение $gradT$ (табл.3.5, варианты 5,6 и7).

Вариант 8. В слое покрытия действует объемный источник теплопоглощения (от охлаждающего действия заготовки).

Опыт изучения тепловых процессов при контактном взаимодействии для пар с малыми коэффициентами взаимного перекрытия показывает, что в неподвижном стержне 1 (см. рис.3.4) существует зона, прилегающая к поверхности трения, в которой формирование тепловых потоков обусловлено движением заготовки 2, причем в пределах этой зоны влияние охлаждающей способности заготовки эквивалентно действию объемного теплового источника теплопоглощения. Таким образом, условная граница раздела тепловых потоков между телами 1 и 2 сдвигается на плоскость раздела этой зоны с подложкой стержня 1. Для упрощения задачи положим, что зона действия объемных тепловых потоков равна толщине покрытия. Если интенсивность теплового потока на плоскости раздела тел эквивалентна объемной интен-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

сивности, то задачу теплопроводности в зоне $0 \leq x \leq \Delta_{II}$ запишем в виде выражений (3.22), а ее решение – зависимостями (3.23)-(3.28) (см. табл.3.2).

Для подвижной заготовки 2 при выполнении условия неразрывности температур в контакте решение тепловой задачи с граничными условиями 1-го рода при $x=0$ и затуханием теплового потока на достаточном удалении от зоны трения приводит к выражению (3.26). Дифференцируя по координате (3.23), (3.26), из граничного условия сопряжения 4-го рода определяем T_{II} (формула 3.27) (см. табл.3.2).

В качестве примера в табл.3.6 приведены результаты расчета температур по зависимостям (3.23), (3.25) при трении по стали 35 твердого сплава Т15К6 с покрытиями из TiC и Cu .

Таблица 3.6

Влияние покрытий TiC и Cu на температурное распределение в твердом сплаве Т15К6 при трении по стали 35

($v=3,5$ м/с, $\Delta_{II}=5 \cdot 10^{-6}$ м, $l_k=1 \cdot 10^{-3}$ м, $N=600$ Н)

Покрытие и основа сплава	Температура T °С для $x \cdot 10^{-2}$ м				
	$x=0$	$x=\Delta_{II}$	$x=0,01$	$x=0,05$	$x=0,1$
Т15К6	926	865	830	707	579
Т15К6+ TiC	927	815	783	668	546
Т15К6+ Cu	925	919	882	752	615

Из табл.3.6 видно, что малотеплопроводное покрытие TiC снижает поверхностные и объемные температуры в твердом сплаве, а высокотеплопроводное (например, медь), наоборот, увеличивает. Тем не менее максимальные поверхностные температуры при $x=0$ практически не изменяются. Различия в тепловом режиме твердого сплава Т15К6 с покрытиями разного состава закономерны и объяснимы перераспределением тепловых потоков между контактирующими телами, обусловленных теплофизическими свойствами применяемых покрытий.

Покрытие TiC обеспечивает более благоприятный тепловой режим твердому сплаву в выбранных условиях контактирования, при этом увеличивается $gradT$ в твердом сплаве, локализуется зона прогрева до высоких температур, а большая доля тепловой энергии рассеивается в среду.

Аналогично влияние состава покрытия на тепловое состояние твердых сплавов в зависимости от свойств контртела было



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

получено нами и для двухмерной тепловой задачи, которую решали методом конечных разностей [179, 185, 229], а также при наличии двухслойного покрытия [177]. Для пары «ВК8 - сталь 35» теоретически установили, что покрытия на твердосплавной подложке (WC, TiC, NbC и Al_2O_3) снижают поверхностные температуры тем больше, чем ниже коэффициент температуропроводности покрытия [179, 185, 229]. На рис.3.5 представлены результаты расчетов поверхностных температур, распределенных по длине контакта l_k , при трении по уравнению теплопроводности, решенному методом конечных разностей [179], и рассчитанных нами, по литературным данным, коэффициентов температуропроводности в функции температуры (рис.3.6).

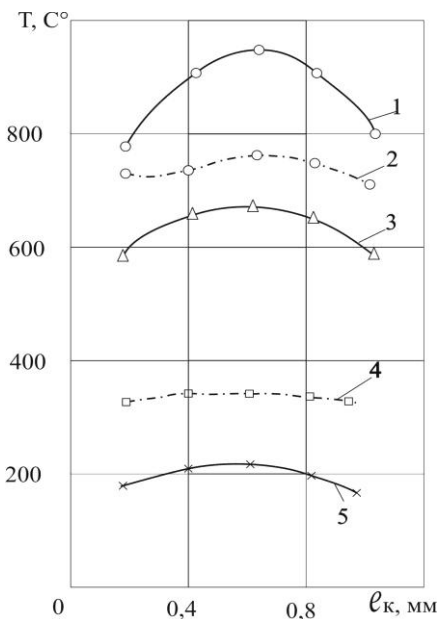


Рис.3.5. Распределение поверхностных температур через 5 с после трения в твердосплавной пластинке с различными покрытиями: 1 - WC ; 2 - NbC ; 3 - TiC ; 4 - Cr_2O_3 ; 5 - Al_2O_3

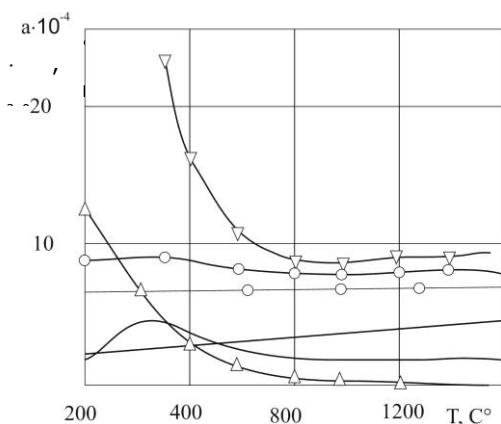


Рис.3.6. Температурная зависимость коэффициента температуропроводности для некоторых карбидов и окислов [179]: 1 - ZrC ; 2 - TaC ; 3 - NbC ; 4 - WC ; 5 - Al_2O_3 ; 6 - TiC



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

3.3. Косвенное влияние покрытий на тепловой режим инструментальных материалов

Практикой изучения процессов трения и особенно резания установлено, что интенсификация теплообмена с окружающей средой является одним из методов снижения объемных и поверхностных температур. Рост коэффициента теплоотдачи в воздух снижает объемные температуры и увеличивает долю теплового потока, поступающего в изнашиваемый материал, в результате чего растут температурные градиенты и понижаются температуры в поверхностной зоне.

Из классической теории теплопроводности [110] известно, что при конвективном теплообмене твердого тела с окружающей средой непосредственно в процессе теплообмена участие принимают тонкие поверхностные слои материала. Эффективность теплообмена будет определяться свойствами этих слоев, прежде всего, теплофизическими. В рассмотренных выше задачах теплопроводности условия теплообмена учитывались комплексами вида:

$$m = \sqrt{\frac{\alpha \sigma}{\lambda F}} \tag{3.29}$$

Очевидно, как увеличение коэффициента теплоотдачи α , так и уменьшение коэффициента теплопроводности λ тонкого поверхностного слоя, участвующего в обмене энергией с окружающей средой, приводят к одинаковому результату в изменении величины m . Следовательно, к оценке влияния тонкослойных покрытий на тепловой режим следует подходить комплексно и учитывать его наличие не только в зоне трения, но и на нерабочих поверхностях стержня.

При анализе прямого влияния покрытий на тепловой режим (раздел 3.2.) учитывали только изменение отношения $\Delta_{\Pi} / \lambda_{\Pi}$, при этом параметр m_1 оставался неизменным для основы и покрытий. Для условий свободного конвективного теплообмена применительно к условиям трения находили коэффициент теплоотдачи α , который для средней температуры 500⁰С и для определяющего размера стержня $\ell = 2 \cdot 10^{-2}$ м оказался равным 17,2 Вт/м²град. Для $\sigma = 3,3 \cdot 10^{-2}$ м и $F = 5 \cdot 10^{-4}$ м² по зависимости (3.29) определяли относительное изменение m_1 у покрытий TiC и Cu (по отношению к T15K6), причем одновременно варьировалось и значение самой величины m_1 (табл.3.7).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 3.7

Значения комплекса m_1 для разных покрытий

Покрытие	$m_1 \cdot 10^{-2}, \text{м}^{-1}$					
T15K6	0,1	0,5	1	5	8	10
TiC	0,14	0,68	1,36	6,80	10,90	13,60
Cu	0,027	0,14	0,27	1,37	2,20	2,74

Для упрощенной задачи (вариант 4, табл. 3.2) с линейным распределением температур находили коэффициенты распределения тепловых потоков α, q_1 и $gradT_0$ (табл.3.8), причем значения этих величин для TiC и Cu были рассчитаны для двух случаев: 1) покрытие есть только в зоне трения (данные в числителе), а значения m_1 выбраны такими же, как у T15K6; 2) покрытие, кроме зоны трения, имеется на всех нерабочих поверхностях (данные в знаменателе), и значения m_1 выбраны по табл.3.7. Данные табл.3.8 свидетельствуют о том, что изменение условий теплообмена при наличии покрытия TiC на нерабочих поверхностях стержня резко повышает долю теплового потока в стержень $gradT$ (сравниваем данные в числителе и знаменателе для TiC в табл. 3.8).

Таблица 3.8

Изменение теплового состояния в слое покрытия от условий теплообмена со средой (пара «сталь 35 - T15K6», $\nu=3,5 \text{ м/с}$, $l_k=1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $\Delta_{II}=5 \cdot 10^{-6} \text{ м}$)

Покрытие	$m_1=0,5 \cdot 10^{-2}, \text{м}^{-1}$			$m_1=5 \cdot 10^{-2}, \text{м}^{-1}$			$m_1=10 \cdot 10^{-2}, \text{м}^{-1}$		
	α	$q_0 \cdot 10^7, \text{Вт/м}^2$	$\partial T_0 / \partial x \times 10^5, \text{°C/м}$	α	$q_0 \cdot 10^7, \text{Вт/м}^2$	$\partial T_0 / \partial x \times 10^5, \text{°C/м}$	α	$q_0 \cdot 10^7, \text{Вт/м}^2$	$\partial T_0 / \partial x \times 10^5, \text{°C/м}$
T15K6	0,998	0,0754	0,283	0,982	0,80	2,95	0,9649	1,58	5,78
TiC	<u>0,998</u> 0,9975	<u>0,754</u> 0,111	<u>0,525</u> 0,76	<u>0,982</u> 0,976	<u>0,80</u> 1,09	<u>5,48</u> 7,43	<u>0,965</u> 0,953	<u>1,58</u> 2,09	<u>10,69</u> 14,3
Cu	<u>0,998</u> 0,9995	<u>0,0754</u> 0,023	<u>0,0011</u> <u>6</u> 0,0064	<u>0,982</u> 0,994	<u>0,8</u> 0,226	<u>0,222</u> 0,064	<u>0,778</u> 0,99	<u>1,58</u> 0,45	<u>0,437</u> 0,124

Как показал анализ, значения $m_1 < 0,5 \cdot 10^{-2} \text{ м}^{-1}$ соответствуют приблизительно условиям свободного конвективного теплообмена. При вынужденной конвекции для воздуха, как известно



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

[122,216], коэффициент теплообмена α может достигать значений $500 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°C}$, и применительно к условиям изнашивания инструментальных материалов это будет соответствовать большому значению комплекса m_1 . Выполненные нами расчеты для $m_1 = 5 \cdot 10^{-2}$ и $m_1 = 10 \cdot 10^{-2}$ (см. табл.3.8) показывают, что задача увеличения $gradT$ по нормали к поверхности изнашиваемого материала и уменьшения в соответствии с этим размеров зоны прогрева до высоких температур может и должна решаться в общем случае не только выбором соответствующего состава покрытия, но и интенсификацией теплообмена со средой (для жидких сред, в том числе и металлических, значение α увеличиваются на несколько порядков) [122, 216]. Для материала контртела с высокой теплопроводностью эффективным охлаждением основы твердого сплава (без покрытия) можно обеспечить такое же тепловое состояние в стержне, как и для сплава с покрытием, но при гораздо меньших значениях m_1 .

Затронутый вопрос требует дальнейших исследований применительно как к трению, так и операциям формообразования (резание, выглаживание).

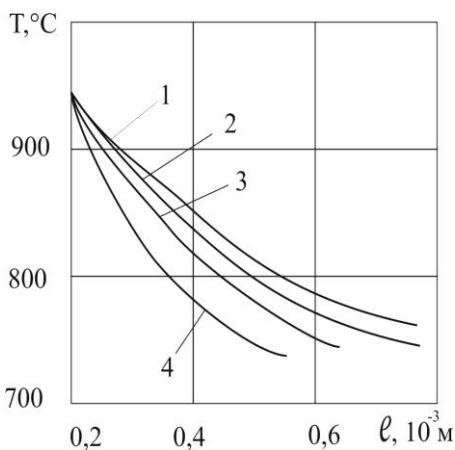


Рис. 3.14. Влияние параметра m_1 на температурное распределение в твердом сплаве T15K6 при трении о заготовку из стали 35 ($v=3,5 \text{ м/с}$, $l_k=1 \cdot 10^{-3}$): 1 - $m_1 = 0,05 \cdot 10^{-2}, \text{ м}^{-1}$; 2- $m_1 = 0,1 \cdot 10^{-2}, \text{ м}^{-1}$; 3- $m_1 = 0,15 \cdot 10^{-2}, \text{ м}^{-1}$; 4 - $m_1 = 0,25 \cdot 10^{-2}, \text{ м}^{-1}$

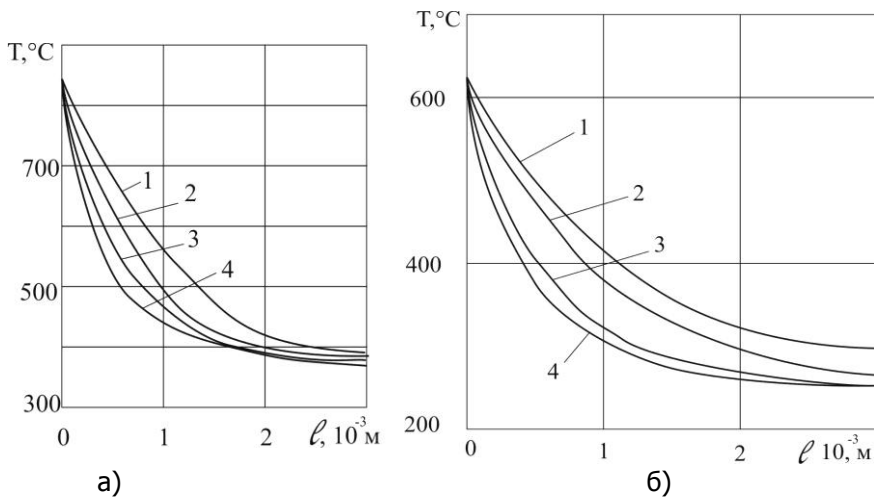
В общей постановке контактной тепловой задачи (см. рис.2.4) условия конвективного теплообмена с воздухом были учтены комплексами m_1 и m_3 (см. (2.52) и (2.53)). Расчеты показали (рис. 3.14), что с повышением коэффициентов теплоотдачи α , а значит и m_1 , и m_3 , изменяется характер температурного распределения по нормали к поверхности истираемого стержня из твердого сплава (другие условия трения одинаковы).

Из табл.3.8 видно, что покрытия на нерабо-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

чих поверхностях изменяют условия теплообмена (комплекс m_1) и таким образом, косвенно тепловое состояние зоны трения. Результаты теоретического расчета температурных распределений по формулам (2.42)-(2.63) гл.2 приведены на рис.3.15, где кривые 1 соответствуют обычному твердому сплаву Т15К6 (без покрытия); 2 – покрытие TiC имеется только в зоне контакта и изменяет температурный режим через уменьшение приведенного коэффициента теплопроводности (см. табл.2.1); 3 – покрытия в зоне трения нет, но оно имеется на свободных нерабочих поверхностях стержня и на температурный режим в нем влияет через комплекс m_1 ; 4 – все поверхности стержня имеют покрытия. Таким образом, наиболее благоприятным следует считать последний случай; величина комплекса m_1 больше влияет на характер теплового состояния, чем приведенная теплопроводность сплава (сравниваем ход кривых 2 и 3 на рис.3.15).





Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

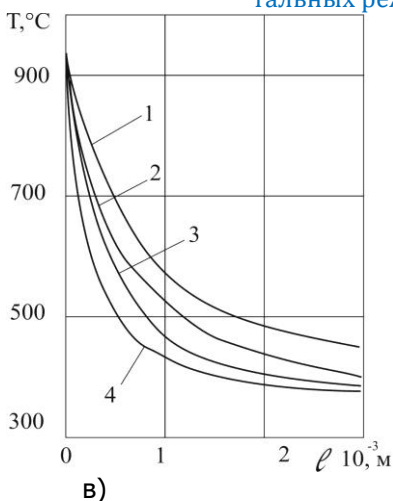


Рис. 3.15. Влияние покрытия TiC на температурное распределение в твердом сплаве T15K6 при трении о заготовку из стали 35 ($l_k=1 \cdot 10^{-3}$ м): 1 – покрытие TiC на T15K6 нет; 2 – покрытие TiC присутствует в зоне трения; 3 – покрытия нет, оно присутствует на свободных поверхностях стержня; 4 – T15K6 имеет покрытия TiC на всех поверхностях; а - $v=1,5$ м/с; б - $v=3,0$ м/с; в - $v=3,5$ м/с

В гл.2 на основе теоретического анализа температурных распределений в твердых сплавах разных марок, отличающихся коэффициентами теплопроводности, было показано, что размеры термически активной зоны Δ определяются величиной $gradT$, который зависит от теплофизических констант и материала контртела. В этой связи изучали влияние покрытий различного состава на изменение температурных распределений в твердосплавных стержнях при трении их о контртело с малой и высокой теплопроводностью.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

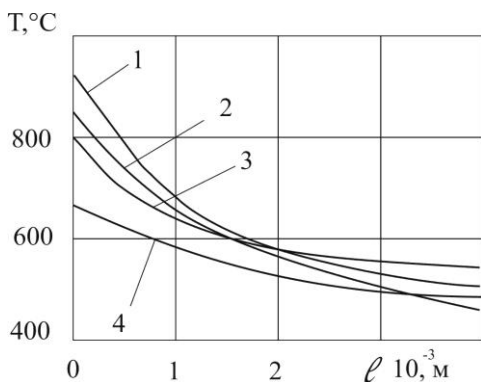


Рис.3.16. Температурное распределение в твердых сплавах при трении по титановому сплаву BT3-1 ($l_k=2.10^{-3}$ м, $v=0,5$ м/с):
 1 – T15K6+TiC; 2 – T15K6;
 3 – BK8+Cu

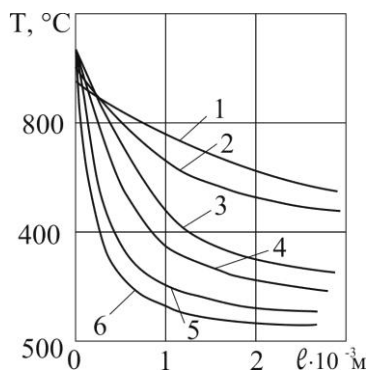


Рис.3.17. Температурное распределение в твердых сплавах при трении по стали 35 ($v=2,0$ м/с; $l_k=1.10^{-3}$ м):
 1 – BK8+Cu; 2 – BK8; 3 – KHT-16;
 4 – T15K6; 5 – T15K6+TiC;
 6 – T15K6+Al₂O₃

На рис.3.16 и 3.17 приведены некоторые результаты теоретических расчетов для трения по стали 35 и титановому сплаву BT3-1, из которых видно, что величина $gradT$ на твердых сплавах и зона действия высокого $gradT$ определяются как теплофизическими свойствами покрытия и основы, так и материала контртела. В этой связи сделаем следующее заключение.

Если материал контртела имеет высокую теплопроводность и теплоемкость (коэффициент теплового насыщения $\sqrt{\lambda c \rho}$), то для снижения тепловой напряженности следует использовать инструментальный материал с низкой теплопроводностью и удельной теплоемкостью. Температурный градиент на пластине из инструментального материала оказывается наибольшим, зона прогрева уменьшается, что обуславливает снижение поверхностных и объемных температур. Аналогичный эффект достигается, если на пластину из высокотеплопроводного твердого сплава нанесено тонкослойное покрытие с низкой теплопроводностью, например TiC, при этом не обязательно, чтобы покрытие находилось в зоне трения. В этом случае его влияние проявляется косвенно за



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

счет изменения условий теплообмена с окружающей средой (коэффициент m_1); наибольший эффект обеспечивают покрытия



Когда материал контртела имеет малую теплопроводность и теплоемкость, то он не в состоянии отвести из зоны трения мощный тепловой поток, и его большая часть (по сравнению с предыдущим случаем) пойдет в инструментальный материал.

Уменьшение тепловой напряженности контактной зоны за счет высокой теплопроводности основы или покрытия дает оптимальную температуру материала контртела. Этот эффект в наибольшей степени проявляется на высокотеплопроводных покрытиях (медь, серебро), а влияние такого покрытия, аналогично предыдущему, может быть прямым и косвенным (эффект «радиатора»).

Этим объясняются результаты исследований тепловых полей при резании с покрытиями и базовыми твердыми сплавами, полученные другими авторами, исходя из совершенно иных физических предпосылок. В работах Наяка, Ляна и Су (цитируем по [150, 179] отмечалось, что покрытия понижают температуру режущего клина, но авторы не приводят конкретных цифровых данных. И.П. Третьяков и др. [222] показали, что применение покрытий в 1,5-2 раза «сокращает температурное поле резца». На рис.3.18. показано распределение температур по нормали к передней поверхности, построенное нами на основании характеристик теплового поля резцов при точении [222]. Видно, что зона прогрева со стороны передней поверхности при работе с покрытием снижается, растут температурные градиенты по сравнению с базовым твердым сплавом.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$T, ^\circ\text{C}$

Рис.3.18. Распределение температур по нормали к передней поверхности, построенные по данным И.П. Третьякова и др. [222] (точение стали 30ХГСА, $\nu=1,17\text{м/с}$, $s=0,45 \cdot 10^{-3}\text{м/об}$, $t=2\text{мм}$): 1 - ВК6; 2 - ВК6+ TiN

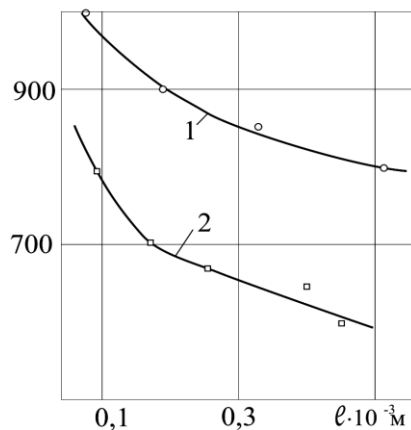
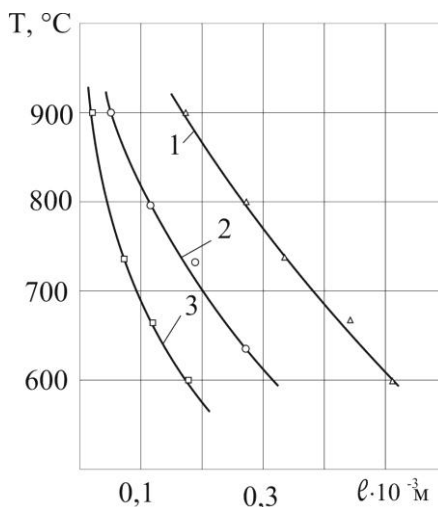


Рис.3.19. Распределение температур по нормали к передней поверхности быстрорежущих резцов при точении по данным Е. Трента [221] ($\nu=3,02\text{ м/с}$): 1 - без охлаждения; 2 - охлаждение поливом; 3 - охлаждение со стороны вспомогательной задней поверхности



Небезынтересно привести здесь и распределения температур в резцах при различных способах охлаждения, построенные нами по данным Е.Трента [221]. Из рис. 3.19 следует, что интенсивный теплоотвод из зоны резания благодаря подаче охлаждения под давлением через сопло на вспомогательную заднюю поверхность обеспечивает резкое увеличение температурного градиента, так как зона прогрева уменьшается и одновременно в поверхностной зоне глубиной до 1 мм понижается температура.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Так, если на глубине 200 мкм от передней поверхности температура при резании всухую равна 870°C , при охлаждении поливом – 750° , то при охлаждении вспомогательной задней поверхности под давлением она составляет 650° , т.е. разница по сравнению с обработкой всухую составляет 220°C .

Применяя внутреннее «рассольное» охлаждение полости державки резца под механически закрепляемой пластинкой, А.А. Аваков и др. [260] получили, по сравнению с точением всухую, изменение теплового состояния в пластине твердого сплава, когда при внутреннем охлаждении растут $gradT$ по нормали к передней поверхности, а поверхностные температуры в контактной плоскости снижаются.

Сравнивая результаты экспериментов Е.Трента [221], расчетные данные А.А. Авакова [2] и экспериментальные данные И.П. Третьякова [222] с нашими исследованиями теплового состояния твердых сплавов с покрытиями в условиях трения по стали 35, приходим к выводу об одинаковой термодинамической природе процессов охлаждения и косвенного влияния покрытий на процесс трения (резания).

Чтобы подтвердить гипотезу косвенного влияния покрытий на тепловой режим твердосплавных материалов и одновременно проверить влияние теплофизических свойств основы на температурное распределение, проводились эксперименты на установке трения по схеме «контртело – прямоугольный составной стержень», смонтированной на базе токарно-винторезного станка ИК625. Исследовали пары трения, составленные из твердых сплавов марок ВК8, Т15К6, КНТ-16, Т15К10 с покрытиями из TiC , Cu (стержни) и сталей 35, 12Х18Н9Т (вращающийся вал). Ввиду технической сложности применения закладных термопар для твердых сплавов распределение температур по нормали к поверхности трения изучали, нанося на его боковую поверхность тонкие пленки чистых металлов и солей, меняющие свой цвет по достижении и превышении температуры их плавления [150, 223], (см. рис.2.12). Для исключения влияния пленок на тепловой режим неподвижного образца использовали стержень, составленный из двух пластин, между которыми находилась пленка [227].



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Результаты экспериментального распределения температур по нормали к поверхности трения для разных марок твердых сплавов при трении по стали 35, жаропрочной стали 12Х18Н9Т и титановому сплаву ВК3-1

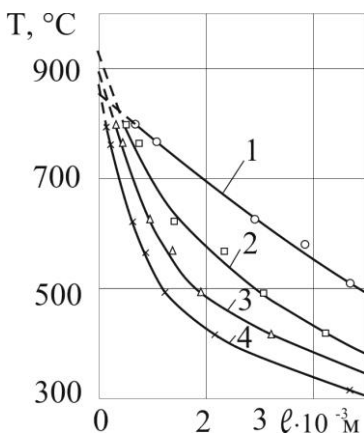


Рис.3.20. Температурное распределение в твердых сплавах при трении по валу из стали 35 ($v=3,5\text{м/с}$, $l_x=1\cdot 10^{-3}\text{м}$):

- 1 - ВК8; 2 - КНТ-16;
3 - Т15К6; 4 - Т15К6+TiC

приведены на рис.3.20-3.22. Пунктирные линии на графиках соответствуют аппроксимации экспериментальных результатов на поверхность трения. Анализ экспериментальных результатов температурного распределения в неподвижном стержне для разных марок твердых сплавов (ВК8, Т15К6, КНТ-16, Т15К6+TiC) показывает, что при трении по высокопроводной заготовке из стали 35 наименьшие значения температур в поверхностной зоне $0 \leq x \leq 2-3$ мм наблюдаются для твердых сплавов Т15К6+TiC и Т15К6. Видно, что с увеличением коэффициента теплопроводности твердых сплавов от

Т15К6+TiC до ВК8 возрастают объемные температуры, снижаются поверхностные температурные градиенты (см. рис.3.20). На глубине 1 мм от поверхности трения разница в температурах для ВК8 и Т15К6+TiC составляет примерно 200°C . Перепад температур между поверхностной и замеренной на расстоянии 1 мм от нее составляет $300-400^\circ\text{C}$. Сопоставление результатов теоретического расчета и экспериментальных данных указывает на удовлетворительную корреляцию не только качественного распределения температур, но и количественного их совпадения (с погрешностью не более 10%).

При трении по малотеплопроводным (в 2 раза меньше, чем сталь 35) стали 12Х18Н9Т (см. рис.3.21) и титановому сплаву ВТ3-1 (см.рис.3.22) температурное распределение характеризуется небольшими перепадами температур по нормали к поверхности трения, но объемные зоны стержня прогреваются глубже. По-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

видимому, это обстоятельство обусловлено спецификой теплообразования при трении по малотеплопроводному материалу, когда увеличивается отношение максимальной поверхностной температуры к мощности теплообразования (T_n/q) по сравнению с трением по высокотеплопроводному материалу. Из-за невозможности реализации таких условий, как при трении по высокотеплопроводному материалу, температурный градиент при трении по стали 12X8H9T и сплаву ВТ3-1 не играет такой положительной роли в снижении поверхностных и объемных температур, как при трении по стали 35. Наиболее эффективными методами снижения поверхностных и объемных температур, по нашему мнению, является применение твердых сплавов с высокими значениями коэффициентов теплопроводности и теплового насыщения ($\sqrt{\lambda c \rho}$). С точки зрения тепловой напряженности материала в этом случае наиболее эффективны сплавы ВК8+Cu и ВК8; малотеплопроводные покрытия TiC и TiN на Т15К6, наоборот, увеличивают значения поверхностных и объемных температур (площадь под кривой температурного распределения минимальна для ВК8 с медным покрытием и увеличивается с уменьшением теплопроводности твердого сплава).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

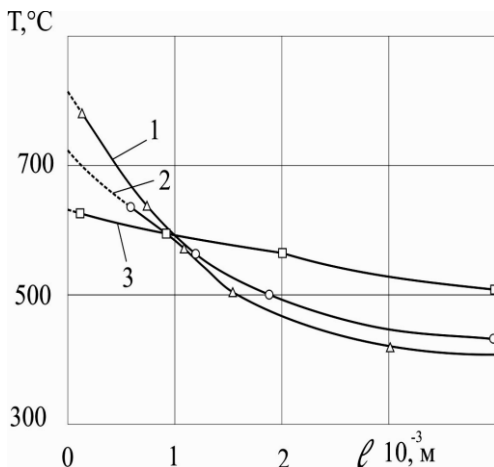


Рис.3.21. Температурное распределение в твердых сплавах при трении по стали 12X18H9T ($v=3,5\text{м/с}$, $l_k=1\cdot 10^{-3}\text{м}$):

1 - T15K6+TiC; 2 - BK8; 3 - BK8+Cu

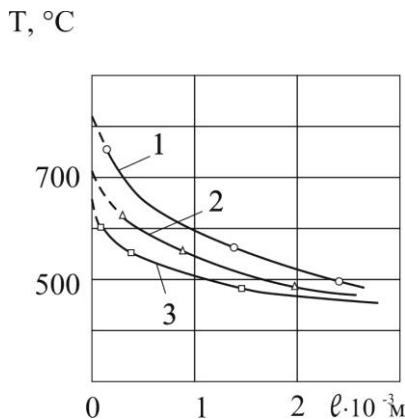


Рис.3.22. Температурное распределение в твердых сплавах при трении по сплаву BT3-1 ($v=0,35\text{м/с}$, $N=650\text{Н}$, $l_k=2\text{мм}$):

1 - T15K6+TiN; 2 - T15K6; 3 - BK8

Результаты экспериментального изучения температурных распределений в твердых сплавах, в том числе и с покрытиями, подтвердили данные теоретических расчетов, причем тепловое состояние твердого сплава с покрытием обусловлено было теплофизическими свойствами контртела и приведенным коэффициентом теплопроводности сплавов с покрытиями. Серией специальных экспериментов [227] с помощью пленок доказана роль покрытий в изменении условий теплообмена с окружающей средой. Пятигранные пластины твердого сплава T15K6 с покрытием из TiC (толщиной 5-10 мкм) испытывали на трение по стали 35 по четырем вариантам: первый - покрытие сошлифовывалось со всех поверхностей пластин; второй - покрытие оставлялось только на поверхности трения; третий - покрытие удалено из зоны трения, но сохранялось на остальных поверхностях пластин; четвертый - пластины имели покрытие на всех поверхностях. Оказалось, что наибольшие $gradT$ возникают, если покрытие сохраняется на всех поверхностях пластины твердого сплава (см. рис.3.23, кривая 4), в результате площадь под кривой темпера-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

турного распределения минимальна. Высокие температуры в объеме стержня соответствуют условиям трения, когда сплав не имеет покрытия (см. рис.3.23, кривая 1); покрытие на нерабочих поверхностях пластин в большей степени влияет на характер распределения температур, чем наличие его только в зоне трения (см. рис.3.23, кривые 2 и 3). Экспериментальные данные удовлетворительно согласуются с расчетными (см. рис.3.15) и показывают, что тонкослойные покрытия косвенно влияют на тепловой режим так же, как действие объемного источника теплопоглощения или дополнительное охлаждение.

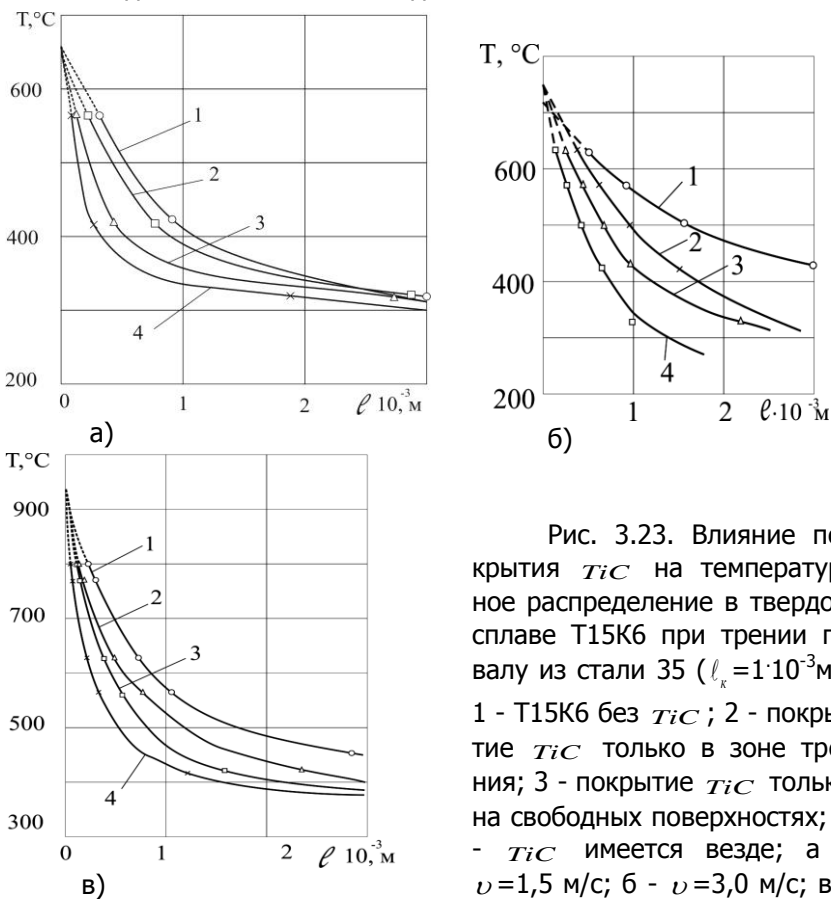


Рис. 3.23. Влияние покрытия TiC на температурное распределение в твердом сплаве T15K6 при трении по валу из стали 35 ($l_k = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$): 1 - T15K6 без TiC ; 2 - покрытие TiC только в зоне трения; 3 - покрытие TiC только на свободных поверхностях; 4 - TiC имеется везде; а - $v = 1,5 \text{ м/с}$; б - $v = 3,0 \text{ м/с}$; в - $v = 3,5 \text{ м/с}$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

3.4. Краевые эффекты при изнашивании твердых сплавов с износостойкими покрытиями

Косвенное влияние тонкослойных покрытий на характер температурного распределения в твердых сплавах при трении, проявляющееся в изменении условий теплообмена со средой (через комплекс m или критерий Био), обуславливает в итоге (при правильно выбранном сочетании теплофизических свойств материалов покрытия, основы твердого сплава и контртела) уменьшение зоны прогрева сплава до высоких температур и плотности накопленной в материале тепловой энтропии. Как было отмечено выше, покрытия, сохраняясь некоторое время на площадке контакта твердого сплава с контртелом, могут оказать и прямое влияние на характер температурного распределения. В этом случае они играют роль теплового барьера, понижая приведенный коэффициент теплопроводности инструментального материала. Однако для большинства условий трения, особенно на высоких скоростях, этот механизм не может быть доминирующим, так как покрытие быстро разрушается и уносится из зоны трения. Об этом косвенно может свидетельствовать и тот факт, что максимальные поверхностные температуры в центре площадки контакта, по нашим данным, практически одинаковы для обычного сплава T15K6 и покрытого TiC или TiN .

Необходимо упомянуть здесь еще об одном аспекте влияния тонкослойных покрытий на тепловое состояние инструментальных материалов через так называемые краевые эффекты [150, 182, 224]. Изучением процесса контактного взаимодействия твердых сплавов с покрытиями в паре с конструкционными материалами при трении было установлено, что независимо от величины нормальной нагрузки покрытия всегда сохраняются в краевых зонах площадки контакта (0-1-2 – 0'1'2', 3-4 – 3'4' и 0-5-6, рис.3.24). Такая схема соответствует контактированию стружки с передней, а заготовки – с задней поверхностями инструмента при резании. Сохраняясь в краевых зонах, покрытие может влиять на тепловой режим материала при трении, причем это влияние может проявляться по-разному.

Во-первых, на краях лунки износа (см. рис.3.24, участки 0-1-2 и 3-4) покрытие «разгружает» контакт, так как коэффициент трения по слою покрытия снижается на 15-25%, и на эту же величину уменьшается мощность теплообразования на краевых участках. Поэтому тормозится развитие во времени ширины



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

площадки износа h_3 при трении о контрвал или длины лунки l_k на передней поверхности инструмента. Несомненно, что для эффективной разгрузки контакта в краевых зонах на первый план должны выступать такие свойства покрытия, как высокая твердость, износостойкость, антифрикционность и прочность сцепления с основой.

Наблюдения за площадками износа и тепловыми полями твердосплавных пластин показали, что покрытия TiC и TiN на твердых сплавах уменьшают как длину l_k , так и глубину h_n лунки износа (см. рис.3.24).

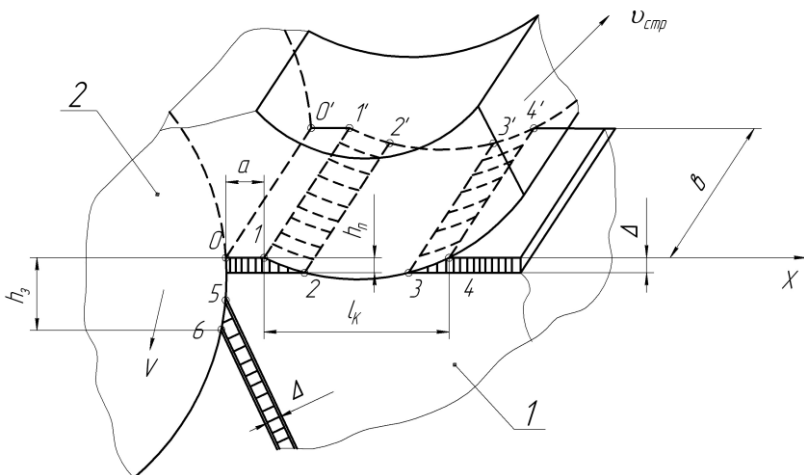


Рис.3.24. Схема контакта при резании металлов: h_3 - износ по задней поверхности инструмента; l_k , b , h_n -длина, ширина и глубина лунки износа соответственно; a - размер полочки; Δ - толщина покрытия; 1-инструмент; 2-заготовка

Во-вторых, краевые участки покрытия могут принимать активное участие в теплоотводе из зоны трения из-за специфики процесса, когда контактная площадка ограниченных размеров формируется в полубесконечном теле. Для подтверждения этой гипотезы нами проведены опыты по изучению с помощью тонких пленок [150,160] изотерм в пластинах твердого сплава в плоскости XOY, нормальной к поверхности трения в направлении длины контакта l_k . Обработкой экспериментальных изотерм найдены температурные распределения на поверхности формирования контакта пластин обычного твердого сплава T15K6 и покрытого



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

TiN при трении по стали 35 [150,224] (рис.3.25). Температуры в центре площадки контакта находили аппроксимацией экспериментальных данных по изотермам; эти результаты удовлетворительно согласуются с расчетами по формуле (2.24) для максимальной поверхностной температуры. Сравнивая попарно температурные распределения в направлении длины контакта ℓ_k (оси OX), видим, что покрытие TiN локализует температурное распределение по плоскости как в направлении оси OX , так по нормали к поверхности трения OY . С увеличением скорости трения покрытие TiN по сравнению с обычным сплавом Т15К6 обеспечивает большую локализацию температурного поля к поверхности трения. Максимальные температуры в центре площадки контакта при этом в обоих случаях практически одинаковы.

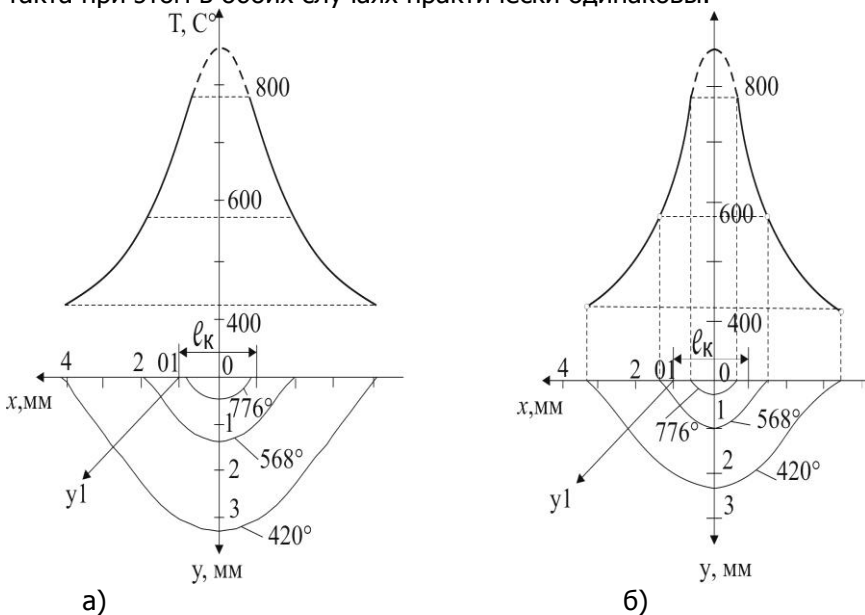


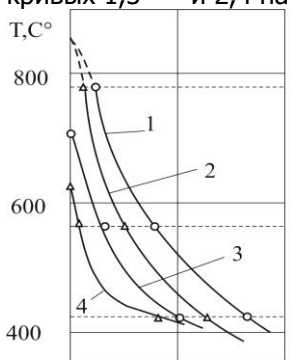
Рис.3.25. Температурное распределение в пластинах твердых сплавов при трении по стали 35 ($v=2,88$ м/с, $N=400Н$): а - Т15К6; б - Т15К6+ TiN

Наиболее информативны результаты температурных распределений в сплавах Т15К6 и Т15К6+ TiN по нормали к изотермической поверхности в краевых зонах в направлении оси $O1Y1$ (см. рис.3.25). Оказалось, что именно в этих зонах от применения покрытий происходит резкое снижение температур (см. рис.3.26, кривые 3 и 4): поверхностных на $60-100^{\circ}C$;



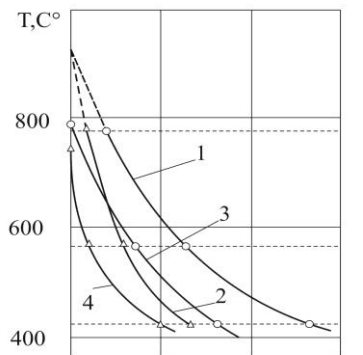
Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

объемных (на расстоянии 1мм от поверхности контакта по оси O1Y1) – на 100-180°С, причем кривые 3 и 4 эквидистантны кривым температурных распределений по линии OY (сравниваем ход кривых 1,3 и 2,4 на рис.3.26).



0(01) 2 Y(Y1) мм

а)



0(01) 2 4 Y(Y1) мм

б)

Рис.3.26. Температурное распределение в пластинах твердых сплавов по нормали к изотермическим поверхностям при трении по стали 35 ($N=400H$): а - $v=2,88$ м/с; б - $v=3,6$ м/с; 1, 3 - T15K6; 2,4 - T15K6+ TiN; 1, 2 – сечение по оси OY; 3, 4 – сечение по оси O1Y1 (см. рис.3.25)

Полученные результаты свидетельствуют об интенсивной теплоотдаче через краевые участки покрытия, что по величине коэффициента α в формуле $m_1 = \sqrt{\alpha\sigma/\lambda F}$ соответствует условиям вынужденного конвективного теплообмена для воздуха. Вопрос о физической природе этого явления до конца не выяснен и требует дальнейшего изучения. Можно лишь предположить, что интенсивный отвод тепла тонким слоем покрытия происходит в направлении плоскости контакта и осуществляется по иному механизму, чем вынужденная конвекция.

Таким образом, механизм влияния тонкослойных покрытий на процесс трения связан с изменением теплового состояния зоны трения, локализацией температурного поля в изнашиваемом материале к плоскости контакта и уменьшением плотности, накопленной материалом тепловой энтропии в объеме, т.е. имеет термодинамическую природу. Однако в специфических условиях контактного взаимодействия, например, при трении о материалы с невысокими механическими характеристиками (цветные металлы и их сплавы, малоуглеродистые стали), допустимо сохранение покрытия на контактной площадке и прямое влияние его на про-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

цесс изнашивания. Высокая антифрикционность даже островных участков покрытия может проявиться, к примеру, в условиях резания на операциях сверления [45] и развертывания, где покрытие может сохраняться на направляющих ленточках и предохранять их от износа.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

3.5. Экспериментальная оценка влияния покрытий на трение и износ твердых сплавов

Выполненный теоретический анализ теплового состояния твердых сплавов с покрытиями основывался на допущении сохранения покрытия в зоне трения. Естественно предположить, что в этом случае покрытие может изменить и фрикционные характеристики контакта. Чтобы проверить упомянутую выше гипотезу А.Н. Резникова, данные И.П. Третьякова, А.С. Верещаки, В.М. Мацевитого и других авторов о том, что покрытие снижает силы трения, нами были проведены исследования сил трения при изнашивании обычных твердосплавных пластин и с покрытиями.

Экспериментами по изучению динамики изменения усилий резания и трения (нормальная нагрузка оставалась постоянной $N=600\text{Н}$) твердыми сплавами с покрытиями было обнаружено характерное изменение силы трения F от времени работы и скорости для пар «сталь 35-Т15К6» и «сталь 35-Т15К6+TiC» (рис.3.27), а для шведского сплава $G\text{C}15(\text{TiC} + \text{Al}_2\text{O}_3)$ (рис. 3.28). На малых и средних скоростях закономерность изменения силы трения F характеризуется двумя участками малой и увеличенной силами трения. Первая зона соответствует изнашиванию, когда покрытие в зоне трения еще сохраняется и выполняет функции антифрикционной прослойки между трущимися телами. Для скорости трения $v=1,75$ м/с эта зона соответствует времени 24 с (см. рис.3.27, а); с увеличением v длительность трения при сохранении покрытия в зоне трения уменьшается на $v=2,2$ м/с; сила трения стабилизируется через 9 с, а при $v=3,5$ м/с изменение F для сплава Т15К6+TiC и Т15К6 одинаково как по величине, так и по времени трения (расстояние между штрихами отметчика времени соответствует 1с). При $v=1,75$ м/с разница между F в двух временных интервалах составляет 25%, при $v=2,2$ м/с – 17%, т.е. с ростом v разница снижается и на больших скоростях исчезает вовсе.

Аналогичная закономерность обнаружена для сплава $G\text{C}15$ с комбинированным покрытием (TiC - нижний слой, Al_2O_3 - верхний слой). На средних скоростях трения (см. рис.3.28) покрытие, сохраняясь в зоне трения, уменьшает силу трения F от 32% ($v=1,75$ м/с) до 19% ($v=2,2$ м/с). В первом приближении эти факты указывают на то, что при высоких скоростях покрытия TiC, Al_2O_3 , достаточно прочно сцепляющиеся с основным материалом твердого сплава, практически через 1-2 с трения



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

удаляются из зоны контакта и не могут в дальнейшем оказать прямого влияния на процесс трения.

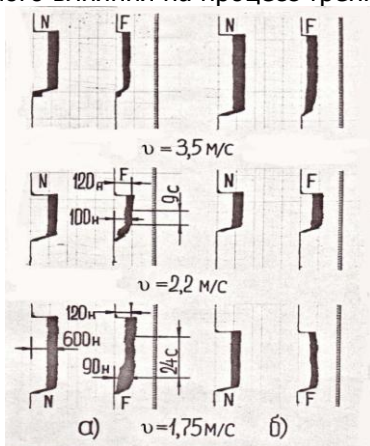


Рис. 3.27. Изменение силы трения F от времени при изнашивании сплавов T15K6+TiC (а) и T15K6 (б) на различных скоростях трения по стали 35

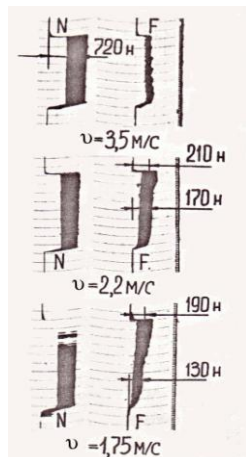


Рис. 3.28. Изменение силы трения F от времени при изнашивании сплава GC15 (покрытие TiC + Al_2O_3) на различных скоростях трения по стали 35

Величина коэффициента трения, если покрытие присутствует в зоне контакта, равна 0,15 ($v = 1,75$ м/с, рис. 3.27) и меньше в 1,3 раза, чем в установившемся режиме, когда покрытие удалено из контактной плоскости. Для $v = 3,2$ м/с это снижение составляет 18%; для шведского сплава GC15 (с верхним слоем покрытия из Al_2O_3) в установившемся режиме коэффициент трения $f = 0,26$, а с покрытием снижается в 1,4-1,2 раза (меньшее значение для большей скорости).

Эти данные позволяют утверждать, что в реальных условиях контактного взаимодействия при изнашивании инструментальных материалов с покрытиями уменьшение коэффициентов трения и тепловыделение на контакте (до 30%) реально в течение нескольких секунд от начала трения. В дальнейшем покрытие, по-видимому, удаляется из зоны контакта, и сила трения принимает такие же значения, как и при трении сплава, не имеющего покрытия.

Чтобы подтвердить эту гипотезу, изношенные пластины твердых сплавов с покрытием TiC после трения и резания изу-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

чали с помощью микроанализаторов *MS-46* и Микроскан-5. Испытаниям подвергали однокарбидные сплавы ВК6 с покрытием из *TiC* при трении и резании углеродистой стали 35. Отсутствие титана в инструментальном и обрабатываемом материалах методически упрощало выполнение результатов анализа. Непрерывную запись интенсивности характеристического излучения от *Fe*, *Ti*, *W* и *Co* (попарно) осуществляли с поверхностей трения, а также с передних и задних поверхностей резцов после работы через различные промежутки времени. Это позволило проследить динамику поведения покрытия в процессе трения. Снимками в поглощенных электронах (100×100 мкм) фиксировали изменение топографии поверхности трения.

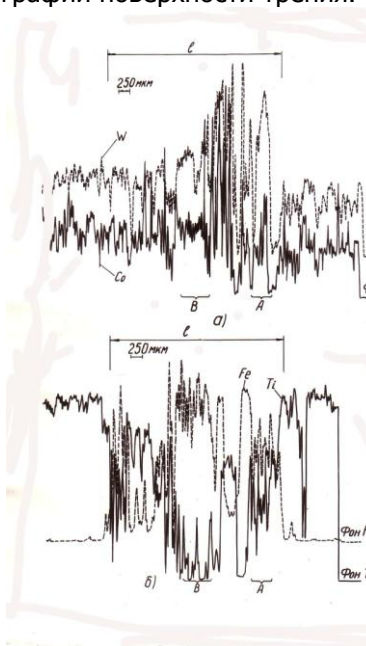


Рис. 3.29. Распределение элементов *W*, *Co*, *Fe* и *Ti* на площадке износа пластины ВК6+*TiC* при трении ($S=0,07$ мм/об, $N=450$ Н, $\nu=1,52$ м/с; $t=30$ с); Микроскан-5: $I=0,35 \cdot 10^{-6}$ А, $U=20$ кВ

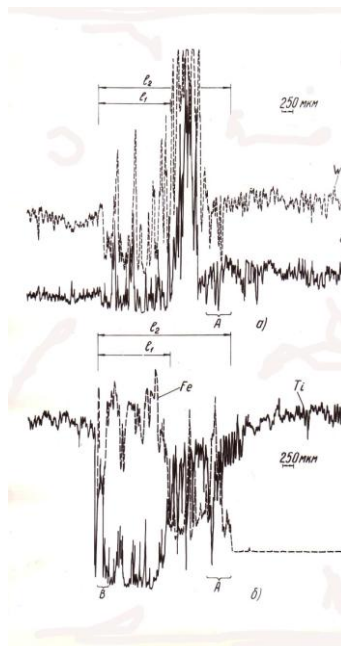


Рис. 3.30. Распределение элементов *W*, *Co*, *Fe* и *Ti* на площадке износа пластины ВК6+*TiC* при трении $S=0,07$ мм/об, $N=450$ Н, $\nu=1,52$ м/с; $t=3$ мин); Микроскан-5: $I=0,35 \cdot 10^{-6}$ А, $U=20$ кВ

Расшифровка записей интенсивностей излучения с двадцати образцов показала следующие особенности изнашивания твердых сплавов с покрытиями. Независимо от скорости



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

скольжения (она изменялась от 1,5 до 3,0 м/с) и времени трения (10с, 30с, 1,5 и 3 мин.) наблюдался интенсивный перенос материала контртела на поверхности твердого сплава. Практически уже через 30с после начала трения покрытие в центре пятна контакта сохраняется лишь в виде островков разного размера и полностью остается на поверхности твердого сплава за пределами контактной площади (рис.3.29). С увеличением времени трения на границе пятна контакта в направлении скорости трения скапливаются унесенные из зоны трения частицы материала покрытия темно-серого цвета. Интенсивность излучения титана на этом участке максимальная (см. рис.3.29, б, слева) и примерно такая же, как и в начале площадки трения (см. рис.3.29, б, справа). Картина принципиально не изменяется при записи интенсивности излучения и через 3 мин. (см. рис. 3.30,б). В этом случае на участке фактической длины контакта (размер l_1) слой покрытия TiC отсутствует, и поверхность покрыта железом.

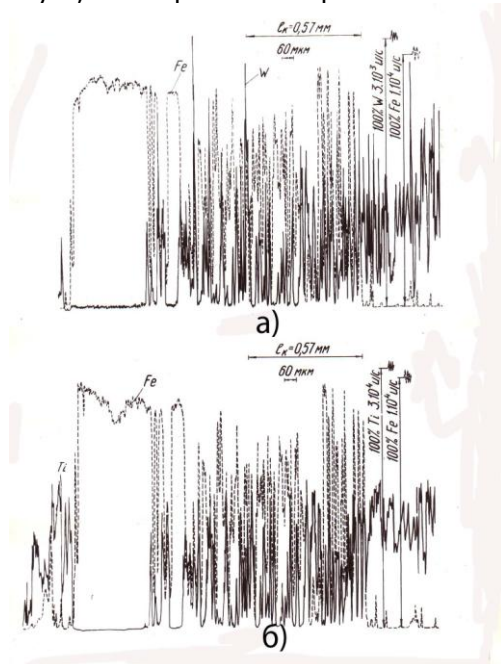


Рис. 3.31 Распределение элементов W , Fe и Ti на площадке износа пластины $VK6+TiC$ при трении ($s=0,07$ мм/об, $v=3,8$ м/с; $t=10,0$ с) $MS-46: I=50$ мА, $U=20$ кВ

С увеличением скорости трения (3,8 м/с) на площадке износа обнаружено регулярное чередование участков покрытия



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

TiC и перенесенного с контртела железа размерами по площади примерно 15-30 мкм (рис.3.31) после трения всего лишь в течение 10 с.

Снимки середины площадки износа в характеристическом рентгеновском излучении (L_W , K_{Fe} и K_{Ti}) показывают (рис.3.32-3.34), что большая часть поверхности закрыта слоем Fe и в промежутках находятся островки покрытия TiC (светлые пятна на рис. 3.32-3.34, в и г соответственно).

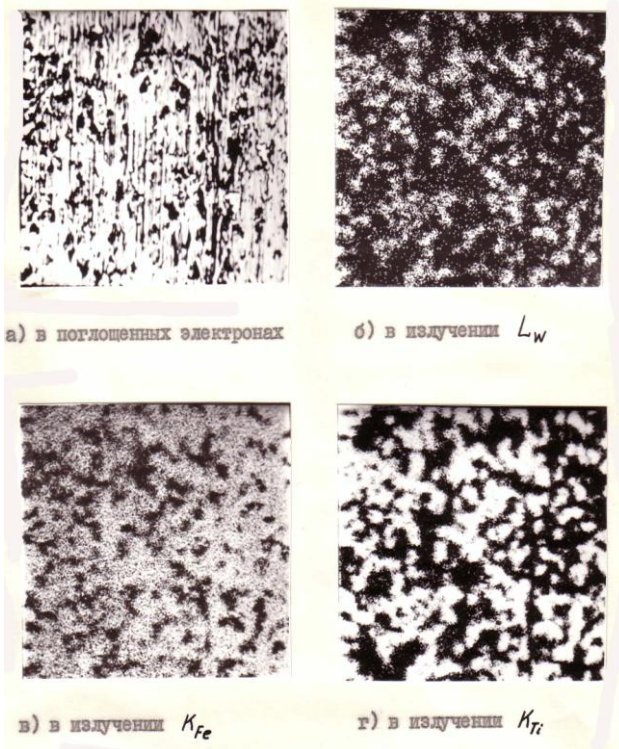


Рис. 3.32. Распределение w (б), Fe (в) и Ti (г) на поверхности контакта при трении $VK6+TiC$ по стали 35 (середина зоны трения) ($N=450Н$, $v=3,8$ м/с, $t=10с$); на $MS-46: I=50mA$, $U=20кВ$; а - съемка в поглощенных электронах

Топография поверхности (рис.3.32,а–3.34,а снимки в поглощенных электронах) свидетельствует о протекании интенсивных пластических деформаций перенесенного железа (см. рис.3.32-3.34 светлые участки). Этот процесс сопровождается периодическим срывом и уносом с поверхности трения пленок перенесенного железа обрабатываемой стали вместе с участками по-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

крытия и последующим их повторным образованием. Полученные снимки в K_{Ti} - излучении с поверхности этого же образца, но через 30 с и 1,5 мин трения показывают аналогичное распределение титана, но участки с титановыми покрытиями занимают уже меньшую площадь и имеют дискретные размеры порядка 5-10 мкм (см. рис.3.33-3.34).

Микрорентгеновский анализ изношенных при резании задних поверхностей пластин ВК8, покрытых TiC , подтвердил наличие обнаруженных при трении закономерностей: интенсивный перенос железа на площадку контакта, периодический отрыв пленки Fe вместе с пленкой покрытия и уменьшение, в итоге, относительной площади контакта, покрытой TiC . Через 10 мин резания на площадке контакта задней поверхности резцовой пластины слой TiC покрывает около 15-20% площади.

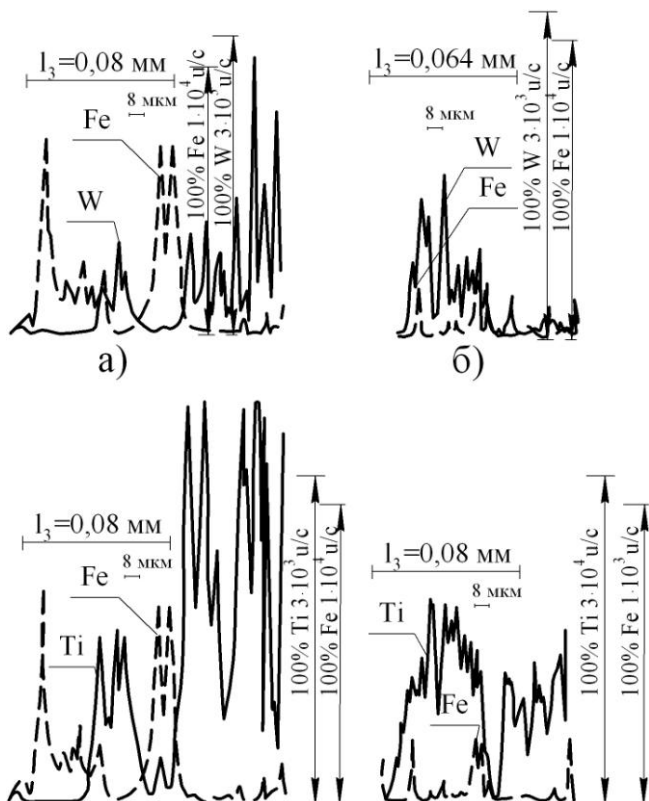


Рис. 3.35. Распределение w , Fe и Ti на задней поверхности



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

сти пластин $ВК6+TiC$ при точении стали 35 ($v=3,8$ м/с; $s=0,07$ мм/об., $t=1\cdot 10^{-3}$ м): а - время резания – 4 мин; б - время резания 2 мин; $MS-46, I=50$ мкА; $U=20$ кВ (а - съемка в поглощенных электронах)

На рис. 3.35 показано распределение Ti, Fe и w на задней поверхности (скорость резания и нагрузка на лезвие соответствовали условиям трения) через 4 минуты резания (см. рис.3.35, а) и 2 (см. рис.3.35, б). Сравнивая распределения элементов (см. рис. 3.35, а, б; нижние фрагменты), можно установить, что так же, как и при трении на задней поверхности имеются перенесенные в виде пленок частицы железа, чередующиеся с покрытием TiC . На это указывает тот факт, что пики интенсивностей для титана и железа по длине контакта не совпадают, т.е. участки прорыва и уноса пленки TiC заполняются перенесенным материалом контртела – железом (на рис.3.35, а и б картины интенсивностей излучения K_{Fe} и K_{Ti}). С увеличением времени контактирования, как видно, уменьшается площадь, покрытая карбидом титана.

Полученные экспериментальные результаты при изнашивании в условиях трения твердых сплавов с тонкослойными покрытиями разного состава как основа для предварительных выводов о физической природе влияния покрытий на износ проверялись широкомасштабными исследованиями в условиях резания [3, 41, 67, 148, 160, 180, 182, 193, 228, 230, 235], выполненных под руководством и при участии автора монографии. В качестве основных обрабатываемых материалов были выбраны углеродистая сталь 35 и титановый сплав ВТ3-1, отличающиеся более чем в два раза значениями теплофизических характеристик. Для трения и резания применяли пятигранные неперетачиваемые пластины формы $PNGN-110416$ по ГОСТ 19064-73 из отечественных твердых сплавов марок ВК8, Т15К10 и Т15К6, а также твердые сплавы $GCO15$ (фирма «Сандвик Коромант», Швеция) и 1025 (фирма «Hartу», Германия).

Применялись малотеплопроводные покрытия TiC, Al_2O_3, TiN , комбинированные покрытия $TiC + TiN$, а также высокотеплопроводные медь и серебро.

При резании оценивали относительный износ резцов по методике проф. А.Д. Макарова [113]. Износ пластин по лунке измеряли на профилограммах, снятых с поверхностей трения, которые предварительно травились для удаления перенесенных частиц материала контртела. В экспериментах в широких пределах варьировалась скорость резания для параллельного решения задачи о



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

влиянии твердых сплавов и типа покрытий на величину оптимальной скорости, соответствующей минимуму относительного износа. Сравнительные испытания проводили таким образом, что обычные пластины, во избежание разброса их по износостойкости в пределах разных покрытий, получали удалением слоя покрытия со всех граней пластин алмазным шлифованием.

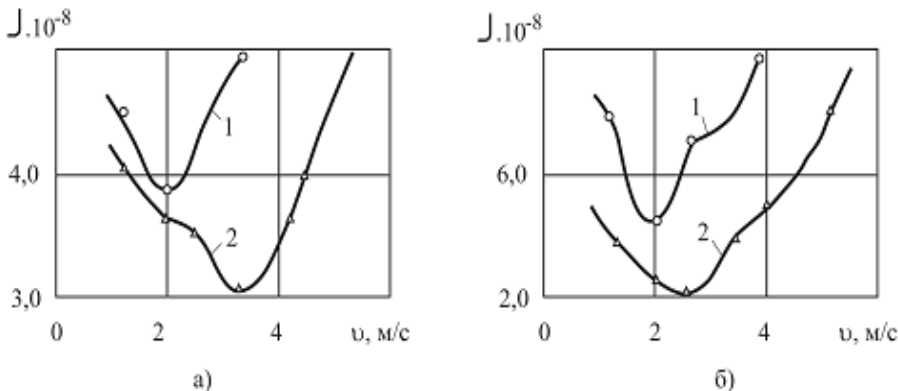


Рис. 3.36. Влияние покрытия TiC на относительный износ пластин Т5К10 при точении стали 35 ($t=0,5 \cdot 10^{-3} м$; $S=0,11 \cdot 10^{-3} м/об$ (а) и $S=0,3 \cdot 10^{-3} м/об$ (б)): 1 - Т5К10; 2 - Т5К10+ TiC

Экспериментальные результаты испытаний твердых сплавов на износ приведены на рис.3.36. При резании твердыми сплавами Т5К10 стали 35 (см. рис.3.36,б) малотеплопроводные покрытия TiC уменьшают износ по сравнению с непокрытым сплавом в диапазоне скоростей от 1,5 до 5 м/с, а покрытие TiC «сдвигает» оптимальную скорость, для которой износ минимален, в сторону больших значений. С ростом скорости резания (температуры) степень влияния покрытий возрастает; при оптимальной скорости покрытие TiC снижает величину износа по сравнению с базовым сплавом Т15К10 в среднем в 1,5-2 раза. Комбинированное покрытие $TiC + TiN$, нанесенное на твердый сплав Т15К6 газовой фазой методом, уменьшает величину износа твердого сплава в среднем в 1,3-1,4 раза и сдвигает величину оптимальной скорости в диапазоне значений 3,5-4 м/с (см. рис. 3.37, а, кривые 1 и 2).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

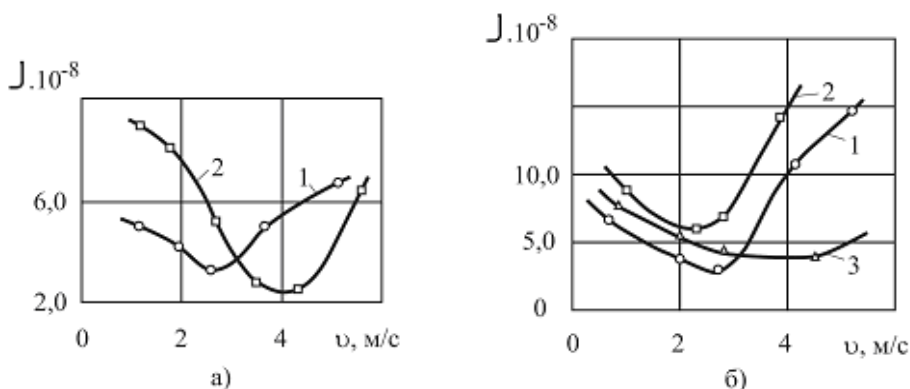


Рис. 3.37. Влияние состава покрытий на износ сплава Т15К6 и ВК8 при точении стали 35: а – 1 – Т15К6; 2 – Т15К6+($TiC + TiN$) ($t = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $S = 0,3 \cdot 10^{-13} \text{ м/об}$); б – 1 – ВК8; 2 – ВК8+ Cu ; 3 – ВК8+($TiC + TiN$) ($t = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $S = 0,11 \cdot 10^{-3} \text{ м/об}$)

При точении стали 35 твердым сплавом ВК8, теплопроводность которого примерно в 2 раза выше, чем у сплава Т15К6, зависимость «износ – скорость» (см. рис.3.37, б, кривая 1) подчиняется общим закономерностям, но величина износа у этого сплава выше, чем у Т15К6. Применение малотеплопроводного покрытия $TiC + TiN$ на высокотеплопроводной основе дает положительный результат, при этом наибольшее снижение износа наблюдается в области высоких скоростей (от 2,5 до 6 м/с) (см. рис.3.37, б, кривая 3). Покрытие TiC расширяет, таким образом, технологические возможности сплава ВК8, обычно не используемого для обработки резанием углеродистых сталей. Высокотеплопроводное медное покрытие на сплаве ВК8 не снижает, а наоборот, увеличивает износ по сравнению с обычным ВК8 (см. кривая 2, рис.3.37,б). Полученный результат невозможно объяснить с точки зрения традиционных взглядов на роль мягких покрытий при трении и износе. Пленка меди под действием высоких давлений удаляется из зоны контакта при первых же актах взаимодействия, так как прочность ее с основой невелика. Если даже предположить, что пленка меди сохраняется в зоне контакта, то при этом значительно уменьшилась бы тепловая напряженность зоны трения, так как значение коэффициента теплового насыщения $\sqrt{\lambda c \rho}$ у меди выше, чем у основы ВК8. При наличии в контакте медной пленки сдвиговые сопротивления были бы меньше, чем у сплава без покрытия. В этом случае выполнялось бы правило изменения



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

положительного градиента механических свойств по глубине [89], и все процессы были бы локализованы в медной пленке, в результате чего износ материала снизился бы. Однако на практике такая ситуация не наблюдается.

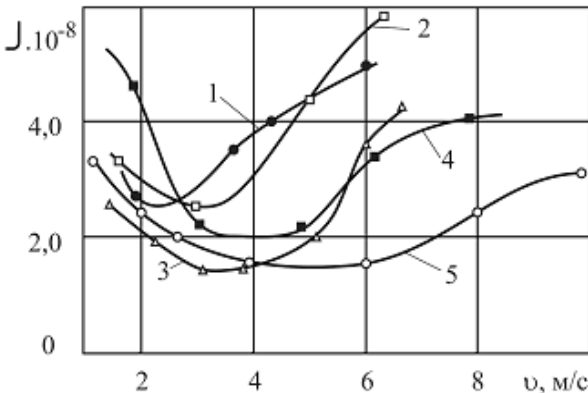


Рис. 3.38. Влияние покрытий на износ твердых сплавов при точении стали 35 ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м, $s=0,11 \cdot 10^{-3}$ м/об): 1 - T15K6; 2 - 1025-P25 (TiC); 3 - 1025-P25 (без TiC); 4 - GC015 (без покрытия); 5 - GC015 с покрытием ($Al_2O_3 + TiC$)

С термодинамических позиций полученный результат объясним следующими логическими рассуждениями. Медная пленка, присутствующая на свободных поверхностях твердого сплава BK8, находящегося в контакте со сталью 35, изменяет условия обмена энергией с окружающей средой. В результате происходит перераспределение тепловых потоков между контактируемыми телами, и температурное распределение в твердом сплаве устанавливается с меньшим температурным градиентом у поверхности контакта. Зона прогрева материала увеличивается до высоких температур, и возрастает площадь под кривой температурного распределения. В этом случае плотность накопленной твердым сплавом энтропии повышается; физически это состояние соответствует большому беспорядку, и при таком режиме интенсивность износа сплава с медным покрытием будет выше, чем без покрытия. При этом процесс разрушения поверхностных слоев сплава протекает по одному из известных механизмов (адгезионное взаимодействие, перенос материала, усталостное разрушение, диффузионные процессы и др.), которые являются результатом и следствием установившегося энергетического состояния пары трения, обусловленного тепловыми потоками и температурными градиентами.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

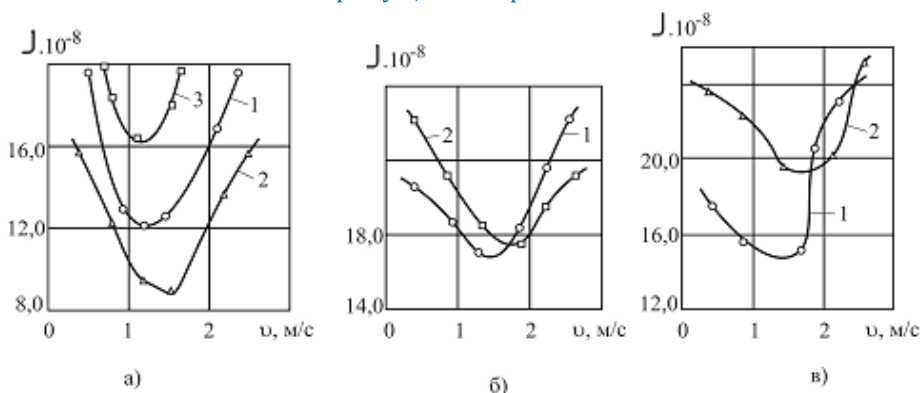


Рис. 3.39. Влияние покрытий на относительный износ твердых сплавов при точении титанового сплава ВТ3-1 ($t = 0,25 \cdot 10^{-3}$ м, $s = 0,11 \cdot 10^{-3}$ м/об): а – 1 - ВК8; 2 - ВК8+ Ag ; 3 - ВК8+ TiN ; б – 1 - Т15К6; 2 - Т15К6+($TiC + TiN$); в – 1 - Т15К10; 2 - Т15К10+ TiC

Замена материала заготовки из стали 35 на титановый сплав ВТ3-1 существенным образом изменяет природу влияния тонких покрытий на износ твердых сплавов. Экспериментальные результаты при точении титанового сплава ВТ3-1 с малой теплопроводностью твердыми сплавами с разными покрытиями приведены на рис. 3.39. Видно, что высокотеплопроводное покрытие Ag на ВК8 способствует снижению износа твердого сплава по сравнению с базовым сплавом ВК8, а покрытие TiC , имеющее малую теплопроводность, увеличивает износ примерно вдвое по сравнению со сплавами, покрытыми серебром. Полученные результаты качественно согласуются с данными по распределению температур при условиях трения (см. рис.3.17). Комбинированные покрытия $TiC + TiN$ на малотеплопроводном сплаве незначительно увеличивают износ (см. рис.3.39, б, кривая 2), но сдвигают оптимальную скорость в большую сторону. По нашему мнению, эффект влияния покрытия $TiC + TiN$ на износ незначителен, потому что покрытия TiC и TiN на Т15К6 по теплофизическим свойствам взаимно компенсируют друг друга. Малотеплопроводное покрытие TiC стремится увеличить поверхностные температурные градиенты в сплаве Т15К6, а TiN , коэффициент теплопроводности у которого выше, чем TiC , наоборот, уменьшает $gradT$. В результате совместное влияние TiN и TiC на износ



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

оказывается незначительным, так как по существу не изменились энергетические и термодинамические характеристики основы Т15К6. В сравнении же с ВК8 износ Т15К6 при точении ВТ3-1 примерно на 40% выше (сравниваем кривые 1 на рис.3.39, а и б). Как следует из рис.3.39, применение при точении титановых сплавов покрытий TiC с малой теплопроводностью независимо от материала основы твердого сплава неэффективно, так как относительный износ в сравнении с базовым твердым сплавом увеличивается на 20-30%. Поэтому при обработке конструкционных углеродистых сталей для снижения износа инструмента целесообразно применение твердосплавных материалов с покрытиями, имеющими низкую теплопроводность - TiC , TiN , $Al_2O_3 + TiC$; для обработки титановых сплавов, наоборот, эффективны покрытия с высокой теплопроводностью – серебро, медь, молибден.

Из зарубежных сплавов с малотеплопроводными покрытиями при трении стали 35 наилучшие результаты у сплава GCO 15 с двухслойным покрытием $Al_2O_3 + TiC$ фирмы «Сандвик Коромант» (см. рис.3.39, кривая 5), показавшего не только минимальный относительный износ, но и расширяющий диапазон оптимальных скоростей с 2 до 7 м/с.

Уместно привести дополнительные данные, подтверждающие точку зрения автора на тепловую природу влияния покрытий на износ. При участии автора разработан способ поверхностной обработки твердосплавных режущих пластин [9] нанесением на поверхность слоя молибдена толщиной 1-2 мкм, а затем меди толщиной 5-20 мкм. При обработке жаропрочной стали 08X15H25B4TP и титанового сплава ВТ3-1 сплавом ВК8+Mo+Cu снижаются температура резания, сила P_z и повышается стойкость по сравнению с базовым сплавом ВК8.

Таким образом, полученные нами экспериментальные данные по износу твердых сплавов с покрытиями разного состава в условиях трения и резания различных по теплофизическим свойствам материалов качественно подтвердили результаты теоретического исследования теплового состояния пары трения (гл.2). Косвенную информацию о механизме влияния тонкослойных покрытий на износ инструментальных материалов можно получить, изучая изменение составляющих усилия резания. W.Schintlmeister с сотрудниками [150] при точении малоуглеродистых и высокоуглеродистых сталей Sk10 и Cf70 обычными сплавами M10 и покрытиями TiC и Al_2O_3 нашел, что в диапазоне скоростей резания от 0,8 до 5 м/с силы P_z , P_y и P_x не зависят ни от состава



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

покрытия, ни от его наличия на сплаве М10. Обработывая сталь 45 резцами из Р6М5 и Р6М5+TiN, В.М. Мацевитый [177] получил уменьшение главной составляющей силы резания в среднем на 10% и связывает это с условием тепловой мощности процесса резания. При точении стали 40Х резцами ВК6 с покрытием TiC , TiN , MoN , CrN , $(Ti-Cr)N$ А.С. Верещака [26,27] получил снижение сил на 9-12%, полагая, что основной причиной изменения характеристик процесса резания, в том числе и усилий, является изменение условий трения на передней поверхности инструмента. В.П. Табаков [212] экспериментально доказал, что покрытия, способствующие уменьшению силы трения, снижают, а покрытия, увеличивающие силу трения, повышают усилия резания. Работая с $t=1\cdot 10^{-3}$ м, $s=0,15\cdot 10^{-3}$ м/об, автор при обработке конструкционной стали 30ХГСА получил снижение усилий резания на 15-20 %, если применялись на сплаве ВК6 покрытия Mo_2N , TiN , TiC . При точении труднообрабатываемого сплава ЭИ 702 эффективно в тех же пределах только покрытие Mo_2N .

Экспериментальное изучение усилий резания различных по природе конструкционных материалов твердыми сплавами с покрытиями, имеющими высокую и низкую теплопроводность, привело нас к неожиданным результатам относительно закономерностей изменения составляющих сил резания. Так как параллельно с измерением сил резания фиксировали термо-ЭДС зоны резания, то перед нанесением покрытий проводили предварительный отбор пластин твердых сплавов по термо-ЭДС.

Как было показано выше, покрытия TiC на твердых сплавах сохраняются на контакте в условиях трения непродолжительное время, поэтому предполагали, что при резании металлов в условиях чистовой обработки (малые глубины резания и подачи) покрытие может сохраняться на контактных площадках инструмента. Чтобы обнаружить покрытие TiC микрорентгеноспектральным анализом на твердом сплаве после резания, применяли однокарбидный сплав ВК6 с TiC , не содержащийся в структуре титана. После кратковременного точения стали 35 (30 с, 2 мин, 4 мин.) с подачей $s=0,07\cdot 10^{-3}$ м/об ($v=3,8$ м/с, $t=1\cdot 10^{-3}$ м) изучали передние и задние поверхности пластин на микроанализаторе MS-46, производя последовательную съемку площадками 200x200мкм в поглощенных электронах и в характеристическом излучении w , Fe и Ti .

На рис. 3.40 и 3.41 приведены результаты этих эксперимен-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

тов по передней поверхности для времени резания 30с и 4мин соответственно. Одновременно поверхность износа сканировали от лезвия вдоль лунки износа с регистрацией характеристического излучения L_W , K_{Fe} и K_{Ti} .

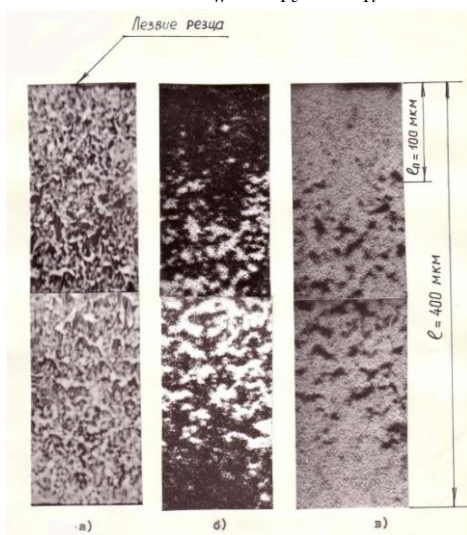


Рис. 3.40. Распределение Fe (б) и Ti (в) на передней поверхности пластин ВК6 с покрытием TiC после точения стали 35 ($v=3,8$ м/с, $s=0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об, $t=1 \cdot 10^{-3}$ м); время резания $t=30$ с; ℓ_{II} - размер полочки по передней поверхности, ℓ - расстояние от лезвия до края лунки; а - съемка поверхности в поглощенных электронах на микроанализаторе $MS-46$ ($U=20$ кВ, $I=50$ мА)

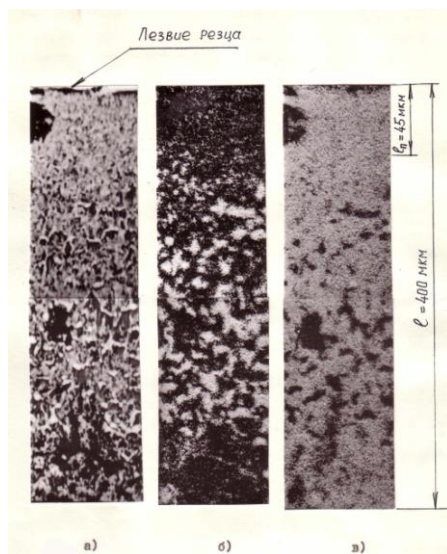


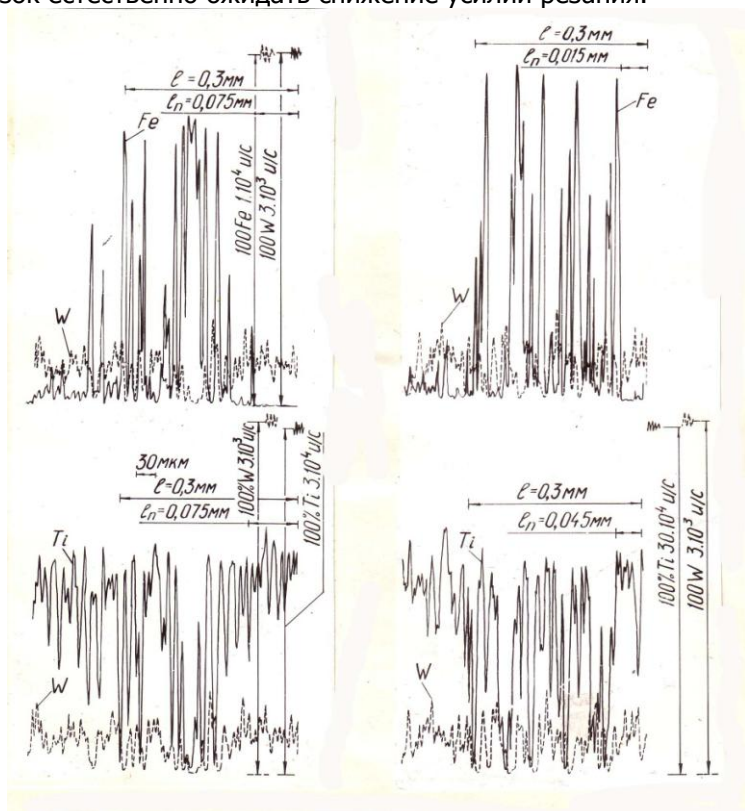
Рис. 3.41. Распределение Fe (б) и Ti (в) на передней поверхности пластин ВК6 с покрытием TiC после точения стали 35 ($v=3,8$ м/с, $s=0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об, $t=1 \cdot 10^{-3}$ м); время резания $t=4$ мин.; ℓ_{II} - размер полочки по передней поверхности, ℓ - расстояние от лезвия до края лунки; а - съемка поверхности в поглощенных электронах на микроанализаторе $MS-46$ ($U=20$ кВ, $I=50$ мА)

Сопоставляя фрагменты на рис.3.40,в и 3.41,в, видим, что покрытие TiC полностью сохраняется на полочке ℓ_{II} , а в лунке покрывает около 80% площади (остальное покрыто тонкой пленкой железа, перенесенного с обрабатываемой детали). Сканиограммы передней поверхности (нормально лезвию по середине ширины лунки) показаны на рис. 3.42. Изменения кривых интен-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Сивности излучения L_W , K_{Fe} и K_{Ti} свидетельствуют о следующем: на полке и за лункой износа интенсивность излучения K_{Ti} максимально соответствует TiC; максимум интенсивности K_{Fe} соответствует минимуму излучения K_{Ti} , так как удаленные участки покрытия TiC заполнены соединениями железа. Почти фоновый уровень интенсивности излучения L_W указывает на то, что глубина проникновения электронного зонда едва превышает толщину пленки покрытия (~5-10 мкм). На задних поверхностях пластин ВК6+TiC, работающих на этом режиме, покрытие сохраняется островками общей площадью ~40-50% от номинальной. При непродолжительном резании, в условиях малых нагрузок естественно ожидать снижение усилий резания.



а) б)
Рис. 3.42. Распределение элементов W , Fe и Ti на передней поверхности пластин ВК6 с покрытием TiC после точения



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

стали 35 ($v=3,8$ м/с, $s=0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об, $t=1 \cdot 10^{-3}$ м): а - время резания $t=2$ мин; б - $t=4$ мин

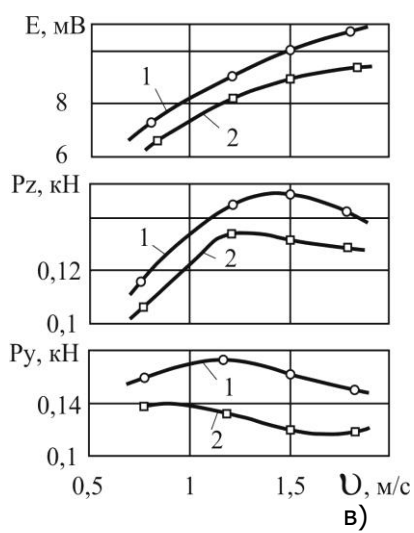
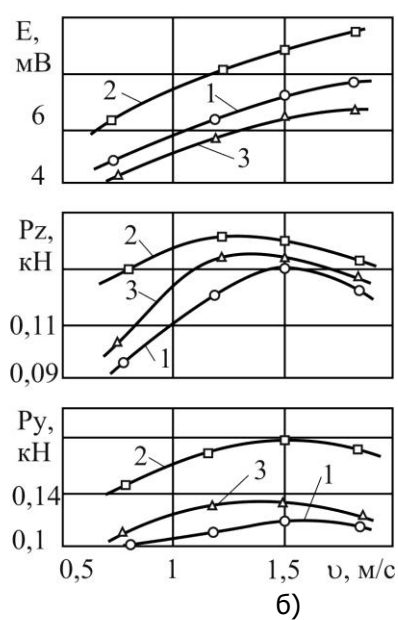
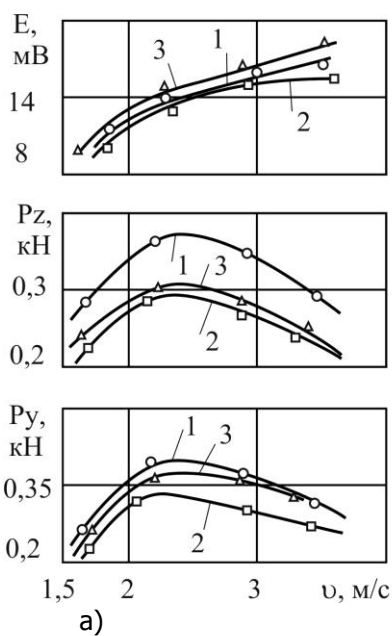


Рис.3.43. Влияние скорости резания на силу и термо-ЭДС (температуру резания) при точении стали 35 (а) и титанового сплава BT3-1 (б,в): а - сталь 35 ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м): 1 - T15K6; 2 - T15K6+TiC; 3 - T15K6+Cu; б - титановый сплав BT3-1 ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м, $s=0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об): 1 - T15K6; 2 - T15K6+TiC; 3 - T15K6+Cu; в - титановый сплав BT3-1 ($t=0,3 \cdot 10^{-3}$ м, $s=0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об): 1 - BK; 2 - BK8.

Эксперименты (рис.3.43, а) показали, что покрытие TiC на сплаве T15K6 в выбранном диапазоне скоростей (1,75-3,5 м/с)



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

уменьшает силы P_Z и P_Y (см. рис.3.43,а, кривые 1 и 2) на 18-24%, причем в наибольшей степени снижаются силы P_Y . Приблизительно на такую величину уменьшаются и силы трения в первые секунды работы, когда покрытие еще сохраняется на контакте (см. рис.3.28). Если обрабатывать на этой же подаче $s=0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об титановый сплав ВТ3-1, то по сравнению с обычными пластинами Т15К6 покрытие TiC резко увеличивает составляющие усилия резания (до 30%). Этот факт может быть объяснен сродством TiC к основе сплава ВТ3-1, которое играет основную роль в процессах схватывания.

Таким образом, установленная нами закономерность изменения усилий резания P_Z и P_Y при точении с малыми сечениями среза углеродистой стали и титанового сплава подтверждает количественно и качественно данные В.П. Табакова, полученные им, правда, для другого сечения среза $t \times s = (1 \times 0,15) \cdot 10^{-6}$ м². Однако, если принять во внимание наши данные для этого режима резания по силам P_Z , P_Y и величины термо-ЭДС E для сплавов Т15К6 и Т15К6+ TiC , а также закономерности изменения P_Z , P_Y и E от подачи скорости (больше, чем $s=0,07 \times 10^{-3}$ м/об), то одной простой связью между антифрикционностью (или фрикционностью) тонкослойного покрытия и силами трения на контактных площадках инструмента невозможно объяснить экспериментальные результаты (рис.3.43 и табл. 3.9 и 3.10).

Для стали 35 температура приповерхностных контактных слоев, оцениваемая по величине термо-ЭДС, оказывается самой низкой для сплава с покрытием TiC ; медное покрытие повышает термо-ЭДС по сравнению с обычным сплавом Т15К6 и тем более по отношению к сплаву с TiC . Причиной повышения температуры резания стали 35 сплавом Т15К6 с медным покрытием не могут быть большие силы трения на контактных площадках, так как для медного покрытия составляющие силы резания P_Z , P_Y , зависящие от сил трения, примерно на 20% ниже, чем для обычного сплава Т15К6 (сравниваем ход кривых 1 и 3 на рис.3.43, а, зависимости $E = f(v)$ и $P = f(v)$). Высокая антифрикционность меди в данном случае не имеет значения, так как, во-первых, медное покрытие, по данным микроанализа, на контакте сохраняется в виде островков и, во-вторых, температура резания была бы ниже с медным покрытием, чего не наблюдается экспериментально (кри-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

вые 1 и 3, зависимость $E = f(v)$, рис.3.43,а).

Таблица 3.9

Влияние подачи на термоЭДС E (мВ) и составляющие усилия резания P_z и P_y (Н) при точении стали 20Х ($t = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $v = 2,9$ м/с)

Твердый сплав	Подача $S \cdot 10^{-3}$, м/об.											
	$S=0,11$			$S=0,17$			$S=0,23$			$S=0,3$		
	E	P_z	P_y	E	P_z	P_y	E	P_z	P_y	E	P_z	P_y
T15K6	17,0	200	230	17,5	300	320	17,6	360	445	18	475	460
T15K6+TiC	16,8	190	190	17	270	280	17,2	350	385	17,9	430	430
T15K6+Cu	17,2	210	210	17,5	320	340	18	420	440	18,5	475	490

При точении сплава ВТЗ-1 силы P_z и P_y для медного покрытия выше, чем для обычного сплава Т15К6 (см. рис. 3.43, б кривые 1 и 3 для сил P), что необъяснимо явлениями схватывания (по данным А.С. Верещаки, В.М. Мацевитого и В.П. Табакова), так как отсутствует химическое сродство меди к титану; несмотря на заметное увеличение сил резания температура резания при точении омедненными пластинами самая низкая (см. рис.3.43, б кривая 3 зависимости $E = f(v)$).

Измерения P_z , P_y и E в условиях точения стали 20Х на разных подачах (табл.3.9) показали, что покрытие TiC как и на малой подаче $S = 0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об (см. рис.3.43, а), оставаясь на нерабочих участках пластин твердого сплава, уменьшает P_z , P_y и E ; начиная с $S = 0,07 \cdot 10^{-3}$ м/об, медное покрытие способствует незначительному (8-10%) росту P_z и P_y в сравнении с непокрытым сплавом Т15К6.

С увеличением скорости резания разница в силах P_z для обычного сплава и с покрытием TiC уменьшается, а медное покрытие обуславливает большие силы, чем обычный сплав (табл.3.10).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 3.10
 Влияние скорости резания на термоЭДС E (мВ) и составляющие усилия резания P_z и P_y (Н) при точении стали 20X
 ($t = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $s = 0,23 \cdot 10^{-3} \text{ м/об.}$)

Твердый сплав	Скорость резания v , м/с											
	$v=1,85$			$v=2,3$			$v=3,7$			$v=4,6$		
	E	P_z	E	P_z	E	P_z	E	P_z	P_y	E	P_z	P_y
T15K6	16,3	41 0	18,5	35 5	18,5	35 5	18,5	35 5	44 5	18,5	35 5	44 5
T15K6+TiC	16,0	37 0	18,5	35 0	18,5	35 0	18,5	35 0	38 5	18,5	35 0	38 5
T15K6+Cu	16,5	46 5	19,0	38 0	19,0	38 0	19,0	38 0	44 0	19,0	38 0	43 0

Приведенные факты аномального с точки зрения установленных представлений о фрикционности покрытий изменения сил резания и температур в зависимости от свойств покрытия, основы твердого сплава и материала обрабатываемой детали (контртела) свидетельствуют о гораздо более сложных функциональных связях между фрикционными свойствами покрытия и силами трения (резания) и еще раз подтверждают нашу точку зрения на термодинамическую природу изнашивания инструментальных материалов вообще и влияния покрытий, в частности. В самом деле, независимо от того, существует ли покрытие в зоне трения или сохраняется только на нерабочих поверхностях пластин инструментальных материалов, в условиях изнашивания при трении и резании создается такая термодинамическая ситуация, что малотеплопроводное покрытие при трении и резании углеродистых сталей увеличивает $gradT$, снижает температуру в тонких поверхностных слоях. Напротив, покрытие с высокой теплопроводностью (медь) в этом случае понизит $gradT$ и увеличит температуры в объеме. Поэтому и при резании сталей 35, 20X величины термо-ЭДС оказались максимальными у сплава T15K6+Cu, минимальными – у T15K6+TiC. При резании титанового сплава с малой теплопроводностью минимальные температуры в микрообъемах обеспечивают медное покрытие, что и подтверждает эксперимент по измерению E (см. рис.3.43,6).

Сопоставляя данные интенсивностей изнашивания (см.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

рис.3.36-3.39) с результатами измерений усилий резания, видим, что их наименьшим значениям для конкретной пары трения соответствуют, как правило, минимальные силы резания и наоборот. Так, медное покрытие T15K6 при точении углеродистых сталей с подачами $s > 0,11 \cdot 10^{-3}$ м/об. способствует росту сил резания по сравнению с обычным сплавом T15K6 в достаточно широком диапазоне скоростей (см. табл.3.9 и 3.10), а покрытие TiC - снижает их.

Высокотеплопроводные покрытия (Cu, Ag) на сплаве BK8 по сравнению с основой в условиях обработки резанием титанового сплава BT3-1 уменьшают и силы резания (см. рис.3.43,б), и относительный износ (см. рис.3.39). Такая взаимосвязь явлений в зоне трения обусловлена, по-видимому, типом и свойствами диссипативных вторичных структур, образующихся при контактном взаимодействии. Аномальная закономерность изменения P_z и P_y на сплавах T15K6, покрытых Cu и TiC , в процессе резания углеродистых сталей и титановых сплавов с малыми подачами (см. рис.3.39) может свидетельствовать только о разнице в составе фрикционных свойствах этих структур. Установленная взаимосвязь между тепловым (энергетическим) состоянием инструментального материала, изнашиваемого в условиях интенсивного тепловыделения, и силами трения (резания), хотя и является косвенным подтверждением термодинамической природы влияния покрытий на износ, но требует дальнейшего изучения.

Таким образом, представленный экспериментальный материал по износу твердосплавных пластин с покрытиями, закономерностям изменения сил резания в совокупности с результатами микрорентгеноспектрального анализа является в общем случае подтверждением точки зрения автора монографии с сотрудниками на термодинамическую природу влияния тонкослойных покрытий на процесс изнашивания. В области небольших нормальных нагрузок на контактных площадках инструмента дополнительно проявляется прямой эффект покрытия, если оно является антифрикционной прослойкой между трущимися поверхностями. В условиях обработки резанием с повышенными толщинами среза покрытие не сохраняется на контактных поверхностях, но через изменение условий теплообмена со средой должно так изменить энергетическое состояние изнашиваемого материала, чтобы снизить плотность накопленной энтропии (энергетическую характеристику Э) за счет создания в поверхностных слоях материала повышения $gradT$. Поэтому состав покрытия по своим теплофи-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

зическим характеристикам должен выбираться с учетом свойств обрабатываемого материала. При этом непременно сохраняются требования и к твердости покрытия, и к прочности сцепления его с подложкой для реализации при трении краевых эффектов.

Необходимо подчеркнуть, что на основании полученных теоретических и экспериментальных данных о влиянии покрытий на тепловую обстановку инструментальных материалов в зоне контакта при трении и резании применяемые покрытия следует условно разделить на две большие группы – малотеплопроводные и высокотеплопроводные. Выбор этих покрытий для режущего инструмента следует назначать с учетом теплофизических характеристик подлежащего обработке конструкционного материала: для материалов с малыми значениями теплопроводности и теплоемкости (нержавеющие, жаропрочные стали и сплавы, титановые сплавы) эффективны высокотеплопроводные покрытия; обычные конструкционные материалы (углеродистые, легированные стали, цветные сплавы и др.) следует обрабатывать инструментальным материалом с одно- и многослойными покрытиями, имеющими низкую теплопроводность. Выполнение этих требований предполагает обеспечение высокой твердости и износостойкости покрытия, повышенной прочности связи с основой инструментального материала, химической инертности и другие, что не противоречит в принципе рекомендациям А.С. Верещаки [25, 28] по выбору износостойкого покрытия (износостойкого комплекса), состоящего из износостойкого покрытия (верхний слой), адгезионного подслоя и слоя упрочняющего. Антифрикционные свойства покрытия могут проявиться в реальных условиях резания, когда сохраняется полочка на передней поверхности (размер «а» на рис.3.24), и действуют краевые тепловые эффекты (прямое влияние покрытий) и на задней поверхности (зона 5-6 на рис.3.24).

Одним из аспектов теплового влияния покрытий является изменение условий теплообмена с окружающей средой за счет интенсификации конвективного и лучистого теплообмена, учитываемого суммарным коэффициентом теплоотдачи α , входящим в критерий Bi_0 . Причинами увеличения α могут быть:

1) увеличение поверхности теплообмена за счет зернистой структуры покрытий [25,27,235,251], что в суммарном коэффициенте теплоотдачи увеличивает как конвективную, так и излучательную части;

2) повышенная излучательная способность покрытий, характеризующаяся коэффициентом черноты ε (в законе Стефана-Больцмана для теплообмена излучением [4, 198] отмечается, что



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

у Ti , TiO_2 , TiC , Al_2O_3 коэффициент $\varepsilon = 0,7-0,9$);

3) влияние объемных источников теплопоглощения, действующих в контактной зоне, связанных с протеканием собственно акта разрушения и износа, образованием диссипативных структур и других физико-химических, а точнее термодинамических эффектов.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ГЛАВА 4. СВЯЗЬ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ЗОНЕ КОНТАКТА С ИНТЕНСИВНОСТЬЮ ИЗНАШИВАНИЯ

4.1. Энтропийный подход к оценке интенсивности изнашивания

Многочисленные исследования, в том числе выполненные автором и под его руководством [148, 150, 160, 162, 181, 227, 238, 252], показали, что трение – самоорганизующийся диссипативный процесс, направленный либо на создание, либо на разрушение систем, снижающих силы трения и интенсивность изнашивания [269].

При трении большая часть работы внешних сил превращается в тепловую энергию, источниками которой в общем случае являются упругопластические деформации и структурно-фазовые превращения. Выделенная в контакте поверхностей тепловая энергия расходуется на протекание обратимых и необратимых процессов [150, 162]. К необратимым мы относим: накопление теплоты в микрообъемах изнашиваемого материала, рассеивание его в среду (к последней относится, кроме окружающей среды, и контртело), химические реакции в присутствии активных компонентов среды, диффузионные явления, сорбционные процессы и термоэлектрический эффект Зеебека (явление термоЭДС), обусловленный необратимыми превращениями тепловой энергии в электрическую при разной физико-химической природе контактирующих тел и гетерогенности их структуры. К обратимым относим процессы превращения «тепловая энергия – электрическая энергия – тепловая энергия» в эффектах Пельтье (на поверхности контакта) и Томсона (в микрообъемах трущихся тел) [162].

При изнашивании инструментальных материалов при трении в условиях резания тепловой канал диссипации энергии трения является доминирующим. Как уже отмечалось выше (см. гл. 1, 2), особенностью процесса трения является перемещение материалов в условиях сплошного пластического контакта и при малых значениях коэффициента взаимного перекрытия. Инструментальный материал можно рассматривать как абсолютно жесткое тело с гладкой контактной поверхностью. Перемещение элементов этой специфической пары трения приведет к сдвигу локальных объемов менее прочного материала в слое ограниченной толщины, непосредственно прилегающем к поверхности трения.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Трение – динамический, неравновесный процесс [85], который может существовать как вблизи равновесного состояния, так и вдали от него. Возможно существование систем трения, не накапливающих энергию в виде скоплений дефектов в поверхностных слоях, а передающих ее во внешнюю среду [34].

Трение является также и совокупностью флуктуационных процессов [185, 231, 234], обусловленных спецификой контактного взаимодействия, неоднородностью распределения напряжений и скоростей, зарождением и разрушением динамических структур трения и их движением [162]. Эти процессы протекают в объемах, активизированных внешним воздействием.

Вышеперечисленные факторы, представляющие собой единство объемных и флуктуационных характеристик процесса трения, влияют на интенсивность изнашивания, поэтому к описанию этого процесса применимы основные положения термодинамики необратимых процессов [162]. Применение эволюционной теории Гленсдорфа - Пригожина [38] позволяет использовать энтропийный подход к рассмотрению процесса изнашивания и учесть роль флуктуационных процессов в формировании диссипативных структур трения и их изнашивания через анализ производства избыточной (кинетической) энтропии, которая обусловлена именно флуктуациями в зоне трения.

Рассмотрим схему диссипации тепловой энергии в трибосистеме [148, 158, 160, 162, 163, 183] и на ее основе получим в общем виде расчетные зависимости для оценки интенсивности изнашивания. Известно, что зона действия флуктуаций при трении ограничена тонкими поверхностными слоями, в которых наблюдается интенсивная диссипация энергии трения по кинетическому механизму. Остальные объемы трущихся тел активно рассеивают энергию на макроуровне и порождают производство энтропии как меру скорости разрушения материальных структур. Производство энтропии от флуктуационных процессов (избыточной энтропии) является характеристикой эволюционного поведения трибосистемы. Флуктуационные процессы различной природы при трении и резании взаимосвязаны, влияют на трибологические характеристики – коэффициенты трения, силы трения (резания), температурные распределения (температуры трения), интенсивность изнашивания - и определяют устойчивость системы трения к внешним возмущениям. Непрерывно протекающие процессы схватывания, срезания и удаления частиц контактирующих тел инициируют флуктуации температур, напряжений, скоростей. Тепловые флуктуации, накладываясь на стационарные температурные распределения, определяют мак-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

температуру. Окружающая среда, воздействуя на условия теплообмена, изменяет температурные градиенты в трущихся телах, перераспределяет тепловые потоки, изменяя термодинамическую обстановку в зоне трения, влияет на интенсивность изнашивания. С учетом вышесказанного предлагается схема взаимовлияния тепловых потоков, температурных градиентов и флуктуационных процессов в зоне трения (рис. 4.1).

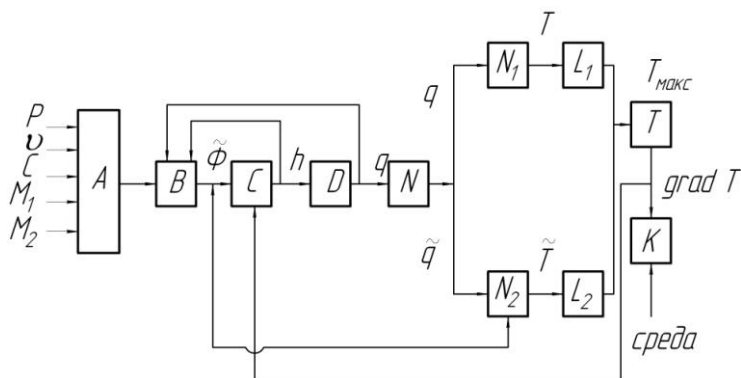


Рис. 4.1. Схема диссипации тепловой энергии в трибосистеме

Входные параметры системы трения – скорость скольжения v , нормальная нагрузка p , свойства среды c и характеристики материалов пары трения M_1 и M_2 - определяют энергию трения E_T (блок А). Энергия E_T расходуется на упругопластические деформации, т.е. на собственно процесс трения (блок В). Порождаемая трением система возмущений $\tilde{\phi}$ (флуктуации различных параметров) (блок С) «формирует» глубину распространения теплоты h (блок D) и интенсивность q (блок N) источника тепловыделения. Последний можно представить суперпозицией флуктуационного источника \tilde{q} (блок N_2) и квазистационарного \bar{q} (блок N_1), которые определяют соответственно температурную вспышку \tilde{T} (блок L_2) и поверхностную температуру T (блок L_1). Максимальная поверхностная температура $T_{\max} = T + \tilde{T}$ (блок T).

Диссипация тепловой энергии в среду или влияние на сис-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

температуры. Изменение температурных градиентов через обратную связь влияет на систему возмущений $\bar{\phi}$ (блок C), на размер h и интенсивность источника q , которые в свою очередь через обратную связь «регулируют» приток энергии, потребной для осуществления процесса трения (блок B).

При определенных условиях трения возможна прямая связь системы возмущений $\bar{\phi}$ с интенсивностью флуктуационного теплового источника \bar{q} (блок N_2).

Рассмотрев процесс трения как результат совокупного действия флуктуационных процессов в тонких поверхностных слоях и диссипации энергии в макрообъемах с использованием энтропийного критерия разрушения, связывающего разрушение элементарного объема материала с достижением в этом объеме критической плотности энтропии S_* , можно представить зависимость скорости изнашивания v_u от накопления энтропии $\int_V \dot{S}dV$ в следующем виде [150,161,162,163,181]:

$$\psi \dot{v}_u (S_* - S_0) = \int_V \dot{S}dV, \quad (4.1)$$

где S_0 - исходная плотность энтропии; V - объем; ψ - безразмерный коэффициент, отражающий долю накопления энтропии, ответственную за разрушение локальных объемов материалов при трении.

Накопление энтропии $\int_V \dot{S}dV$ найдем из уравнения баланса энтропии для неравновесных систем [150]:

$$\int_V \dot{S}dV = P[S] - \Phi[S], \quad (4.2)$$

где $P[S]$ - производство энтропии в системе; $\Phi[S]$ - поток энтропии в окружающую среду.

Величина коэффициента ψ определяется отношением между производством избыточной (кинетической) энтропии $P[\delta S]$, обусловленной флуктуационными процессами в контактной зоне,



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

и накоплением энтропии $\int_V \dot{S}dV$ в локальных микрообъемах:

$$\psi = P[\delta S] / \int_V \dot{S}dV. \quad (4.3)$$

С учетом выражений (4.1)-(4.3) найдем скорость линейного изнашивания:

$$i = \frac{\dot{v}}{F_H} = \left\{ \int_V (P[S] - \Phi[S])dV \right\}^2 / \{P[\delta S](S_* - S_0)F_H\}, \quad (4.4)$$

где F_H - номинальная площадь контакта.

Усредняя процессы на поверхности трения и переходя к интенсивности изнашивания в направлении x , перпендикулярном к поверхности контакта, получаем:

$$J = \left\{ \int_V^\Delta (P[S] - \Phi[S])dV \right\}^2 / \{P[\delta S] \cdot v \cdot (S_* - S_0)\}, \quad (4.5)$$

где v - скорость скольжения или скорость схода стружки при резании; Δ - характерный линейный размер температурного распределения в направлении нормали к поверхности трения.

Зависимость (4.5) с учетом всех неоднородностей термодинамической природы, влияющих на износ (тепловые процессы, вязкотекучие эффекты, окисление, диффузия, термоэлектрические явления), в общем виде нами уже рассматривалась [1, 2, 270]. Применительно к учету только теплового канала диссипации энергии трения (4.5) трансформируется в выражение

$$J = \left\{ \lambda \int_0^\Delta \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \frac{1}{T} \right)^2 - \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \cdot \frac{1}{T} \right] dx \right\}^2 / \{P[\delta S] \cdot v \cdot (S_* - S_0)\} \quad (4.6)$$

(см. уравнение 13 в табл.1.6).

Если дополнительно учесть вклад в производство энтропии и химических реакций в контактной зоне, то выражение (4.5) примет вид:

$$J = (S \cdot + \sigma_p [S])^2 / \{P[\delta S]v(S_* - S_0)\};$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$J = \left\{ \lambda \int_0^{\Delta} \left[\left[\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \frac{1}{T} \right] - \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \cdot \frac{1}{T} \right] dx + \sum_1^{\rho} A_{\rho} \omega_{\rho} \frac{1}{T} \right\}^2 / \{P[\delta S] \nu (S_* - S_0)\}$$

(4.7)

Здесь $\sigma_{\rho} [S] = \sum_1^{\rho} A_{\rho} \omega_{\rho} \frac{1}{T}$ - производство энтропии от химических реакций; A_{ρ} - химическое сродство; ω_{ρ} - скорость ρ -й реакции; T - поверхностная температура, остальные параметры приведены в табл.1.6 (уравнение 13).

Применительно к тепловым явлениям при изнашивании инструментальных материалов в условиях резания производство избыточной (кинетической) энтропии $P[\delta S]$ есть отражение флуктуационных процессов на контакте и может быть оценено зависимостью [38,180]

$$P[\delta S] = P_T(\delta S) + P_v(\delta S), \tag{4.8}$$

где $P_T[\delta S] = \lambda (grad \tilde{T} / \tilde{T})^2$ - производство энтропии от эффектов, (4.9)

обусловленных теплопроводностью [38];

$$P_v[\delta S] = (c \rho \tilde{v} \tilde{T} grad T) / T^2 - \text{производство энтропии} \tag{4.10}$$

от конвективных эффектов [276, 277], обусловленных и существующих за счет флуктуации скорости \tilde{v} и флуктуации температуры \tilde{T} , причем последняя может быть определена как амплитуда температурной флуктуации.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

4.2. Термодинамические характеристики процесса изнашивания инструментальных материалов

Полученные зависимости (4.6)-(4.10) применимы для расчета интенсивности изнашивания инструментальных режущих материалов, так как решая контактные тепловые задачи (см. гл.2), определяем величины T (поверхностная температура), $\partial T / \partial x$, $\partial^2 T / \partial x^2$ в каждой точке термически активной зоны $0 \leq x \leq \Delta$. При задаваемой амплитуде скорости трения (резания) v теоретические расчеты величины J возможны, если известна критическая плотность энтропии S_* как характеристика инструментального материала и производство избыточной (кинетической) энтропии $P[\delta S]$ (4.8)-(4.10).

4.2.1. Оценка плотности накопленной тепловой энтропии

В зависимостях (4.6) и (4.7) вместо плотности энтропии, накопленной в изнашиваемом материале (выражение в фигурных скобках (4.6)), можно ввести эквивалентную ей энергетическую характеристику, определяющую способность изнашиваемого тела в конкретных условиях трения рассеивать тепловую энергию. Такой характеристикой может служить площадь под кривой температурного распределения в координатах «температура – расстояние от поверхности трения». Величина упомянутой тепловой энергии, отнесенная к максимальной поверхностной температуре, характеризует способность тела накапливать тепловую энергию при повышении температуры поверхности трения на 1°C :

$$\Theta = \int_0^{\Delta} \frac{c\rho T(x) dx}{T_k}, \tag{4.11}$$

где $c\rho$ - объемная удельная теплоемкость.

Ниже будет приведена зависимость для оценки интенсивности изнашивания на основе энергетического критерия Θ , в которой будет раскрыт смысл производства избыточной энтропии $P[\delta S]$, критической плотности энтропии и согласованы размерности входящих величин. Здесь необходимо показать применимость предложенной нами энергетической характеристики Θ для подбора материалов пары трения [289].

Для оценки тепловой стойкости инструментальных материалов Н.Б. Костецкой [81] был предложен энергетический критерий, заключающийся в том, что определяется температура



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

поверхности трения и энергоёмкость системы трения (ЭСТ) – количество внешней энергии (работы трения), затрачиваемой на повышение температуры поверхности трения на 1°C. Сравнение найденных при одинаковых условиях трения значений ЭСТ для разных комбинаций материалов пары трения позволило объективно выбирать оптимальное сочетание материалов. Несомненно, предложенный в [81] критерий ЭСТ отражает физическую суть процессов теплообразования в контактных слоях материалов фрикционной пары, однако, не учитывает способности объемных слоев элементов пары трения рассеивать тепловую энергию. Последнее обстоятельство, наряду с условиями теплообразования на контакте, для теплонагруженных пар трения (например, при обработке металлов резанием) непосредственно определяет износостойкость.

Разработанный нами критерий ε [8] является обобщенной энергетической характеристикой процесса трения, отражает не только теплообразование на контакте, но и способность элемента пары трения рассеивать тепловую энергию в окружающую среду (предполагается, что контртело также есть окружающая среда). Малое значение критерия ε истираемого материала свидетельствует о том, что значительная доля энергии трения будет рассеиваться в среду, в результате чего снизится энергетическая напряженность объемных слоев материала и в условиях трения повысится его работоспособность.

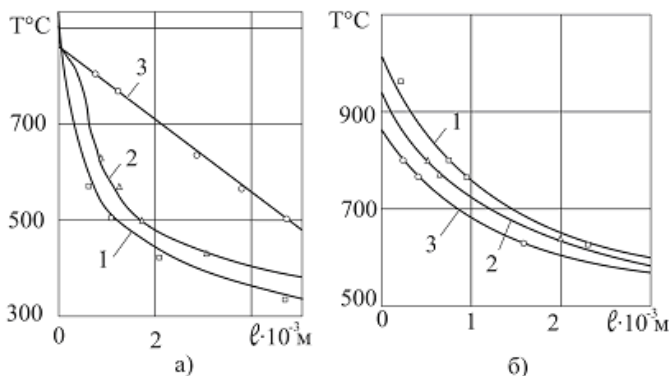


Рис. 4.2. Стационарное распределение температур по нормали к поверхности трения твердых сплавов разных марок ($l_k = 1 \cdot 10^{-3}$ м, $p = 60$ МПа): а - трение по стали 35 ($v = 3,5$ м/с); б - трение по стали 12Х18Н9Т ($v = 1,63$ м/с); 1 – сплав Т15К6+ТiС; 2 – Т15К6; 3 – ВК8



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Определение критерия Θ затруднений не вызывает. Температура поверхности трения T_k рассчитывается по формулам главы 2, а температура в точках объема изнашиваемого инструментального материала $T(x)$ - по кривой температурного распределения, которая строится на основе экспериментальных данных или теоретических расчетов. Значение температуры $T(x)$ в каждой точке объема надо отнести к температуре T_k , проинтегрировать полученное соотношение по линейной мере в пределах от нуля до характерного размера Δ по нормали к поверхности трения, отсчитываемого от поверхности трения, и умножить величину полученного интеграла на объемную теплоемкость материала пары трения. В качестве линейного размера Δ может быть выбрана зона действия высоких $gradT$ или любая фиксированная часть от толщины материала пары по нормали к поверхности трения. Применительно к процессу изнашивания инструментальных материалов критерий Θ может быть использован для выбора оптимального твердого сплава [8]. На рис.4.2. представлены экспериментальные кривые стационарного распределения температур по нормали к поверхности трения в твердых сплавах разных марок при трении по сталям 35 и 12Х18Н9Т. Величину Θ (табл. 4.1) для каждого твердого сплава находили графическим интегрированием; в условиях экспериментов (см. рис.4.2), измеряли линейный износ образцов и оценивали интенсивность изнашивания.

Таблица 4.1

Значения энергетического критерия Θ для разных марок твердых сплавов

Материал контртела	Твердый сплав	Критерий Θ , кДж/м ² ·°С	Интенсивность изнашивания $J \cdot 10^{-8}$
Сталь 35	T15K6+TiC	4,14	2,6
	T15K6	5,48	3,3
	BK8	7,44	4,5
12Х18Н9Т	T15K6+TiC	6,78	20,0
	T15K6	5,44	11,5
	BK8	4,56	8,0

Как видно из представленных данных, наименьшую интенсивность изнашивания имеет для данных условий трения тот



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

твердый сплав, значение энергетического критерия Θ у которого минимально. Этот вывод согласуется с выдвинутым положением о том, что работоспособность материала при трении полностью определяется условиями диссипации энергии трения этим материалом и величиной накопленной в нем энергии. В выражение (4.6) для расчета интенсивности изнашивания может быть введена энергетическая характеристика Θ , но с учетом изменения температуры $T(x)$ во времени. Правомерность такой процедуры не противоречит физическому смыслу аналогии между членом в квадратных скобках числителя зависимости (4.6) и выражения

$$\int_0^{\Delta} \frac{c\rho T(x)}{T_K} dx$$

и обеспечивает сохранение размерностей входящих

в (4.6) величин. В формулу интенсивности изнашивания, учитывающей только тепловые процессы на контакте, введем изменение величины Θ по времени (размерность Вт/(м²·°C)).

Тогда

$$J = \frac{\left[\int_0^{\Delta} \frac{c\rho \dot{T}(x) dx}{T_K} \right]}{P[\delta S] \cdot v \cdot (S'_* - S'_0)} \quad (4.12)$$

Получение исходной информации от изменения температуры по времени $\dot{T}(x)$ в изнашиваемом материале возможно из решения тепловых задач для неподвижного полубесконечного стержня, находящегося в нестационарных условиях.

Для стационарных условий величина $P[\delta S]$ может быть заменена ее экспериментальным аналогом.

4.2.2. Расчетная оценка производства кинетической энтропии

Объективной реальностью функционирования системы трения является существование флуктуаций различных параметров, определяющих не только, как известно, [38, 42, 202, 217] устойчивость системы к внешним возмущающим воздействиям, оказывающим прямое влияние на процесс износа (4.6) и (4.7). Для теплонагруженных пар трения («инструмент – деталь» при резании материалов) формирующиеся в тонких слоях контактируемых тел потоки тепловой энергии создают в этих телах макроскопические поля температур стационарного и нестационарного характера, на которые в микрообъемах накладываются локальные, случайно распределенные возмущения (флуктуации) – температурные



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

вспышки (здесь под температурной вспышкой следует понимать не только мгновенное значение температуры (температур), возникших на пятнах фактического касания при контактировании шероховатостей двух тел, но и температуры, обусловленной возмущением скоростей и давлений в пластически деформируемом микрообъеме.

Существование температурных вспышек, как и флуктуаций других локальных параметров термодинамического описания трибосистемы (скорости, давления, напряжения), объективно обусловлено следующими основными причинами [156, 159, 162, 189, 192, 282]:

- дискретным характером возникновения, нарушения и смены фрикционных связей, что обуславливает флуктуации давлений и скоростей в нормальном и тангенциальном направлении;
- чередованием процессов образования, отделения и уноса из контактной зоны продуктов взаимодействия материалов пары трения между собой и окружающей средой;
- вибрациями элементов трибосистемы;
- нестабильностью внешних воздействий на трибосистему;
- периодичностью «порций» теплоты, поглощаемых и выделяемых на контактной плоскости и в локальных микрообъемах контактной зоны вследствие протекания термодинамически обратимых процессов циклического характера, например, термоэлектрических процессов превращения тепловой энергии в электрическую и обратно (эффекты Пельтье и Томсона);
- нестабильным характером процесса формирования и деструкции тонких смазочных пленок и др.

Применительно к тяжело нагруженным трибосистемам типа «инструментальный материал – обрабатываемый материал» можно дополнительно отметить следующие причины возникновения температурных флуктуаций, специфичные для процесса контактного взаимодействия при резании металлов лезвийным инструментом на формообразующих операциях металлообработки:

- цикличность процесса стружкообразования;
- периодичность образования и срыв нароста на режущем лезвии;
- цикличность процессов деформационного упрочнения и температурного разупрочнения в приконтактном пластически деформируемом слое обрабатываемого материала;
- нерегулярность структурных превращений, диффузионных и химических процессов, происходящих в условиях схватывания в более мягком материале заготовки, заторможенном в микровпадинах шероховатой поверхности инструментального мате-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

риала;

- структурная неоднородность обрабатываемого материала;
- гетерогенность поверхности инструментального материала.

ла.

Из факторов, обуславливающих наличие температурных флуктуаций в контактной зоне трибосопряжений, наиболее исследованными являются факторы, связанные с дискретностью и нестационарностью процесса контактирования. Так, в работе [240] получены зависимости, позволяющие рассчитать величину температурной вспышки на поверхности контакта в условиях дискретного контактирования шероховатых поверхностей при нестационарном трении.

4.2.2.1. Расчетная оценка уровня температурных флуктуаций

Оценка величины температурных флуктуаций, обусловленных возмущениями скорости скольжения и касательных напряжений в условиях сплошного пластического контакта, может быть произведена следующим образом. Считаем, что теплота в телах, составляющих пару трения, распространяется по нормали к поверхности контакта, при этом периодические возмущения температуры возникают на поверхности трения и затухают в направлении координаты x .

Запишем систему уравнений нестационарной теплопроводности, соответственно для тел 1 и 2, приняв модель пары трения согласно рис.2.13. При высокой локализации теплового источника в слое толщиной h примем действие плоского источника:

$$\frac{\partial T_j(x,t)}{\partial t} = a_j \frac{\partial^2 T_j(x,t)}{\partial x^2}; \quad j = 1,2. \quad (4.13)$$

Граничные условия 2-го рода учитывают существование периодического теплового потока \tilde{q} на контактной поверхности:

$$\lambda_j \frac{\partial T_j(0,t)}{\partial x} = -\alpha_j \tilde{q}; \quad T_j(\infty,t) = 0, \quad (4.14)$$

где λ_j и a_j - коэффициенты тепло- и температуропроводности соответственно; α_j - коэффициент распределения теплового потока от температурных флуктуаций ($\alpha_1 = \alpha$; $\alpha_2 = 1 - \alpha$).

Периодический тепловой поток упрощенно запишем в комплексной форме:

$$\tilde{q} = q_m e^{-i\omega t}, \quad (4.15)$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

где ω - круговая частота колебаний теплового потока.

Данные для определения параметров источника тепловыделения от флуктуаций скорости и контактных напряжений (амплитуды и частоты колебаний этих величин) находим экспериментально.

Будем искать периодическое по времени решение вида

$$T(x, t) = T_0(x)e^{-i\omega t}. \quad (4.16)$$

Подставив (4.16) в уравнение (4.13), получим:

$$\frac{\partial^2 T_0(x)}{\partial x^2} = \mu^2 T_0(x), \quad (4.17)$$

где $\mu = \sqrt{\frac{\omega}{2a}}(1-i) = [K(1-i)]$; $K = \sqrt{\frac{\omega}{2a}}$.

Общий интеграл уравнения (4.17)

$$T_0(x) = C_1 \exp[K(1-i)x] + C_2 \exp[-K(1-i)x].$$

(4.18)

Подставив (4.18) в (4.16), получим:

$$T(x, t) = \{C_1 \exp[K(1-i)x] + C_2 \exp[-K(1-i)x]e^{-i\omega t}\}.$$

(4.19)

Постоянные C_1 и C_2 определяем из граничных условий (4.14).

Очевидно, $C_1 = 0$, а

$$C_2 = \frac{\alpha q}{2\lambda k}(1+i) = \frac{\alpha \tilde{q}}{\sqrt{2\lambda k}} e^{i\frac{\pi}{4}}.$$

Подставив полученные значения C_1 и C_2 (4.19), получим:

$$T(x, t) = \frac{\alpha \tilde{q}}{\sqrt{2\lambda k}} \exp(-kx) \exp\left[i\left(kx + \frac{\pi}{4} - \omega t\right)\right].$$

(4.20)

Отделив в (4.20) вещественную часть, получим:

$$T(x, t) = \frac{\alpha \tilde{q}}{\lambda_j} \sqrt{\frac{a_j}{\omega}} \exp\left[-x \sqrt{\frac{\omega}{2a_j}}\right] \cos\left[(\omega T) - x \sqrt{\frac{\omega}{2a_j}} - \frac{\pi}{4}\right].$$

(4.21)

Находим коэффициент распределения тепловых потоков α из равенства $T_1 = T_2$ при $x = 0$:

$$\alpha = \frac{\lambda_1 \sqrt{a_2}}{\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}}. \quad (4.22)$$

Подставив (4.22) в (4.21), получим:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$T_j(x, t) = T_0 \exp\left[-x \sqrt{\frac{\omega}{2a_j}}\right] \cos\left[\omega t - x \sqrt{\frac{\omega}{2a_j}} - \frac{\pi}{4}\right], \tag{4.23}$$

где

$$T_0 = \frac{\tilde{q} \sqrt{a_1 a_2}}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{\omega}} \tag{4.24}$$

- максимальная амплитуда температурных колебаний.

Дифференцируя (4.23) по координате, получаем выражение для температурного градиента:

$$\begin{aligned} grad \tilde{T}(x, t) = & T_0 \sqrt{\omega/2a} \exp\left(-x \sqrt{\omega/2a}\right) \times \\ & \times \left\{ \sin\left[\left(\omega t - \frac{\pi}{4}\right) - x \sqrt{\omega/2a}\right] - \cos\left[\left(\omega t - \frac{\pi}{4}\right) - x \sqrt{\omega/2a}\right] \right\}. \end{aligned} \tag{4.25}$$

4.2.2.2. Исходные данные для расчета производства избыточной тепловой энтропии

Определим мощность объемного источника тепловыделения от флуктуаций скорости и касательных напряжений в пластически деформируемом слое толщиной h (рис. 2.13), для чего предварительно проанализируем закономерности их изменения. По оценкам [215], толщина пластически деформируемого слоя при обработке пластичных материалов составляет 20-200 мкм.

Данные наших многочисленных исследований приконтактных слоев стружек при резании вязких конструкционных материалов и боковых поверхностей пластин после трения показали наличие пластических зон (рис. П.2.2). В вязком слое толщиной h , поведение которого в этих зонах больше напоминает «поведение чрезвычайно вязких жидкостей, чем обычных твердых металлов» [221], при переходе от одного текучего слоя к другому в направлении нормали к поверхности изменяются скорости течения $U(x)$, с максимумом на контакте, когда $U(x) = v$ - скорость трения (см. рис.1.10, г). Поэтому к этому квазивязкому слою с определенным допущением применим закон Ньютона [103]:

$$\tau_k = -\eta \frac{dU(x)}{dx}, \tag{4.26}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

где τ_k - касательное напряжение, принимается постоянным по толщине слоя h и по длине пластического слоя в направлении вектора скорости трения (резания) (см. рис.1.10, б).

Скорость относительного перемещения деформируемых слоев металла представим суммой:

$$U(x, t) = \bar{U}(x) + \tilde{U}(x, t), \quad (4.27)$$

где $\bar{U}(x)$ - постоянная составляющая скорости (черта над символом означает значение параметра, усредненного по времени; $\tilde{U}(x, t)$ - колебательная составляющая скорости, которую в общем случае можно представить выражением

$$\tilde{U}(x, t) = \sum_1^n U_0(x) \cos(n\omega t), \quad (4.28)$$

где $\omega = 2\pi f$ - круговая частота (f - частота); n - число гармоник; t - время.

В дальнейшем колебательную составляющую скорости трения будем представлять в упрощенном виде:

$$\tilde{U}(x, t) = U_0(x) \cos(\omega t), \quad \text{или} \quad \tilde{U}(x, t) = U_0(x) e^{-i\omega t}, \quad (4.29)$$

причем флуктуационный процесс будем рассматривать отдельно от стационарного, считая их в первом приближении независимыми; тепловое состояние изнашиваемого материала получим суперпозицией тепловых полей по типу (4.27).

Анализ поверхностей трения с участием в качестве элемента пары трения пластичной стали установил различие в структуре пластически деформированной зоны (рис. П.2.2.). Для среднеуглеродистой стали марки 35, 45 пластически деформируемый слой $h = \delta_1$ состоит из двух зон (рис. П.2.2, в): 1 – зона больших деформаций; 2 – слабо деформированная зона. Полагаем, что флуктуации скорости затухают именно в зоне 1.

При трении легированной стали в условиях высоких локальных температур формируется зона «белого слоя» повышенной твердости, где налицо увеличение микротвердости за счет растворения карбидов (рис.П.2.5.).

Закономерность изменения колебательной скорости $\tilde{U}(x, t)$ по толщине пластически деформируемого слоя h может быть найдена из сокращенного уравнения Навье-Стокса. Принимая постоянство на контакте нормального давления и независимость η от температуры и пренебрегая объемными силами веса, получаем



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

[103]

$$\rho \frac{d\tilde{U}}{dt} = \eta \frac{\partial^2 \tilde{U}}{\partial x^2} \quad (4.30)$$

с граничными условиями:

$$\tilde{U} = U_0 \exp(-i\omega t) \text{ при } x = 0; \tilde{U} = 0 \text{ при } x = h,$$

где U_0 - амплитуда колебаний скорости на контакте.

Решение (4.30) имеет вид:

$$\tilde{U}(x, t) = (A \sin kx + B \cos kx) \exp(-i\omega t), \quad (4.31)$$

$$\text{где } k = \sqrt{\frac{\omega \rho}{2\eta}} (1 + i).$$

Применив граничные условия к (4.30), после нахождения постоянных А и В в (4.31), в итоге получим:

$$\tilde{U}(x, t) = U_0 \frac{\sin[k(h-x)]}{\sin(kh)} \exp(-i\omega t). \quad (4.32)$$

Отделив в (4.30) и в (4.31) вещественные части, получим:

$$\tilde{U}(x, t) = U_0 \frac{\sin[k(h-x)]}{\sin(kh)} \cos \omega t, \quad (4.33)$$

$$\text{где } k = \sqrt{\omega \rho / 2\eta}.$$

Касательные напряжения в слое h найдем из (4.26) и (4.33):

$$\tau = \eta k U_0 \frac{\cos[k(h-x)]}{\sin(kh)}, \quad (4.34)$$

а их среднее значение в слое h

$$\tilde{\tau}_{cp} = \frac{1}{h} \int_0^h \tau_0 dx = \eta \frac{U_0}{h} \cos \omega t = \tau_0 \cos \omega t, \quad (4.35)$$

где $\tau_0 = \eta \frac{U_0}{h}$ (4.36) - амплитуда колебаний касательных напряжений.

Мощность тепловыделения в пластически деформируемом слое h , отнесенная к общей площади контакта, равна

$$q(t) = \tau v = \int_0^v \tau dU = \int_0^h q'(x, t) dx = \int_0^h \tau_1 \frac{dU(x, t)}{dx} dx.$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

(4.37)

Из (4.33) и (4.37) получим:

$$q(t) = \eta \frac{U_0^2 k^2}{\sin^2(kh)} \left[\frac{h}{2} + \frac{1}{4k} \sin(2kh) \right] \cos^2 \omega t \cdot$$

(4.38)

При малой толщине зоны действия флуктуаций ($h \leq 200$ мкм) в диапазоне частот до 1 МГц практически для любых значений η , как показано М.М. Климовым [67], величина косинуса в зависимости (4.38) мало отличается от единицы, а синуса в (4.38) и (4.34) – от значения аргумента, поэтому выражение можно упростить:

$$q(t) = \eta \frac{U_0^2}{2h} [1 + \cos(2\omega t)], \tag{4.39}$$

или, учитывая (4.36),

$$q(t) = 0,5\tau U_0 [1 + \cos(2\omega t)]. \tag{4.40}$$

Полученные теоретические результаты расчета параметров флуктуационного источника, действующего в контактной плоскости, могут быть использованы, во-первых, для оценки его влияния на характер температурного распределения в изнашиваемом материале и, во-вторых, для определения производства кинетической энтропии по (4.8)-(4.10), необходимой для расчета на износ по (4.6). Для нахождения $P[\delta S]$ имеем систему уравнений входящих величин:

$$\begin{aligned} P[\delta S] &= P_r[\delta S] P_v[\delta S] = \\ &= \lambda \left(\text{grad} \tilde{T}(x,t) / \tilde{T}(x,t) \right)^2 + \left(c\rho \tilde{v} \tilde{T}(x,t) \text{grad} T \right)^2 \quad (\text{см. 4.8-4.10}); \\ \tilde{T}(x,t) &= \frac{\tilde{q}(t) \sqrt{a_1 a_2}}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{\omega}} \exp(-x\sqrt{\omega/2a_1}) \cos \left[\left(\omega t - \frac{\pi}{4} \right) - x\sqrt{\omega/2a_1} \right] \end{aligned}$$

(см. 4.23);

$$\begin{aligned} \text{grad} \tilde{T}(x,t) &= \frac{\tilde{q}(t) \sqrt{a_1 a_2} \sqrt{\omega/2a_1}}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{\omega}} \exp(-x\sqrt{\omega/2a_1}) \times \\ &\times \left\{ \sin \left[\left(\omega t - \frac{\pi}{4} \right) - x\sqrt{\omega/2a_1} \right] - \cos \left[\left(\omega t - \frac{\pi}{4} \right) - x\sqrt{\omega/2a_1} \right] \right\} \end{aligned}$$

(см. 4.25);

$$q(t) = \eta \frac{U_0^2}{2h} [1 + \cos(2\omega t)] \equiv 0,5\tau_0 U_0 [1 + \cos(2\omega t)] \tag{см. 4.40);}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\tilde{v} = \tilde{U}(x, t) = U_0 \frac{\sin[k(h-x)]}{\sin(kh)} \cos \omega t, \text{ где } k = \sqrt{\frac{\omega \rho}{2\eta}} \text{ (см. 4.33).}$$

4.33).

Так как амплитуды скоростей, тепловых потоков и температур максимальны на поверхности контакта, то положив $x = 0$ в вышеприведенных уравнениях и заменив амплитуды колебаний касательных напряжений τ_0 и скорости U_0 на их значения в плоскости контакта, получим:

$$\tilde{T}(0, t) = \frac{0,5\tau v \sqrt{a_1 a_2} [1 + \cos(2\omega t)]}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{\omega}} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{4}\right),$$

$$grad \tilde{t}(0, t) = \frac{0,5\tau v \sqrt{a_1 a_2} [1 + \cos(2\omega t)]}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1}) \sqrt{2a_1}} \left[\sin\left(\omega t - \frac{\pi}{4}\right) - \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{4}\right) \right]$$

, (4.41)

$$\tilde{v} = v \cos(\omega t).$$

Теплофизические контакты инструментального материала λ_1 и $c_1 \rho_1$ в (4.8)-(4.10) рассматриваются не зависящими от температуры; значения T и $grad T$ принимаются из решения тепловой задачи при условии действия плоского источника тепла на контакте (например, задача 2.25).

Использование соотношений (4.41) для практических оценок величины $P[\delta S]$ затруднительно из-за отсутствия теоретических зависимостей, устанавливающих функциональную связь между частотой процесса ($\omega = 2\pi f$) и его выходными данными: температурой, напряжениями, скоростями. Кроме этого априори неизвестны коэффициент динамической вязкости материала η и глубина действия флуктуаций скоростей и температур h (толщина пластически деформируемого слоя). Вместе с тем эти зависимости позволяют сделать ряд важных выводов о влиянии на тепловое состояние материала частоты флуктуационного процесса.

4.2.2.3. Расчет производства избыточной тепловой энтропии

Так как при изнашивании инструментальных режущих материалов доминируют тепловые процессы, то можно в зависимости (4.8) для $P[\delta S]$ ограничиться тепловой компонентой $P_T(\delta S)$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

(4.9), полагая, что эта величина отражает производство тепловой энтропии пятнами фактического контакта. Задача оценки $P_T[\delta S]$ сводится фактически к расчету температурной вспышки T_g и температурного градиента на микровыступе шероховатой поверхности истираемого материала.

Теория температурных вспышек успешно развивается школой А.В. Чичинадзе [114, 237, 239, 240]. Рассматривая движение с трением микровыступа из более твердого материала по гладкому полупространству (мягкий материал), авторы [114,237] решили задачу теплопроводности и нашли зависимости для расчета температурных распределений в микровыступе $T_g(x,t)$, его максимальную температуру T_g , коэффициент распределения тепловых потоков $(1 - \alpha_1)q_*$, путь (время) контактирования L от начала контакта до смятия выступа:

$$T_g(x,t) = \frac{q_*}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} \left[\frac{2\sqrt{t}}{\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{4a_2 t}\right) \right] - \frac{x}{\sqrt{a_1}} \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_1 t}},$$

(4.42)

$$(0 \leq t \leq L/v),$$

$$T_g = 1,13(1 - \alpha_1)q_* \sqrt{L/(v\lambda_1 c_1 \rho_1)},$$

(4.43)

$$1 - \alpha_1 = \frac{\sqrt{d_{II} \lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} + \sqrt{d_{II} \lambda_1 c_1 \rho_1}},$$

(4.44)

$$\frac{(T_{kp} - T_k) \sqrt{d_{II} \lambda_1 c_1 \rho_1}}{1,15 \sqrt{d_{II}/v} q_* - (T_{kp} - T_k) \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \leq L \leq \frac{(T_{kp} - T_k) \sqrt{d_{II} \lambda_1 c_1 \rho_1}}{0,77 \sqrt{d_{II}/v} q_* - (T_{kp} - T_k) \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}}.$$

(4.45)

Дифференцируя (4.42) по координате, имеем:

$$\operatorname{grad} T_g = \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = \frac{(1 - \alpha_1)q_*}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} \left[\frac{1}{a_1 \sqrt{\pi}} \left(x - \frac{x^2}{2} \right) \times \right. \\ \left. \times \exp\left(-\frac{x^2}{4a_1 t}\right) - \frac{1}{\sqrt{a_1}} \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_1 t}} \right) \right].$$

(4.46)

Плотность теплового потока q_* на фрикционном контакте микровыступа и диаметр пятна касания d_{II} (для условий пластического контакта) найдем по И.В. Крагельскому [89], А.В. Чичинадзе [240] и Н.Б. Демкину [47]:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$q_* = fHBv, \tag{4.47}$$

$$d_{II} = 2,8 \sqrt{\frac{rh_{\max}}{v} \left(\frac{N}{A_c HBb} \right)^{1/2v}}. \tag{4.48}$$

Здесь f - коэффициент трения; $HB = HV$ - твердость более мягкого материала (контртела); N - нормальная нагрузка; r и h_{\max} - параметры шероховатости; b и v - характеристики опорной кривой поверхности более твердого материала – в нашем случае твердого сплава.

Важно правильно оценить путь «существования» L единичного пятна контакта. Расчеты по формуле (4.45) А.В. Чичинадзе для определения L применительно к изнашиванию твердосплавных материалов для скоростей скольжения $\leq 3,5$ м/с дают отрицательные значения знаменателя неравенства (4.45), и в этих условиях $L \rightarrow \infty$. Однако практикой найдены достаточно большие интенсивности изнашивания твердых сплавов даже на умеренных скоростях скольжения, и «бесконечная долговечность» твердосплавного микровыступа маловероятна. Как показали наши расчеты с использованием собственных данных по интенсивностям изнашивания J твердых сплавов, для них $L \approx (200 - 500)d_{II}$. Поэтому величину L применительно к изнашиванию с малыми и средними скоростями, когда начальные температуры T на номинальной площади касания и критические температуры $T_{кр}$ (4.45) сильно отличаются друг от друга, целесообразно определять по формуле (4.44). Полагая, что доля теплоты, поступающей в поверхностные и объемные слои истираемого материала от тепловых источников на номинальной площади касания $(1 - \alpha)q$, обусловлена в итоге долями теплот $(1 - \alpha_1)q$ от действия мгновенных источников на фактических пятнах касания, можно в первом приближении принять $1 - \alpha_1 = 1 - \alpha$. Расчет величин $1 - \alpha(\alpha)$ производится по зависимостям, полученным в гл.2. Контрольные расчеты для высоких скоростей скольжения твердых сплавов показали удовлетворительное согласование параметров $(1 - \alpha_1)$ и $(1 - \alpha)$.

Пример. Пластина сплава Т15К6 ($\lambda_1 = 27,28$ Вт/м·°C);



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$c_1 \rho_1 = 272 \cdot 10^4$ Дж/м³·°С; $a_1 = 0,1 \cdot 10^{-4}$ м²/с истирается о контрвал из стали 35 ($\lambda_2 = 40,2$ Вт/м·°С); $c_2 \rho_2 = 502 \cdot 10^4$ Дж/м³·°С. Нормальная нагрузка $N = 500$ Н; $HB = 3200$ Н/м²; $A_a = 0,096 \cdot 10^{-4}$ м²; $v = 3,5$ м/с. Параметры шероховатости Т15К6 принимались по данным Н.С. Колева [74]: $h_{\max} = 0,6 \cdot 10^{-5}$ м; $r = 130 \cdot 10^{-5}$ м; $b = 10$; $\nu = 2$; критическая температура $T_{kp} = 1100$ °С, при которой твердость сплава сравнивается с начальной твердостью стали 35, была выбрана из монографии Т.Н. Лоладзе [108]. Для этих условий трения $T_K = 942$ °С, коэффициент трения $f = 0,27$.

Тепловой поток $q_* = f \cdot HB$, $v = 296 \cdot 10^7$ Вт/м²·°С, а $d_{II} = 3,5 \cdot 10^{-5}$ см. Из формулы (4.45) получаем: $4,8 \cdot 10^{-4} \leq L \leq 4370 \cdot 10^{-4}$ см. Приняв $L = 4370 \cdot 10^{-4}$ см, из (4.44) найдем $(1 - \alpha_1) = 0,0275$. Для выбранных условий трения доля теплоты, поступающей в макрообъем твердого сплава $1 - \alpha = 0,02$, т.е. $1 - \alpha_1 \approx 1 - \alpha$. Подставив в левую часть выражения (4.44) $1 - \alpha = 0,02$ и разрешив относительно L , нашли $L = 3080 \cdot 10^{-4}$ см.

Доля теплового потока в микровыступ $q_1 = (1 - \alpha_1)q_* = 592 \cdot 10^5$ Вт/м²·°С, а $gradT_{e/x=0} = (1 - \alpha)q_* / \lambda_1 = 2 \cdot 18 \cdot 10^5$ °С/м (из 4.46 при $x = 0$). Глубину проникновения температурной вспышки x_e находили по зависимости А.В Чичинадзе [240, с.118]

$$x_e = 3\sqrt{a_1 L / v}, \quad (4.49)$$

и она оказалась равной 0,0028 м, а температура вспышки, рассчитанная по (4.42), оказалась равной $T_e = 229^\circ$.

Производство избыточной энтропии $P[\delta S]$ здесь и далее находили по выражению, аналогичному (4.9), но с учетом усреднения $P[\delta S]$ по поверхности контакта:

$$P[\delta S] = \lambda_1 \int_0^{x_e} \left(\frac{gradT_e}{T_e} \right)^2 dx. \quad (4.50)$$

Для условий примера $P[\delta S] = 27,2 \left(\frac{2,18 \cdot 10^5}{229} \right)^2 2,8 \cdot 10^{-3} = 690$ кВт/м²·°С.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Величина $P[\delta S]$, определяемая по (4.50), зависит от глубины распространения температурной вспышки x_g . Эта величина будет зависеть от реологической схемы контакта и не во всех случаях контактного взаимодействия может быть оценена по формуле (4.49). Как уже было показано, в условиях пластического контакта температурная вспышка может затухать в толще этого слоя (от h_{max} до h_{np}) (см. рис. 2.13). В случае смешанного контакта, когда микровпадины инструментального материала заполняются более мягкими перенесенными частицами стали (см. рис.1.11), размер x_g может быть равен высоте микронеровностей h_{max} . Определяя величину производства избыточной тепловой энтропии $P[\delta S]$ по (4.50) при разной величине x_g , видим, что полученные значения отличаются на несколько порядков (табл.4.2).

Таблица 4.2

Расчетные значения $P[\delta S]$ при разных глубинах распространения температурной вспышки

Формулы расчета x_g	Значение $x_g \cdot 10^{-6}$, м	$P[\delta S] \cdot 10^4$, Вт/м ² ·°С
$x_g = h_{max}$	6	0,015
$x_g = 3\sqrt{a_1 L/v}$ [240],	2,800	700
$x_g = h_{нач}$	20	0,05
$x_g = h_{пред}$	200	0,5

По-видимому, значения x_g , рассчитанные по зависимостям (4.49) А.В. Чичинадзе [240], завышены, и в расчетах как первое приближение следует принимать глубину распространения вспышки в пределах толщины пластически деформированного слоя (20-200 мкм). Несмотря на отсутствие надежных данных по расчету размеров пластически деформированного слоя для условий контактного взаимодействия при трении и оценки флуктуаций скоростей и напряжении, зависимости (4.8)-(4.10) и (4.50) применимы для оценочных расчетов производства избыточной энтропии и величины износа по (4.6).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

4.2.2.4. Экспериментальный аналог величины производства избыточной энтропии

Перспективным направлением косвенной оценки производства избыточной энтропии $P[\delta S]$ в широком смысле этого понятия (4.8)-(4.10) может быть установление количественных отношений между общими энергетическими затратами на трение и энергию, расходуемую на флуктуационные процессы. Задача такая разрешима, по крайней мере, экспериментально, но требует самостоятельного изучения и динамических процессов на контакте: амплитуд и спектров колебаний нормальной и тангенциальной сил, виброскоростей и ускорений, флуктуаций температуры и др. В этой связи величину $P[\delta S]$ для условий трения с интенсивным тепловыделением следует находить по известной (из эксперимента) интенсивности изнашивания или в качестве аналога производства избыточной энтропии выбрать величину, легко определяемую экспериментально [8, 10, 148, 160, 162].

Экспериментальный аналог производства избыточной энтропии должен отражать флуктуационную природу контактного взаимодействия при трении. При определении производства избыточной энтропии имеем:

$$P[\delta S] = \frac{d}{dT}(\delta S). \tag{4.51}$$

В свою очередь приращение энтропии δS , обусловленное тепловыми процессами, можно выразить как $\delta S = \delta Q / T_k$. Тогда

$$P[\delta S] = \frac{d}{dT} \left(\frac{\delta Q}{T_k} \right). \tag{4.52}$$

При постоянном значении T_k выражение $\frac{d}{dT}(\delta Q)$ соответствует мощности тепловых флуктуаций на поверхности трения. Электрическим аналогом последней может быть принята мощность переменной составляющей термоЭДС пары трения $\tilde{\omega}$, равная в общем случае произведению величины переменной термоЭДС $\tilde{\varepsilon}$ на ток,

или

$$\tilde{\omega} = \kappa \tilde{\varepsilon}^2, \tag{4.53}$$

где κ - коэффициент пропорциональности с размерностью электрической проводимости.

Многочисленные экспериментальные данные отечественных



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

и зарубежных ученых [2, 7, 44, 108, 113, 120, 141, 143, 221] по изучению тепловых процессов при трении и резании показали, что электрическим аналогом средней поверхностной температуры на контакте является постоянная составляющая термоЭДС E , измеряемая методом естественной термопары. Поэтому в качестве экспериментального аналога производства избыточной энтропии можно принять отношение мощности переменной термоЭДС к постоянной:

$$K_s = \tilde{\omega} / \bar{E}. \quad (4.54)$$

Учитывая зависимости (4.53) и (4.54), можно получить другой параметр - K_ε , равный отношению переменной составляющей термоЭДС $\tilde{\varepsilon}$ к постоянной \bar{E} , который проще реализуется экспериментально [10,11]:

$$K_\varepsilon = \tilde{\varepsilon} / \bar{E}. \quad (4.55)$$

По физическому смыслу параметр K_s , являясь термодинамической характеристикой состояния зоны трения, качественно соответствует отношению тепловой энергии трения, рассеянной в результате диссипативных процессов на фактических пятнах касания, к средней температуре поверхности трения. Параметр K_ε согласуется по физическому смыслу с K_s , является его частным случаем и соответствует отношению среднего уровня температурных всплесков на фактических пятнах контакта к средней поверхностной температуре. Переменная составляющая термоЭДС силы трения $\tilde{\varepsilon}$ в зависимости (4.55) в общем случае отражает флуктуационные процессы на контакте, обусловленные дискретностью контактирования, температурными всплесками, актами схватывания и разрушения, изменениями в пленках вторичных структур и т.д.

Таким образом, величина параметра K_ε , характеризующая отношение температурной вспышки к средней поверхностной температуре, как следует из вышесказанного, соответствует производству избыточной энтропии $P[\delta S]$ и сравнительно просто определяется экспериментально. С учетом этого в формулы (4.6) и (4.22) для расчета интенсивности изнашивания вместо $P[\delta S]$ может быть введена безразмерная величина K_ε , но с соответствующим корректирующим множителем K , имеющим размерность $\text{Вт}/\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С}$. Как показало сравнение экспериментальных и расчетных значений интенсивности изнашивания инструментальных мате-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

риалов, при известной величине критической плотности энтропии S_* , параметр $\kappa = 0,42$ кДж/м²·°С. В итоге расчетная зависимость интенсивности изнашивания примет вид:

$$J = \frac{\left[\int_0^{\Delta} \frac{c\rho T(x)}{T_K} dx \right]^2}{K_\varepsilon K \cdot \nu (S_{**} - S_{0**})}, \quad (4.56)$$

где S_{**} - приведенная критическая плотность энтропии, отличающаяся по величине от S_* в (4.6), так как вместо $P[\delta S]$ в формулу введены K_ε и корректирующий множитель K .

4.2.2.5. Оценка уровня критической плотности энтропии инструментальных материалов

При выводе общей зависимости (4.5) для расчета интенсивности изнашивания инструментальных материалов предполагалось, что критическая плотность энтропии S_* есть характеристика материала, ответственная за износ. Однако для твердых сплавов и быстрорежущих сталей, наиболее распространенных инструментальных материалов вообще отсутствуют данные по энтропиям.

В.С. Поповым с сотрудниками [48] получены экспериментальные данные по предельным энергиям разрушения карбидов некоторых тугоплавких элементов (табл. 4.3). Поэтому нами проводился расчет изменения энтропий при плавлении карбидов с учетом табличных данных энтропий в стандартных условиях и температурной зависимости их теплоемкостей [218]:

$$\Delta S_{nl} = S_{298} + \int_{298}^{T_m} \frac{C_p dT}{T}. \quad (4.57)$$

Значения ΔS_{nl} соответствуют предельному состоянию карбидов при температуре их плавления и являются величинами предельными. В табл. 4.3. приведены энтропии S_{pm} , найденные нами по энергиям разрушения E_{pm} карбидов, т.е. находящихся в состоянии предплавления. Поэтому для реальных твердых сплавов, содержащих в структуре карбиды TiC, WC, TaC, TiN, критические плотности энтропий должны по порядку величин находиться в пределах $S_{pm} \leq S_* \leq \Delta S_{nl}$.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 4.3
Энергетические и энтропийные характеристики карбидов и нитридов тугоплавких элементов

Соединения	Температура плавления $T_m, ^\circ\text{C}$	Предельная энергия разрушения E_{pm} [48], кДж/см ³	Энтропии, МДж/м ³ °C	
			$S_{pm} = E_{pm} / T_{m1}$	ΔS_{m2}
TiC	3257	24,1	7,33	<u>12,95</u>
VC	2648	24,88	9,39	13,70
Cr ₃ C ₂	1895	12,48	6,58	14,04
Fe ₃ C	1650	12,86	7,79	-
NbC	3610	26,76	7,42	13,24
TaC	3985	17,26	4,32	11,19
WC	2785	16,82	6,03	<u>10,64</u>
TiN	—	—	—	12,86

Критические S_s и приведенные S_{**} плотности энтропии твердосплавных материалов могут быть найдены расчетно-экспериментальным методом, используя зависимости (4.6), (4.50), (4.54) и экспериментальные данные определения интенсивности изнашивания J , параметра K_ε , а также температурные распределения инструментальных материалов, полученные расчетом, для нахождения производства $P[S]$, потока энтропии $\Phi[S]$ и плотности энтропии, накопленной в микрообъемах изнашиваемого материала \dot{S}_H . Температурные и энтропийные характеристики инструментальных материалов определялись предварительно по зависимостям гл.2 на основе температурных распределений, значений $gradT$, $\partial^2T/\partial x^2$, максимальных поверхностных температур T_k . В табл.4.4. в качестве примера представлены исходные данные для расчета энергетического критерия ε и результаты расчета этого параметра для пары трения твердый сплав T15K6 – сталь 35.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 4.4

Температурные характеристики твердых сплавов при трении по стали 35 ($N = 600 \text{ Н}, l_k = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$)

Скорость трения, v , м/с	Мощность трения q , МВт/м ²	Поток теплоты q_t , В твердый сплав	Размер $\Delta \cdot 10^{-2}$, м	Координата $x \cdot 10^{-2}$, м	Текущая температура $T_1(x)$, °С	$\partial T_1 / \partial x \cdot 10^{-1}$ град/м	Энергетический критерий Δ , кДж/(м ² ·°С)
	2						
<i>Сплав ВК8</i>							
1,5	191,3	7,65	0,16	0	616	1,41	3,82
				0,08	517	0,77	
				0,16	475	0,14	
2,5	319,3	8,61	0,263	0	769	1,58	5,98
				0,130	636	0,88	
				0,263	555	0,19	
3,5	446,9	9,82	0,345	0	942	1,82	7,44
				0,172	700	1,00	
				0,345	519	0,181	
<i>Сплав Т15К6</i>							
1,5	191,3	7,27	0,1	0	616	2,68	2,91
				0,05	513	1,47	
				0,1	470	0,27	
2,5	319,3	7,65	0,16	0	796	2,80	4,41
				0,08	621	1,55	
				0,16	547	0,28	
3,5	446,9	8,95	0,208	0	942	3,30	5,48
				0,204	694	1,81	
				0,208	591	0,33	
<i>Сплав Т15К6+TiC</i>							
1,5	191,3	8,57	0,084	0	616	3,15	2,44
				0,042	513	1,79	
				0,084	470	0,35	
2,5	319,3	9,64	0,127	0	796	3,55	3,53
				0,064	621	1,94	
				0,127	548	0,35	
3,5	446,9	11,17	0,158	0	800	3,28	4,24
				0,079	695	2,26	
				0,158	591	0,41	

Следует обратить внимание на то, что энергетический критерий для всех исследованных групп и марок инструментальных материалов растет с увеличением скорости трения. Если твердый



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

сплав истирается о контртело из высокопроводной стали 35, значение ε больше у сплавов с лучшей теплопроводностью - ВК8, затем Т15К6 и наименьшее значение у сплава Т15К6 с покрытием TiC (см. табл.4.4). Напротив, при трении по титановому сплаву ВТ3-1 наименьшие значения ε соответствуют высокотеплопроводному сплаву ВК8 (табл. 4.5.)

Таблица 4.5

Температурные характеристики твердых сплавов при трении по титановому сплаву ВТ3-1 ($N = 600 \text{ Н}$, $l_k = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$)

v , м/с	q ,	q_1 ,	$\Delta \cdot 10^{-2}$, М	$x \cdot 10^{-2}$, М	$T_1(x)$, °С	$\partial T_1 / \partial x \cdot 10^5$, град/м	ε , кДж/(м ² ·°С)
	МВт/м ²						
1	2	3	4	5	6	7	8
<i>Сплав ВК8</i>							
0,35	44,7	8,35	0,155	0 0,078 0,155	671 579 540	1,54 0,84 0,15	3,80
0,5	63,8	9,46	0,20	0 0,20 0,20	803 659 599	1,84 1,02 0,18	4,68
0,65	81,0	12,4 8	0,22	0 0,11 0,22	915 719 637	2,30 1,26 0,23	4,97
<i>Сплав Т15К6</i>							
0,35	44,7	4,60	0,16	0 0,08 0,16	700 595 551	1,69 0,93 0,17	4,72
0,5	63,8	6,12	0,18	0 0,09 0,18	837 679 614	2,25 1,24 0,23	5,14
0,65	81,0	7,36	0,20	0 0,10 0,20	954 743 656	2,71 1,49 0,27	5,48
<i>Сплав Т15К6+TiC</i>							
0,35	44,7	1,84	0,135	0 0,067 0,135	756 634 584	2,23 1,28 0,23	5,52
0,5	63,8	2,48	0,145	0 0,072 0,145	903 728 654	3,12 1,73 0,31	5,64
0,65	81,0	3,11	0,152	0 0,076 0,152	1030 799 703	3,91 2,15 0,30	5,77



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Примечание. Названия граф 1-8 соответствуют табл.4.4.

Как уже отмечалось ранее, физическая природа такого кажущегося парадокса связана с условиями диссипации тепловой энергии из зоны элементами пары трения.

По результатам температурных распределений в инструментальных материалах производилась и оценка их энтропийных характеристик. Производство энтропии $P[S]$ в соответствии с за-

висимостями (4.6) и (4.11) находили по формуле $\int_0^{\Delta} \left(\frac{\partial T / \partial x}{T_K} \right)^2 dx$,

а для плотности накопленной энтропии $\dot{S}_H = \int_0^{\Delta} \dot{S} dx$ использовали

выражение:

$$\dot{S}_H = \int_0^{\Delta} \dot{S} dx = \int_0^{\Delta} \frac{(1 - \alpha) q(x) dx}{T(x) \delta}. \quad (4.58)$$

Поток энтропии $\Phi[S]$, второе слагаемое числителя (4.6), находили из условия $\Phi[S] + \int \dot{S} dx = P[S]$. Значения $\Phi[S]$ в этом

случае практически совпадали с результатами расчетов по (4.6). Из полученных данных [150] следует, что с уменьшением теплопроводности твердых сплавов, независимо от теплофизических свойств материала контртела, возрастает как производство энтропии, так и поток энтропии в окружающую среду. Однако плот-

ность накопленной энтропии в единицу времени $\int_0^{\Delta} \dot{S} dx$ как вели-

чина, ответственная за разрушение материала в процессе изнашивания, для малотеплопроводных твердых сплавов при трении по стали 35 снижается и увеличивается, если трение осуществляется по контрвалу из титанового сплава. Такая закономерность не случайна и с физической точки зрения объяснима изменением характера тепловых полей в инструментальных материалах.

Полученные данные по ε и $\int_0^{\Delta} \dot{S} dx$ свидетельствуют о том,

что плотность накопленной энтропии в твердом сплаве эквивалентна изменению энергетического критерия: с увеличением ε



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

возрастает накопленная энтропия в материале и наоборот. Обусловлено это тем, что даже в условиях стационарного режима трения накопление энтропии в объеме – нестационарный процесс, определяющий приращение износа во времени. Тем не менее этот процесс зависит от стационарного распределения тепловой энергии в изнашиваемом материале, т.е. от величины критерия Θ . Поэтому и введение этого параметра в выражение для расчета интенсивности изнашивания (4.56) вместо плотности накопленной энтропии физически обосновано.

Наконец, имея экспериментальные данные по интенсивности изнашивания J и $K_\epsilon (P[\delta S])$, расчетные значения величин по формулам (4.6) или (4.11), можно определить критическую S_* и приведенную S_{**} плотности энтропии. Исходные данные и результаты расчета средних значений плотности энтропий S_* и S_{**} даны в табл. 4.6. и 4.7.

Таблица 4.6

Расчетные значения критической плотности энтропии инструментальных

материалов при трении по стали 35 ($l_k = 1 \cdot 10^{-3}$, $N = 600H$)

Материал	ν , м/ с	Исходные данные				Плотность энтропии, МДж/ м ³ ·°С			
		$J \cdot 10^{-3}$	$K_\epsilon \cdot 10^{-2}$	\dot{S}_H , кВт/м ² ·°С	Θ , кДж/ м ² ·°С	S_*	S_{*cp}	S_{**}	S_{**cp}
Р6М5	1,5	35,0	6,5	0,737	1,534	3,81	3,87	28,28	33,34
ВК8	3,0	4,5	21	1,338	7,23	12,40	12,22	519,6 502,8	504,6
T15K6	2,5	2,8	11,0	0,612	4,41	13,41	13,63	628,5	634,09
T15K6+TiC	2,5	2,1	8,2	0,510	3,53	14,54	14,02	666,21	620,12



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 4.7

Расчетные значения критической плотности энтропии твердых сплавов при трении по ВТЗ-1 ($l_k = 1 \cdot 10^{-3}$, $N = 600H$)

Сплав	ν , м/с	Исходные данные				Плотность энтропии, МДж/м ³ ·°С			
		$J \cdot 10^{-8}$	$K_z \cdot 10^{-2}$	\dot{S}_H , кВт/м ² ·°С	Θ , кДж/м ² ·°С	S_{**}	S_{*cp}	S_{**}	S_{**cp}
ВК8	0,35	21	9,5	0,623	3,80	11,98	11,12	502,8	525,2
T15K6	0,5	21	9,5	0,752	5,14	13,41	13,41	628,5	653,64
T15K6+TiC	0,5	24	11	0,974	5,64	16,75	16,16	636,88	639,67

Как видно из табл. 4.6. и 4.7., значения S_* и S_{**} для твердых сплавов при трении, независимо от материала контртела, приблизительно постоянны, и их можно принять константами. Средние значения S_* равны: для ВК8 – 11,67; T15K6 – 13,54; T15K6 с покрытием TiC - 15,1 МДж/м³·°С; значения S_{**} : для ВК8 – 51,5; T15K6 – 643,8 и T15K6+TiC – 629,9 МДж/м³·°С. Сравнивая S_* для ВК8 и T15K6 с изменением энтропий при плавлении $\Delta S_{пл}$ чистых карбидов WC и TiC (в табл.4.3 подчеркнуты), можно обнаружить удовлетворительное соответствие между ними: 11,67 и 10,64 (отклонение 8,8%), 13,54 и 12,95 (отклонение 4,3%).

Полученная расчетно-экспериментальным методом информация о величинах производства избыточной тепловой энтропии $P[\Delta S]$ и критической (приведенной) плотностей энтропии $S_*(S_{**})$ позволяет априори производить расчет интенсивности изнашивания инструментальных материалов.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

4.3. Связь термодинамических процессов в контактной зоне с трением и износом инструментальных материалов

4.3.1. Влияние флуктуационных параметров на тепловое состояние контактной зоны

При расчете кинетической избыточной энтропии по зависимостям (4.8)-(4.10) учитывали влияние двух флуктуационных эффектов: теплопроводности (флуктуации температур) и конвекции. В качестве промежуточного результата получены уравнения для оценки флуктуаций температур (4.23), скоростей (4.33) и тепловых потоков. Теоретический анализ влияния входящих факторов в зависимость (4.24), определяющих амплитуду температурных флуктуаций, привел к необходимости обратить внимание на зависимость температурной флуктуации от круговой частоты процесса $\omega = 2\pi f$, где f - частота, Гц. Для удобства анализа воспроизведем здесь формулу (4.24):

$$T_0 \equiv \tilde{T} = \frac{\tilde{q}\sqrt{a_1 a_2}}{(\lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{a_1})\sqrt{\omega}},$$

где $T_0 \equiv \tilde{T}$ - максимальная амплитуда флуктуаций температуры.

Из (4.24) следует, что с увеличением частоты флуктуационных процессов ω увеличивается амплитуда температурных флуктуаций, обусловленных колебанием скоростей и напряжений в контактной зоне. Для пары твердый сплав Т15К6 – сталь 45 $T(x)$ рассчитывали по (4.23) и (4.24) и получили следующие данные (табл. 4.8) [156, 163, 192, 282].

Таблица 4.8

Влияние частоты флуктуационных процессов на амплитуду температурных возмущений в твердом сплаве

Расстояние от контактной плоскости x , мкм	Амплитуда температурных возмущений, °С при частотах, кГц					
	0,1	0,2	0,5	1	5	20
0	175,2	123,9	78,3	55,4	24,8	12,4
5	170,3	119,1	73,6	50,7	20,3	8,3
10	165,6	114,4	69,1	46,4	16,7	5,6
50	132,4	83,3	41,9	22,83	3,4	0,23
100	100,0	56,1	22,4	9,4	0,47	0,0
200	57,1	25,4	6,4	1,6	0,01	0,0



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Из данных таблицы следует, что с увеличением частоты протекания флуктуационных процессов уменьшается амплитуда температурных колебаний и глубина их проникновения в тело изнашиваемого материала. На расстоянии 100 мкм от поверхности трения и при частоте 20кГц температурные флуктуации полностью затухают. В этой связи необходимы дополнительные исследования влияния температурных флуктуаций на характеристики температурного поля пары трения и интенсивность изнашивания в условиях сплошного пластического контакта.

4.3.1.1. Температурные возмущения и тепловое состояние инструментальных материалов

Зависимость для расчета температурных распределений в инструментальном материале с учетом действия в обоих телах пары трения объемных источников теплопоглощения ω_1 (инструментальный материал) и тепловыделения ω_2 (пластичное контртело) имеет вид (см. (2.105) и (2.109)):

$$T_1(x) = \frac{\omega_{O_2}}{\tau \kappa_2^3 a_2} \left[\tau \kappa_2^2 a_2 + 1 - 2\kappa_2 \sqrt{a_2 \tau} \frac{1}{\sqrt{\pi}} - \exp(\kappa_2^2 a_2 \tau) \operatorname{erfc}(\kappa_2 \sqrt{a_2 \tau}) \right] - \frac{\omega_{O_2}}{\kappa_1 + n_1} \times$$

$$\frac{2\lambda_2}{\lambda_1 m_1 + \sqrt{\pi a_2 \tau}}$$

$$\times \exp^{-m_1 x} - \frac{\omega_{O_1}}{\lambda_1 (\kappa_1^2 - m_1^2)} [\exp(-m_1 x) - \exp(-\kappa_1 x)] \quad (4.59)$$

Пренебрегая теплоотдачей с поверхности инструментального материала (действием объемного источника ω_{O_1}) и вводя вместо τ его значение, учтем в выражении (4.59) составляющие мощности источника тепловыделения от флуктуаций \bar{q} и его объемной плотности ω_{O_2} . При этом удельная мощность суммарного источника тепловыделения q и объемная плотность ω_{O_2} будут равны [67]:

$$q = q_0 + \tilde{q}_2; \quad \omega_{O_2} = (\omega_{O_2} + \bar{\omega}_{O_2}) e^{-\kappa_2 x}; \quad \omega_{O_2} = q_0 \kappa_r \quad (4.60)$$

Здесь \tilde{q}_2 и $\bar{\omega}_{O_2}$ - источники от флуктуаций температуры; \tilde{q}_2 и $\bar{\omega}_{O_2}$ - источники от тепловыделения в пластически деформируемом слое толщиной h .

В итоге зависимость (4.59) примет вид:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$T_1(x) = \exp(m_1 x) \frac{(q_0 + \tilde{q}_2) / (\ell_\kappa / \nu) \cdot \kappa_2^2 a_2 \cdot [\ell_\kappa / \nu \cdot \kappa_2^2 a_2 + 1 - 2\kappa_2 \sqrt{a_2 \ell_\kappa / \nu} \frac{1}{\sqrt{\pi}} - \lambda_1 m_1 + \frac{-\exp[\kappa_2^2 a_2 (\ell_\kappa / \nu)] \operatorname{erfc}(\kappa_2 \sqrt{a_2 \ell_\kappa / \nu})}{+ 2\lambda_2 / \sqrt{\pi a_2 \ell_\kappa / \nu}}}{(4.61)}$$

В этой формуле $\kappa_2 = (h_0 - h) \left(1 - \frac{x}{c}\right)^{-1} (x \leq c)$, [67], (4.62)

где κ_2 - коэффициент локализации теплового потока; h_0 - толщина пластически деформируемого слоя стружки у вершины резца; h - толщина пластически деформируемого слоя в конце пластического контакта; c - длина пластического контакта ($c \leq \ell_\kappa$).

По формулам (4.61) и (4.62) М.М. Климовым [67] были выполнены расчеты температурных распределений в твердосплавном материале применительно к условиям контакта «стружка – передняя поверхность резца» при следующих исходных данных (цифра 1, как и было принято раньше, относится к инструментальному материалу (сплав Т15К6), 2 – к подвижной обрабатываемой заготовке (сталь 45)):

$\lambda_1 = 27,2$ Вт/(м·к);
 $\lambda_2 = 40,1$ Вт/(м·к); $a_2 = 8 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\alpha_1 = 400$ Вт/(м²·к) (формула 2.31);
 $\ell_\kappa = 1 \cdot 10^{-3}$ м; $c = 0,52 \cdot 10^{-3}$ м; $h_0 = 50 \cdot 10^{-6}$ м; $h = 35 \cdot 10^{-6}$ м; $\nu = 3,5$ м/с;
 $\nu_{cmp} = \nu / \xi = 3,5 / 2 = 1,75$ м/с; $s = 0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об.

Результаты расчетов свидетельствуют о том, что учет источника тепловыделения от флуктуаций повышает поверхностные и объемные температуры (кривые 4,3,2, рис.4.3). При локализации флуктуационных тепловых процессов к поверхности контакта ($h \rightarrow 0$, рис.4.4) и ростом амплитуды колебаний скорости и напряжений, т.е. увеличением \tilde{q}_0 (зависимость 4.40) температуры растут, причем в большей степени на участке начала пластической зоны (для случая резания – у лезвия инструмента). Кроме этого, температурные распределения, полученные с учетом дей-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ствия флуктуационного теплового источника, лучше согласуются с экспериментальными данными других авторов [109,145] (кривая 1, рис. 4.3).

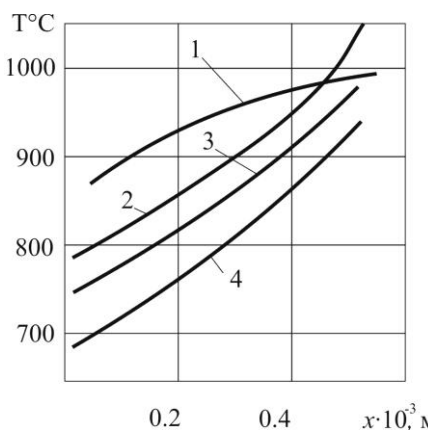


Рис.4.3. Влияние мощности источника тепловыделения от флуктуаций на температурное распределение по длине пластического контакта [245]: 1 - экспериментальные данные Т.Н. Лоладзе [109]; 2 - $\tilde{q}_2=10\% q_0$; 3 - $\tilde{q}_2=5\%$ q_0 ; 4 - $\tilde{q}_2=0$

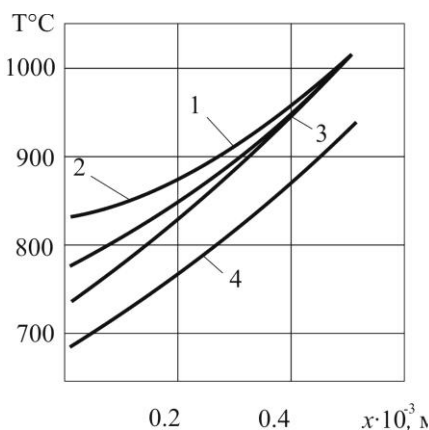


Рис. 4.4. Влияние размера зоны действие тепловых флуктуаций h на температурное распределение по длине пластического контакта [245] ($\tilde{q}_2=10\% q_0$): 1 - $h=2$ мкм; 2 - $h=5$ мкм; 3 - $h=20$ мкм; 4 - $\tilde{q}_2=0$ (без учета тепловыделения от тепловых флуктуаций)

Полученные предварительные оценки теплового состояния изнашиваемого инструментального материала с учетом флуктуаций позволяют прогнозировать выбор оптимальных по износостойкости режимов, сочетаний элементов пары трения, создание новых инструментальных материалов, уточнить механизм влияния тонкослойных покрытий и в итоге глубже проникнуть в физическую природу контактного взаимодействия инструментальных и обрабатываемых материалов.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

4.3.1.2. Экспериментальное изучение флуктуационных параметров контактного взаимодействия

Для экспериментального исследования флуктуационных и статических характеристик процесса трения и износа инструментальных материалов использовали специальную установку (рис.4.5) на базе токарно-винторезного станка 1К625, созданную и длительное время эксплуатируемую в лаборатории резания Донского государственного технического университета [3, 6, 41, 59, 67, 150, 230, 235, 251].

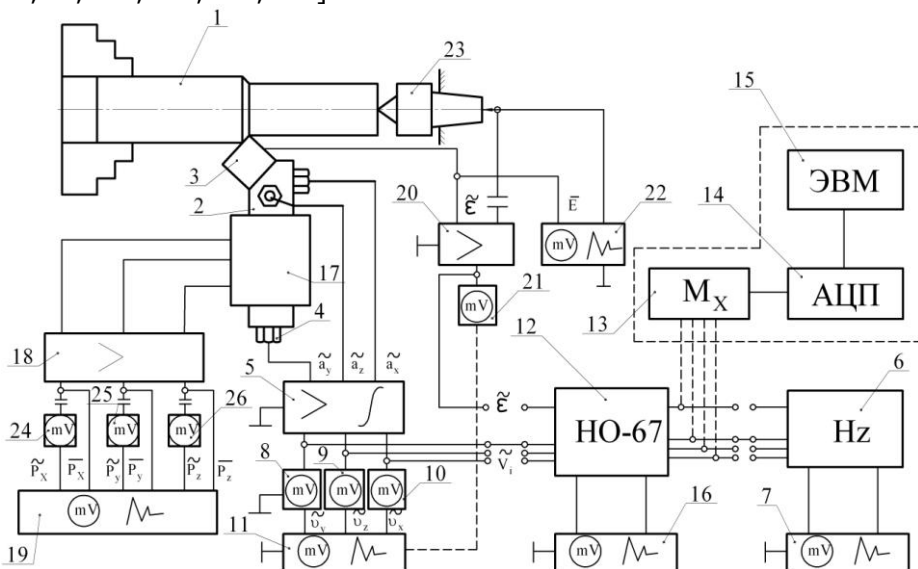


Рис. 4.5. Схема измерения статических и флуктуационных параметров зоны трения (резания)

В процессе трения (резания) осуществлялся контакт контртела 1 (обрабатываемой детали) с пластиной инструментального материала 3, укрепленной в державке 2. Линейные колебания в державке регистрировались тремя акселерометрами 4 датской фирмы Брюэль и Кьер типа 4329 (резонансная частота 47 кГц), которые крепились к державке шпильками таким образом, чтобы ось наибольшей чувствительности каждого из датчиков располагалась параллельно одной из осей координат, т.е. направлению действия компонент сил и скоростей резания. Сигналы от акселерометров поступали в трехканальный усилитель-интегратор 5, а затем регистрировались милливольтметрами 8,9 и 10 переменного



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

го тока ВЗ-57 и записывались многоканальным самопишущим милливольтметром НЗ38-4.

Для регистрации амплитудно-частотных спектров виброскоростей \tilde{v}_x , \tilde{v}_y и \tilde{v}_z использовали анализатор спектра 6 типа СК4-58 и графопостроитель 7 и частично магнитограф 12 типа Н0-67 с последующей обработкой полученной информацией по специальной программе на ЭВМ (блоки 13-15).

Перед проведением эксперимента каждый канал измерения виброскорости тарировался на специальном вибростоле, сообщавшем укрепленному на нем акселерометру калибровочный сигнал с частотой 50Гц и максимальным значением виброускорения, равного ускорению свободного падения G .

Постоянные компоненты усилия трения (резания) \bar{P}_x , \bar{P}_y и \bar{P}_z измерялись модернизированным трехканальным динамометром 17 модели УДМ-600, в котором для повышения чувствительности были применены полупроводниковые резисторы типа КТД-2А. Сигналы с полумостовых схем динамометра подавались на трехканальный усилитель постоянного тока 18, собранный на интегральных операционных усилителях К284 УД1В и регистрировались многоканальным самописцем 19 модели НЗ38-4.

Переменные составляющие усилий \tilde{P}_x , \tilde{P}_y и \tilde{P}_z (среднеквадратичные значения) измерялись милливольтметрами 24-26 переменного тока ВЗ-28А и регистрировались самописцем.

Сигнал термоЭДС снимался с элементов пары трения 1 и 3 через ртутный токосъемник 23. Постоянная составляющая термоЭДС $\bar{\varepsilon}$ регистрировалась милливольтметром 22 постоянного тока НЗ99. Переменная термоЭДС $\tilde{\varepsilon}$ подавалась на вход измерительного усилителя 20, и ее среднеквадратичное значение измерялось милливольтметром переменного тока 21 типа ВЗ-57. В некоторых экспериментах амплитудно-частотный спектр сигнала $\tilde{\varepsilon}$ регистрировался приборами 6 и 12.

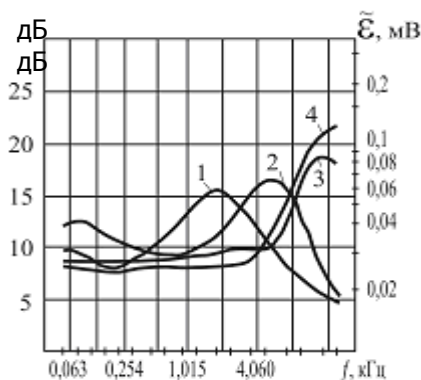
Полагая, что виброскорости линейных колебаний державки с инструментальным материалом косвенно характеризуют флуктуации напряжений, а переменные составляющие термоЭДС – флуктуации температур в контактной зоне, изучали их амплитудно-частотные характеристики. Как показали исследования М.М. Климова [67], с увеличением скорости трения (резания), нагрузки, механических характеристик обрабатываемого материала и площадки контакта из-за износа растут среднеквадратические значения скоростей.



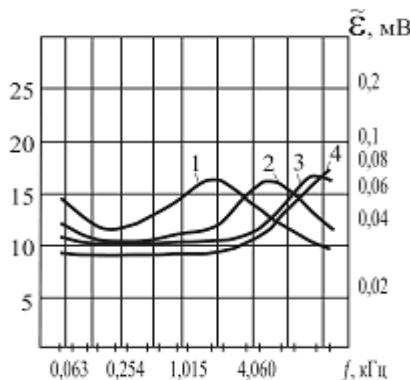
Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Обращает на себя внимание смещение спектров переменной термоЭДС $\tilde{\varepsilon}$ в зону больших частот с увеличением скорости трения и резания (как и ранее было отражено нами в [150]), а также частотная локализация флуктуационных параметров процесса изнашивания твердых сплавов, т.е. появление резонансных пиков (рис. 4.6 и 4.7).

Независимо от обрабатываемого материала и сорта твердого сплава локализация спектра (максимум амплитуды) проявляется на одинаковых частотах, причем на высоких скоростях для углеродистой стали 45 покрытие TiN на сплаве T15K6 уменьшает амплитуду $\tilde{\varepsilon}$ (ср. кривые 3 и 4 на рис.4.6). Для жаропрочной стали 12X18H9T, имеющей меньшую теплопроводность, чем сталь 45, покрытие TiN, да и сплав T15K6, неоптимальные с точки зрения теплового состояния для этой стали, на высоких скоростях повышают амплитуду $\tilde{\varepsilon}$ (ср. кривые 2, 3, 4 на рис. 4.7).



а)

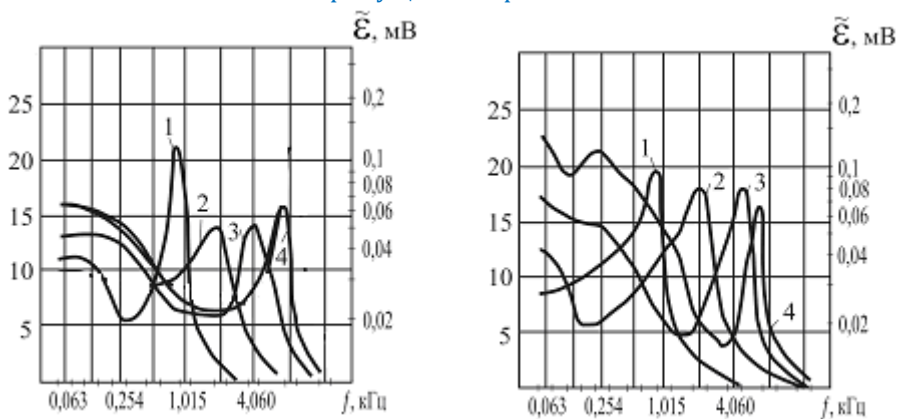


б)

Рис.4.6. Влияние скорости резания на спектр переменной составляющей термоЭДС при точении стали 45 [67] ($s=0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об; $t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м) твердыми сплавами T15K6 (а) и T15K6+TiN (б): 1- $v=1,7$ м/с; 2- $v=2,7$ м/с; 3- $v=4,4$ м/с; 4- $v=5,4$ м/с

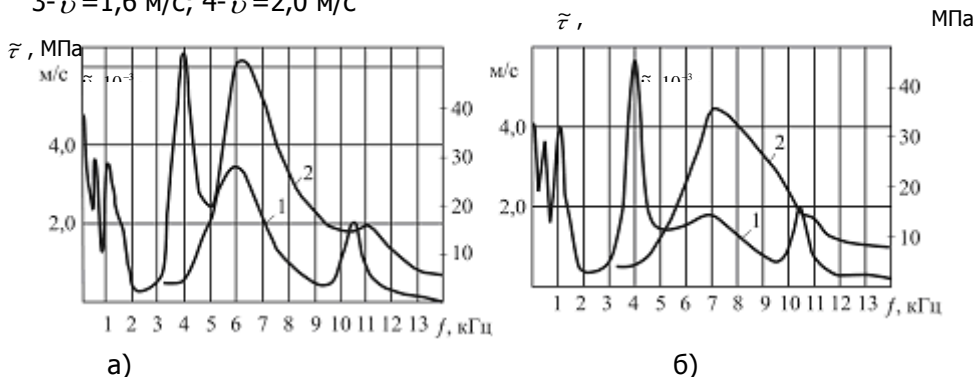


Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов



а) б)

Рис.4.7. Влияние скорости резания на спектр переменной составляющей термоЭДС при точении жаропрочной стали 12X18H9T [67] ($s=0,21 \cdot 10^{-3}$ м/об; $t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м) твердыми сплавами Т15К6 (а) и Т15К6+TiN (б): 1- $v=0,64$ м/с; 2- $v=1,0$ м/с; 3- $v=1,6$ м/с; 4- $v=2,0$ м/с



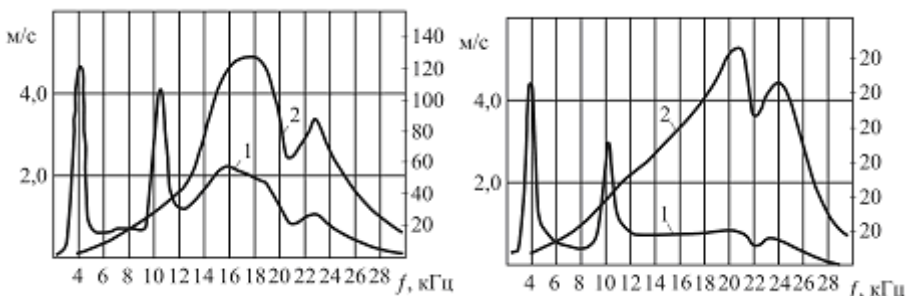
а) б)

Рис.4.8. Спектры виброскоростей и касательных напряжений при точении стали 45 твердыми сплавами Т15К6 (а) и Т15К6+TiN (б) [67] ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $s=0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об; $v=2,7$ м/с): 1 – спектр \tilde{v} ; 2 – спектр $\tilde{\tau}$





Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов



а) б)
 Рис.4.9. Спектры виброскоростей и касательных напряжений при точении стали 45 твердыми сплавами T15K6 (а) и T15K6+TiN (б) [67] ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $S=0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об; $v=5,4$ м/с): 1 – спектр \dot{v} ; 2 – спектр $\bar{\tau}$

Представленные на рис.4.8 и 4.9 в качестве примера спектры виброскоростей и касательных напряжений, полученные при точении обычным твердым сплавом T15K6 и T15K6+TiN на двух скоростях резания, свидетельствует о том, что не обнаружено статистически значимых различий в среднеквадратических значениях виброскоростей инструмента обычного и с покрытием TiN.

Амплитуды колебаний контактных напряжений (кривые 2 на рис.4.8 и 4.9) при обработке стали 45 сплавом T15K6 значительно выше, чем сплавами с покрытием, и с увеличением скорости это различие возрастает до 50%. Эти экспериментально найденные факты вместе с известными и уже рассмотренными в монографии данными о том, что покрытия не уменьшают, а могут и увеличивать постоянные составляющие усилия резания, коэффициент трения, и уменьшать коэффициент усадки стружки независимо от свойств материала детали и инструмента [226], свидетельствуют косвенно о том, что физический механизм влияния покрытий связан не только с антифрикционностью покрытий. Экспериментально обнаруженное увеличение флуктуаций параметров контактного взаимодействия и локализация их частотных спектров с ростом скорости в термодинамическом аспекте можно интерпретировать как перестройку системы на качественно более высокий уровень с образованием диссипативной структуры [29, 172, 226].



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Рассмотрим применимость полученных М.М. Климовым [67] экспериментальных данных для оценки мощности источника теплоты от флуктуационных процессов. Установить закономерного влияния скорости резания на мощность тепловых флуктуаций по зависимости $\bar{q} = \bar{\tau} \cdot \bar{v}$ (4.29) не удалось, если выбирать значения

$\bar{\tau}$ и \bar{v} на определенных частотах, например 4,6,8,10 и 12 кГц. Однако если использовать эти характеристики по максимальной амплитуде независимо от частоты, получаем зависимость (рис.4.10), построенную нами по данным рис.4.8 и 4.9.

Увеличение величины \bar{q} с ростом скорости резания закономерно и не противоречит физике процесса теплообразования на микроуровне. Покрытие TiN на высоких скоростях, как видно из рис.4.10, уменьшает плотность тепловых флуктуаций источника \bar{q} в 1,8-2,1 раза, а на сравнительно малых скоростях, наоборот, увеличивает \bar{q} .

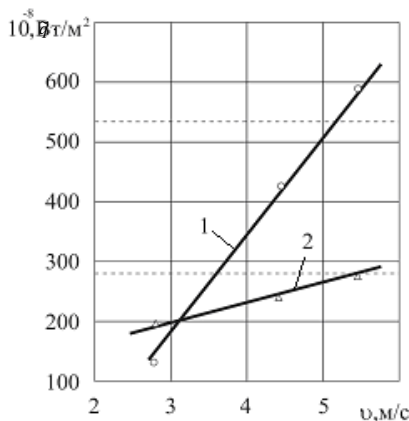


Рис. 4.10. Влияние скорости резания на плотность теплового потока от флуктуаций при точении стали 45 ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $s=0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об): 1 - сплав T15K6; 2 - сплав T15K6+ TiN

Оценим плотности теплового потока \bar{q} в сравнении с тепловым потоком от трения по передней поверхности q_{II} , имея в виду, что в первом приближении

$$q_{II} = \frac{F_{II} v_c}{bc} = \frac{\sqrt{P_{x^2} + P_{y^2}} v_c \sin \varphi}{tc} \quad (4.63)$$

где $v_c = \frac{v}{\xi}$ - скорость движения стружки; $b = t / \sin \varphi$ - ширина среза; t - глубина резания; c - длина контакта по передней поверхности; φ - главный угол в плане.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 4.9

Оценка плотности теплового потока от трения по передней поверхности твердосплавных резцов Т15К6 и Т15К6+TiN при обработке стали 45 ($t = 1 \cdot 10^{-3}$ м; $s = 0,21 \cdot 10^{-3}$ м/об; $\varphi = 45^0$)

v м/с	$P_x,$ Н	$P_y,$ Н	$P_{xy} =$ $= \sqrt{P_x^2 + P_y^2}$	ξ	$v_c =$ $= \frac{v}{\xi}$	$q_{II} = \tau_s v_c$ 10^6 Вт/м ²
Т15К6						
2,7	160	420	450	2,45	1,1	710
4,4	145	345	422	2,43	1,8	1100
5,4	140	370	393	2,22	2,45	1220
Т15К6+TiC						
2,7	160	390	420	2,21	1,22	420
4,4	140	370	393	1,97	2,27	1250
5,4	130	370	390	1,58	3,42	1870

Силу трения по передней поверхности $F_{II} = \sqrt{P_x^2 + P_y^2}$ в первом приближении примем равной силе P_{xy} , действующей вдоль передней поверхности, а длину пластической зоны из-за ее малости примем равной $1 \cdot 10^{-3}$ мм. Экспериментальные данные по силам P_x , P_y и усадке стружки ξ получены аспирантами автора, М.М.Климовым [67] и М.Грондзкой [41], а данные по \bar{q} на разных скоростях взяты из рис.4.10.

Оказалось, во-первых, что несмотря на отсутствие разницы в силах P_x и P_y для инструментов из обычного сплава Т15К6 и с покрытием TiN (табл.4.9), мощность тепловыделения с покрытием оказалась меньше, чем для сплава без покрытия, только на скорости резания 2,7 м/с.

При увеличении скорости плотность теплового потока от трения на передней поверхности, для сплава с покрытием TiN, увеличивается по сравнению с обычными сплавами: для $v = 4,4$ м/с – на 11,4%, для $v = 5,4$ м/с – на 15,4%. Этот парадокс объясним меньшим значением усадки стружки и увеличением в этой связи скорости движения стружки для случаев обработки резанием твердыми сплавами с покрытиями и должен



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

учитываться при оценках влияния покрытий на процесс изнашивания при резании.

Во-вторых, сравнивая плотности тепловых потоков от трения стружки по передней поверхности инструмента (q_{II} , табл.4.9) и от флуктуаций скорости и касательных напряжений (\bar{q} , рис.4.10), видим, что величина \bar{q} от q_{II} не превышает 0,1%.

Естественно, оказать сколько-нибудь значительное влияние на изменение тепловой обстановки в изнашиваемом твердом сплаве такие маломощные потоки $\bar{q} = (100-600)10^{-3}$ Вт/м² (по сравнению с $q_{II} = (94-1900) 10^6$ Вт/м²) не могут.

В этой связи оптимистичный прогноз, сделанный нами на основании расчетов по зависимости (4.25) и показанный на рис.4.10, данными вышеприведенных оценок не подтверждается. Поэтому причину снижения поверхностных и объемных температур в изнашиваемом инструментальном материале с покрытиями не следует искать только в существенном влиянии флуктуационного источника теплоты на процесс теплообразования в контактной зоне.

4.3.1.3. Особенности контактных процессов в зоне стружкообразования

Нелогичное, на первый взгляд, влияние покрытий на мощность тепловыделения от сил трения с увеличением скорости (см. табл.4.9) обусловило проведение экспериментального изучения флуктуационных характеристик, оценку их среднеквадратических значений и параллельного измерения относительного износа. Условия резания соответствовали принятым в табл.4.9, но была увеличена подача ($s = 0,39 \cdot 10^{-3}$ м/об). Результаты статистической обработки экспериментальных данных изменения составляющих усилия резания от скорости при точении стали 45 острыми резцами из обычного твердого сплава T15K6 и с покрытием из TiN приведены в табл. 4.10 [226].

Таблица 4.10

Сравнение составляющих усилия резания, термоЭДС и интенсивности

изнашивания при точении стали 45 острыми резцами из твердых сплавов ($s = 0,39 \cdot 10^{-3}$ м/об, $t = 1 \cdot 10^{-3}$ м)



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Скорость резания v , м/с	Твердый сплав	Силы резания, Н			ТермоЭДС \bar{E} , мВ	Интенсивность изнашивания J , $\cdot 10^{-8}$
		\bar{P}_z	\bar{P}_y	\bar{P}_x		
2,9	Т15К6 Т15К6+ TiN	767-	630-	302-	15,0-	4,7 2,4
		787	637	320	15,4	
		784-	632-	315-	15,2-	
		795	641	321	15,5	
4,5	Т15К6 Т15К6+ TiN	732-	591-	281-	15,8-	32,2 17,1
		756	600	285	16,2	
		748-	587-	279-	15,7-	
		768	596	287	16,3	
5,6	Т15К6 Т15К6+ TiN	681-	569-	279-	17,8-	47,6 19,76
		686	580	287	18,0	
		673-	570-	274-	17,7-	
		685	582	279	18,1	

Анализ приведенных экспериментальных результатов показывает, что на всех скоростях резания не наблюдается статистически значимых различий в постоянных составляющих усилия резания при обработке стали 45 резцом из Т15К6 с покрытием TiN и без покрытия. Косвенным свидетельством отсутствия различий в значениях температур резания резцами из твердых сплавов с покрытиями и без них является отсутствие различий в значениях постоянной составляющей термоЭДС естественной термопары «инструмент - обрабатываемая заготовка» (см. табл.4.10).

При обработке стали 45 установлена меньшая интенсивность изнашивания режущего инструмента из Т15К6 с покрытием TiN по сравнению с обычным сплавом, которая обуславливает меньшие размеры контактных площадок на передней и задней поверхностях инструмента и в итоге – большую износостойкость. Однако разная интенсивность изнашивания обычного инструмента и с покрытиями TiN обусловлена не антифрикционностью покрытия, в противном случае в начальный момент резания были бы различные составляющие усилия резания. Такие различия наблюдаются с течением времени, когда формируются разные по размерам контактные площадки, оказывающие влияние на контактные процессы, в том числе и на усилие резания. Действительно, усилия трения и резания, развиваемые при сплошном пластическом контакте, пропорциональны площади контакта, которая растет быстрее при более высокой интенсивности



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

изнашивания.

Экспериментальные результаты на макроуровне не позволили также установить статистически значимых различий в характеристике контактных процессов (постоянные составляющие усилия резания и термоЭДС) при резании обычным твердым сплавом и с покрытием; дополнительно изучались флуктуационные характеристики контактного взаимодействия в условиях резания металлов.

Изучаемые флуктуации при резании металлов являются в термодинамическом смысле крупномасштабными и могут быть отражены экспериментально в среднеквадратических значениях переменных составляющих усилия резания по каждой из компонент $\tilde{P}_{x_c}, \tilde{P}_{y_c}, \tilde{P}_{z_c}$; виброскоростей линейных колебаний по трем координатам $\tilde{v}_x, \tilde{v}_y, \tilde{v}_z$ и в значениях переменной составляющей термоЭДС $\tilde{\varepsilon}_{ок}$. В отличие от методики проведения замеров аналогичных характеристик (рис.4.7-4.9) с получением их амплитудно-частотных спектров с помощью СЗЧ, здесь фиксировались интегральные среднеквадратические значения \tilde{P}, \tilde{v} и $\tilde{\varepsilon}$. Из полученных данных (табл.4.11) видно, что при работе инструмента с покрытием TiN снижаются среднеквадратические значения переменных составляющих сил резания и виброскоростей линейных колебаний особенно в направлении скольжения стружки по передней поверхности $\tilde{v}_{xy} = \sqrt{\tilde{v}_x^2 + \tilde{v}_y^2}$.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 4.11

Среднеквадратические значения флуктуационных характеристик процесса резания стали 45 резцами из твердого сплава T15K6

$$(t = 1.10^{-3} \text{ м}; s = 0,39.10^{-3} \text{ м/об})$$

Скорость резания v , м/с	Твердый сплав	Среднеквадратические значения переменных сигналов						
		\tilde{P}_z , Н	\tilde{P}_y , Н	\tilde{P}_x , Н	$\tilde{v}_z \cdot 10^{-3}$, м/с	$\tilde{v}_y \cdot 10^{-3}$, м/с	$\tilde{v}_x \cdot 10^{-3}$, м/с	$\tilde{\varepsilon}$, мВ
2,9	T15K6	1,9	1,1	1,2	1,75	1,95	1,84	0,08
	T15K6+	2	1	2	1,42	1,48	0,8	9
	TiN	1,8	0,8	1,1				0,12
4,5	T15K6	8	8	3				0
	T15K6+	4,2	3,0	2,2	4,65	2,02	5,7	0,35
	TiN	4,3	2,8	2,1	4,51	1,7	4,15	0,44
5,6	T15K6							7
	T15K6+	5,7	5,8	2,4	7,4	2,2	7,8	0,41
	TiN	4,2	3,8	1,8	5,0	1,6	4,9	0,59

Наличие покрытий TiN на сплаве T15K6, как видно, на всех скоростях увеличивает среднеквадратические значения переменного сигнала термоЭДС $\tilde{\varepsilon}$, однако, это еще не означает, что флуктуационная температура в этом случае будет меньше. Полученные данные свидетельствуют лишней раз о существовании принципиальных различий в протекании контактных процессов на поверхностях режущего инструмента обычного и покрытого нитридом титана.

Из теории резания материалов известно [108, 141, 213, 215], что максимальную информацию о контактных процессах можно получить исследованием приконтактных слоев корней стружек или зоны пластического течения в самой стружке. Рассмотрим некоторые особенности стружкообразования в свете влияния покрытий на характеристики контактных процессов [172] и формирование зоны вторичных деформаций при резании [67, 68, 169, 186, 226, 235].

Известно [213], что стружкообразование – дискретный процесс, обусловленный чередованием деформационных циклов сжатия и сдвига микрообъемов металла в зоне первичных пластических деформаций, что приводит к колебательным процессам деформационно-тепловой природы в приконтактной зоне на передней поверхности инструмента, в результате чего в деформируе-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ных микрообъемах происходят колебания (флуктуации) скоростей пластического течения слоев металла и давлений, которые при некоторых условиях могут достигать значительных величин [7,213].

Значительные колебания параметров контактного взаимодействия в условиях резания могут, по нашему мнению, не только повысить теплонапряженность в контактной зоне, но и интенсифицировать адгезионные, диффузионные, окислительные и другие процессы, что приводит в итоге к повышению интенсивности изнашивания инструментального материала. Интенсификация отмеченных процессов может происходить, с одной стороны, за счет температурно-деформационной активации контактирующих материалов. С другой стороны, фаза сжатия, характерная снижением скорости пластического течения (при некоторых условиях вплоть до нуля [7]), дает паузу во времени, необходимую для реализации самих механизмов адгезии и диффузии, а фаза сдвига обеспечивает поддержание градиента концентрации диффундирующих элементов на высоком уровне за счет периодического поступления новых деформированных и активированных пропорций металла в приконтактную зону, при этом с ростом касательных напряжений может происходить срез схваченных частиц инструментального материала и вынос их из зоны резания [173].

Получившие широкое распространение износостойкие покрытия типа TiN , TiC уменьшают интенсивность изнашивания инструментального материала за счет снижения в общем случае его физико-химической активности по отношению к обрабатываемому материалу, при этом принципиально меняется характер протекания контактных процессов, что подтверждается результатами многих исследователей [25, 26, 117, 211] и вышеприведенными нашими данными. С этой точки зрения интересно проследить обратную связь влияния покрытий, активно работающих в приконтактной зоне, на колебательные процессы в зоне первичных пластических деформаций, проявляющихся в особенностях стружкообразования.

Эксперименты проводили при точении стали 45 пластинами твердого сплава T15K6 и T15K6+ TiN на различных скоростях резания (табл.4.12). Для наглядного представления изменения параметров стружкообразования на рис.4.11 представлены фотографии продольных микрошлифов стружек, полученных нами на различных скоростях резания [169,172].



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

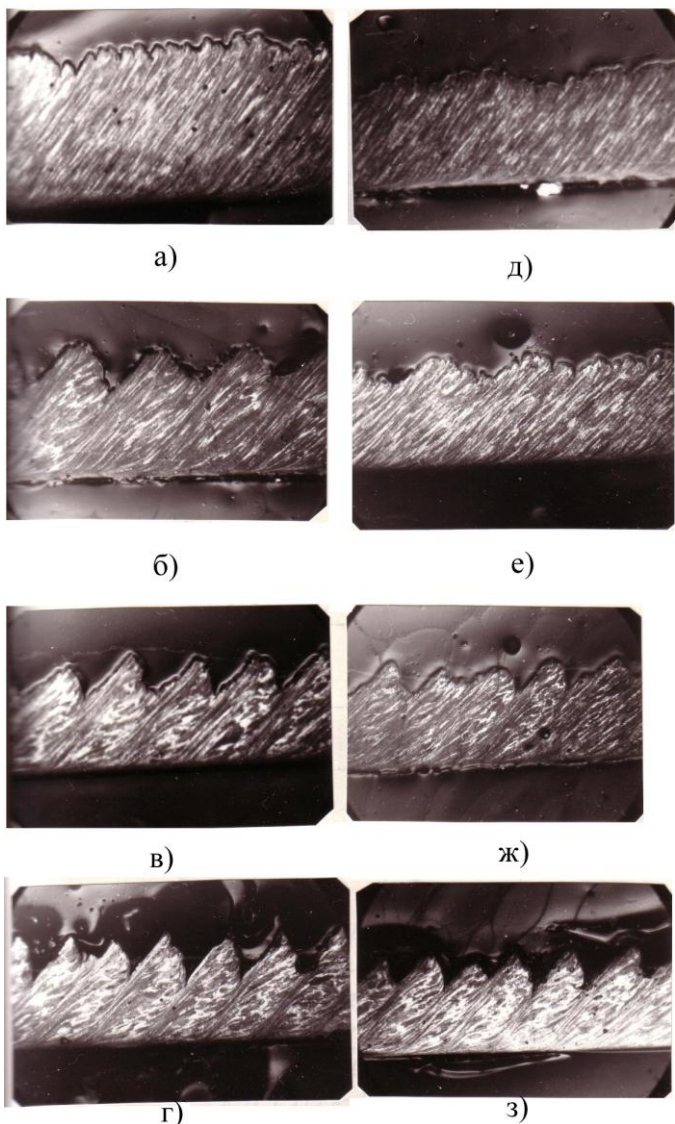


Рис.4.11. Продольные микрошлифы стружек, полученные при точении стали 45 пластинами твердого сплава Т15К6 (а,б,в) и Т15К6+TiN (д,е,ж,з) на режимах: $S=0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об; $t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м; а,д - $v=0,86$ м/с; б,е - $v=2,72$ м/с; г,з - $v=4,36$ м/с (геометрия режущей части резца: $\alpha=10^0$; $\gamma=-10^0$; $\lambda=0^0$; $\varphi=360$)



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Результаты обработки эксперимента и расчетов по определению

параметров стружкообразования на различных скоростях резания

при точении стали 45 ($s=0,3$ мм/об, $t=0,5$ мм)

Твердый сплав	Скорость резания v , м/с	Толщина стружки $a_{\text{сплав}} - a_{\text{мин}}$ 10^{-3} , м	Шаг элементов стружки $S_0 \cdot 10^{-3}$, м	Коэффициенты укорочения ξ_e , утолщения ξ_u стружки		Угол сдвига ϕ	Средняя скорость стружки $U_{C\sigma}$, м/с	Амплитуда колебаний скорости U_0 , м/с	Частота стружкообразования f_c , кГц	Амплитуда 1-й гармоники скорости U_{1r} , м/с	
				ξ_e	ξ_u						
Т15К6	0,86	0,521 - 0,660 0,367	-	3,74	3,35	15°37'	0,257	0,031	-	-	
	1,71	- 0,521	0,343	2,95	2,52	20°05'	0,679	0,121	1,98	0,098	
	2,72	0,292 - 0,433	0,251	2,45	2,06	23°48'	1,320	0,267	5,26	0,208	
	4,36	0,249 - 0,429	0,205	2,43	1,92	25°11'	2,271	0,648	11,08	0,497	
	5,44	0,226 - 0,391	0,193	2,22	1,75	27°07'	3,109	0,896	16,11	0,695	



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

T15K6+ + TiN	0,86	0,368	-	2,59	2,34	21°24'	0,367	0,040	-	-	
	0,71	-	-	2,45	2,19	22°37'	0,780	0,096	2,12	0,077	
		0,457	0,339								
	2,72	-	0,218	2,21	1,94	24°59'	1,402	0,205	6,43	0,158	
		0,432									0,293
	4,36	-	0,194	1,97	1,73	27°21'	2,520	0,359	12,99	0,344	
		0,391									0,262
	5,44	-	0,179	1,58	1,40	32°02'	3,886	0,501	21,71	0,371	
		0,347									0,216
		-									0,279

На шлифах (см. рис.4.11) отчетливо видно чередование деформационных циклов сжатия и сдвига. При этом фаза сжатия характеризуется уменьшением скорости перемещения стружки (слабо деформированные зерна исходной структуры, увеличение толщины стружки на шлифах), а фаза сдвига – увеличением скорости (характерная сдвиговая текстура, уменьшение толщины стружки). По времени фаза сжатия обычно меньше фазы сдвига и составляет 25-40% от времени полного цикла.

Результаты экспериментов показали, что существенные отличия имеют коэффициенты усадки стружки ξ , которые у инструментов с покрытиями меньше, а углы сдвига ϕ больше, причем эти различия существенны в диапазоне $v=0,86-5,44$ м/с. При практически одинаковых углах текстуры такие изменения можно объяснить только различием в контактных процессах на передних поверхностях инструментов.

С увеличением скорости резания наблюдается рост амплитуд колебаний скорости, которые могут достигать значительных величин, особенно при обработке титановых, жаропрочных сплавов и высоколегированных сталей. При точении конструкционных сталей имеет место заметное снижение уровня флуктуаций скорости при обработке твердыми сплавами с покрытиями по сравнению с непокрытым инструментом. Частота стружкообразования f_c заметно выше у инструментов с покрытиями, и с ростом скорости резания эта тенденция увеличивается. Чтобы получить такой же закон изменения f_c от скорости резания, у инструментов без покрытия пришлось бы уменьшить толщину срезаемого слоя



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

(при неизменной геометрии это соответствовало бы снижению подачи с 0,3 до 0,11 мм/об). Это еще раз подтверждает наличие влияния динамических процессов в зоне вторичных пластических деформаций на стружкообразование. Частота стружкообразования f_c определялась как

$$f_c = \bar{U}_c / S, \quad (4.64)$$

где S - шаг элементов стружки, мм; $\bar{U}_c = \frac{va}{a_c} = \frac{v}{\xi_a}$ - средняя скорость стружки, м/с; v - скорость резания, м/с; a - толщина срезаемого слоя, мм; a_c - средняя толщина стружки, мм; ξ_a - коэффициент поперечной усадки (утолщения) стружки.

Максимальную амплитуду флуктуаций скорости стружки определяем как [172]

$$\tilde{U}_0 = \frac{va}{2} \left(\frac{1}{a_{c\min}} - \frac{1}{a_{c\max}} \right). \quad (4.65)$$

Данные для расчета по формуле (4.65) были получены при замере максимальных $a_{c\max}$ и минимальных $a_{c\min}$ толщин на продольных шлифах стружек (см. рис.4.11).

Характер изменения скорости стружки во времени $U(t)$ в первом приближении может быть описан пилообразной зависимостью (рис.4.12) $U(t) = \bar{U}_c + \tilde{U}_c$, где \bar{U}_c и \tilde{U}_c - постоянная (среднее значение) и переменная составляющая скорости стружки соответственно.

В результате демпфирующих процессов в зоне вторичных контактных пластических деформаций переменная составляющая скорости движения стружки \tilde{U}_c будет отличаться от пилообразного закона и приближаться к гармоническому (высокочастотные составляющие будут отфильтрованы), поэтому для ее оценки было применено разложение в ряд Фурье:

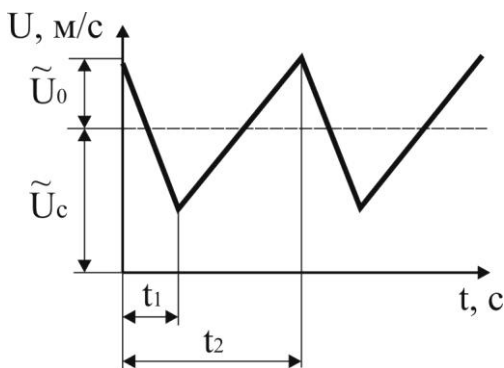


Рис.4.12. График скоростей движения стружки



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

$$\tilde{U}_c = \sum_n \sqrt{a_n^2 + b_n^2} \sin\left(\frac{2\pi n t}{t_2} + \varphi_n\right), \quad (4.66)$$

где

$$a_n = \frac{\tilde{U}_0 t_2^2 \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi n}{t_2} t_1\right)\right]}{\pi^2 n^2 t_1 (t_2 - t_1)}; \quad b_n = \frac{\tilde{U}_0 t_2^2 \sin\left(\frac{2\pi n}{t_2} t_1\right)}{\pi^2 n^2 t_1 (t_2 - t_1)}.$$

Амплитуды первых гармоник колебаний скорости U_1 приведены в табл.4.12. Расчетные значения амплитуд колебаний скорости стружки могут быть использованы для теоретической оценки температурных флуктуаций (вспышек) при резании [189].

Изучая микрошлифы стружек, можно сделать вывод о том, что с повышением скорости резания флуктуации скорости движения стружки постепенно приобретают довольно устойчивый периодический характер, связанный с чередованием актов сжатия и сдвига. Такая самоорганизация деформационных процессов в зоне первичных пластических деформаций, приводящая к циклической перестройке структуры кристаллического строения обрабатываемого материала, в термодинамическом аспекте может быть представлена как перестройка системы резания на качественно более высокий уровень с образованием диссипативной структуры, которая в широком смысле представляет собой устойчивое пространственно-временное неоднородное распределение параметров термодинамической системы резания, поддерживаемое внешними потоками энергии и вещества [16].

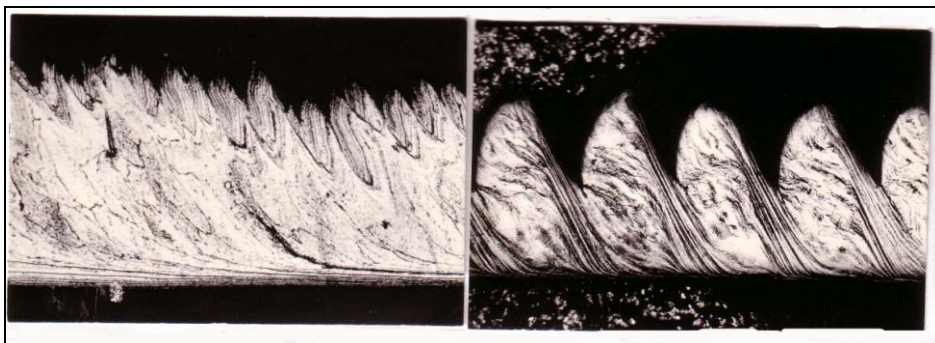
При увеличении подводимой извне механической энергии наступает момент, когда трибосистема не в состоянии ее рассеять установившимися физическими механизмами. В этом случае при определенных условиях на передней поверхности может возникнуть такое соотношение между кинетикой протекания деформационных и тепловых процессов, которое обуславливает циклический характер стружкообразования. Все это приводит к тому, что с увеличением скорости резания флуктуации давлений, температур и скоростей пластического течения обрабатываемого металла в контактной зоне достигают значительных величин, приобретают характер устойчивых колебаний, что подтверждается уменьшением дисперсии спектральной плотности параметров контактного взаимодействия относительно центров их частотных характеристик, совпадающих, как правило, с частотой стружкообразования [67].



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Если покрытие снижает физико-химическую активность инструментального материала по отношению к обрабатываемому (например, к конструкционным углеродистым сталям), то, по нашему мнению, оно уменьшает глубину положительной обратной связи, поддерживающей автоколебательный характер температурно-деформационных процессов. В качестве такой связи можно считать сложный комплекс взаимообусловленных и взаимосвязанных тепловых, деформационных, диффузионных, адгезионных, окислительных и других процессов в контактной зоне. Это

приводит к снижению амплитуд колебаний параметров системы резания, при этом область устойчивых колебаний сдвигается в сторону более высоких скоростей резания. При резании титаносодержащих материалов такая функция покрытий типа TiN, TiC не реализуется, что приводит даже к некоторому увеличению колебаний (рис.4.13).



а)

б)

Рис.4.13. Продольные шлифы стружек, полученных при точении жаропрочной стали 12X18H9Т резцами с пластинами твердого сплава ($v=1,67$ м/с; $t=0,6 \cdot 10^{-3}$ м; $s=0,43 \cdot 10^{-3}$ м/об): а – сплав Т15К6; б – сплав Т15К6+ TiN

Применение покрытий снижает амплитуду колебаний скорости стружки с повышением частоты стружкообразования, что способствует протеканию контактных процессов на более выгодных, с точки зрения изнашивания, термодинамических условиях.

Как показали результаты экспериментов, при одинаковых условиях резания покрытия, снижающие амплитуду колебаний скорости стружки, обеспечивают более низкую интенсивность изнашивания инструментального материала и являются предпочтительными в данных условиях эксплуатации даже при равенстве средних коэффициентов утолщения усадки стружки и силовых



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

характеристик, часто используемых в качестве критериальных параметров в сравнительных экспериментах. Поэтому изложенный подход к оценке параметров стружкообразования может быть использован при выборе оптимального состава износостойкого покрытия для конкретного обрабатываемого материала.

Полученные данные по особенностям формирования пластической зоны в стружке в обычных условиях резания и с покрытием на контакте, когда покрытие снижает амплитуду колебаний скорости стружки, свидетельствуют о необходимости дальнейшего изучения физической природы пластического течения в зонах вторичных деформаций в условиях резания. В этой связи необходимо привести некоторые фрагменты оригинальных исследований, выполненных В.Л. Чикмардиным под руководством автора данной монографии [68,186,235].

В отличие от общепринятых подходов к оценке влияния покрытий на изнашивание задних поверхностей инструмента рассматривается течение приповерхностных слоев стружки по передней поверхности с покрытием TiN . В условиях точения среднеуглеродистых сталей исследования проводили с твердосплавными пластинами Т15К6, с частично удаленными вышлифовкой покрытиями на глубину 0,01 мм по схемам на рис.4.14. Предварительно на форсированном, против обычного, режиме резания ($v=6$ м/с; $t=1,0 \cdot 10^{-3}$ м; $s=0,43 \cdot 10^{-3}$ м/об) после пути резания 300 м формировалась лунка износа с размером $B \times L$ (см. рис.4.14, а), таким же, как и на пластине без покрытия.

Наличие покрытия на различных участках передней поверхности (рис.4.14, б-е) уменьшает ее износ, сдерживая развитие лунки на краевых участках (рис.4.14, в). Профилографированием нижних поверхностей стружек в направлении, нормальном их сходу по передней поверхности и лунок износа (после травления) в направлении, параллельном лезвию установлено наличие пластического контакта на всем рабочем участке передней поверхности.

Изучение микрорельефа участков передней поверхности пластины с частично удаленными покрытиями TiN и TiC показало, что начальная шероховатость покрытия значительно превышает шероховатость участка шлифованной поверхности твердого сплава Т15К6. В процессе приработки шероховатость поверхности покрытия значительно уменьшается, в то время на поверхности твердого сплава возникает равновесная шероховатость.

Распределения скоростей по толщине зоны вторичных де-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

формаций в стружке, найденные по методике Н.Н. Зорева [141], показали, что при уменьшении высоты микронеровностей поверхности покрытия в процессе приработки скорость в контакте может достигать 70-80% величины скорости движения стружки, в то время как на твердом сплаве (без покрытия) скорость в контакте близка к нулю.

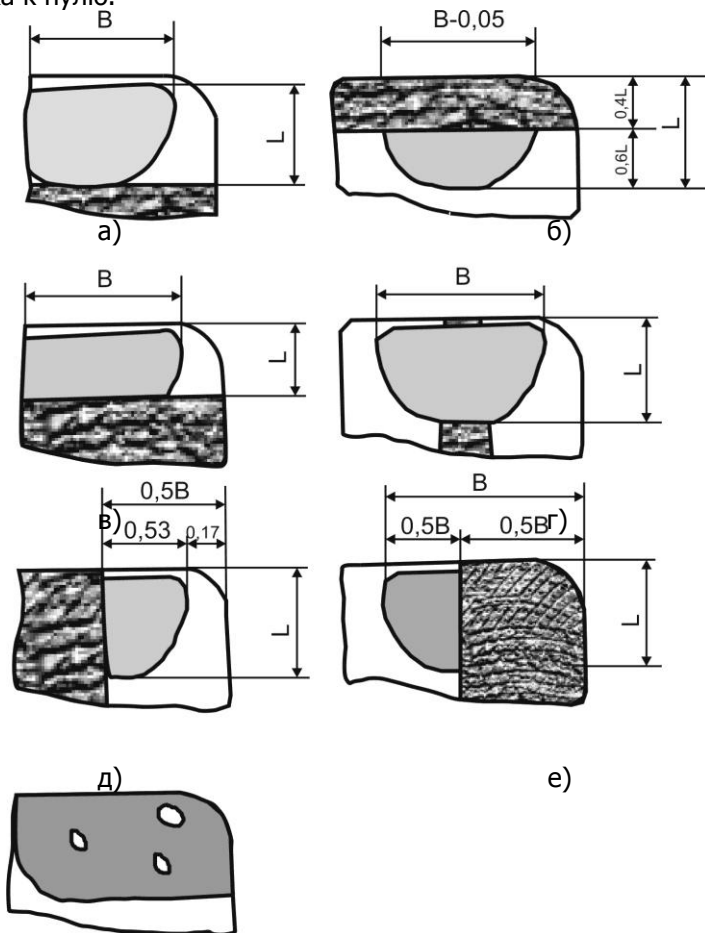


Рис. 4.14. Виды передних поверхностей твердосплавных пластин Т15К6 с частично удаленным покрытием TiN [235]

При уменьшении высоты микронеровностей поверхности покрытия в процессе приработки в условиях пластического контакта наряду с пластическим течением в зоне вторичных деформаций на контактной поверхности стружки возникает тончайшая (менее 0,1 мкм) пленка вторичной структуры с явными следами



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

внешнего скольжения. Все неровности твердого сплава заполнены обрабатываемым материалом, внешнее скольжение в этих условиях невозможно, и в зоне вторичных деформаций возникают два подслоя различной текстуры.

Верхний подслоя представляет собой сильно деформированные и вытянутые в направлении движения зерна феррита и перлита с четко выраженными границами. По аналогии с жидкостью такой характер пластического течения можно считать ламинарным. По мере приближения к передней поверхности границы микрозерен исчезают, происходит сильная фрагментация с возникновением характерной ячеистой структуры. Травление с полировкой показало, что границы ячеек представляют собой скопление дефектов, тогда как сами ячейки не травятся. В нижнем подслое, по-видимому, имеет место значительное перемешивание, и характер течения может быть типично турбулентным. На приработанном покрытии такой характер пластического течения не наблюдается, так как вместо мелкодисперсного подслоя всегда возникала тонкоплочная структура.

Пластическое течение вблизи передней поверхности является самоорганизующимся процессом. Количество энергии, рассеянной в квазивязком слое, определяется характером установившегося течения. Вязкость квазитурбулентного подслоя по сравнению с ламинарным выше, что увеличивает диссипацию энергии при разворотах ячеек и перемешивании. Производство энтропии от флуктуаций растет, плотность накопленной энтропии в материале увеличивается и при достижении критического уровня, например для кобальтовой связки, происходит вырыв зерна карбида; интенсивность изнашивания твердого сплава в таких условиях может быть значительной.

При обработке среднеуглеродистых конструкционных сталей шероховатость покрытия постепенно уменьшается, происходит своеобразное «размывание» покрытий. Это приводит к исчезновению квазитурбулентного подслоя и локализации пластического течения в тончайшем слое толщиной менее 0,6 мкм на контактной поверхности стружки. Установившийся ламинарный режим течения способствует снижению флуктуаций скорости, напряжений и температур и, следовательно, снижению интенсивности изнашивания. С увеличением пути резания происходят локальные прорывы покрытия, флуктуации растут, режим течения все более приближается к квазитурбулентному, и интенсивность изнашивания увеличивается. Экспериментально исследовано влияние характера пластического течения в зоне вторичных деформаций на изменение температуры контакта, средне-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

квадратического значения виброскорости линейных перемещений инструмента и интенсивности изнашивания передней поверхности.

На всех исследованных режимах резания стали 35 сплавом T15K6+TiN начальное значение виброскорости выше, чем при точении сплавом T15K6, а температура одинакова. С увеличением пути трения стружки для T15K6 значения температуры и виброскорости возрастают. В процессе приработки покрытия виброскорость снижается, достигая некоторого минимального значения; до этого момента температура контакта не меняется. Установлено, что снижение виброскорости и процесс приработки покрытия на каждом выбранном режиме совпадают по времени.

Таким образом, в изложенной трактовке [68,186,235] механизма влияния покрытий на износ твердосплавного инструмента по передней поверхности предполагается: наличие пластического контакта, сохранение покрытия или его части по краям лунки износа, формирование покрытием ламинарного течения приконтактных слоев стружки, что снижает флуктуации скорости, и переход ламинарного режима в турбулентный при нарушении сплошности.

4.3.1.4. Влияние структурной неоднородности инструментальных материалов на температурные флуктуации

Современные машиностроительные материалы, независимо от их функционального назначения, в общем случае являются гетерогенными структурами, состоящими минимум из двух фаз. Если говорить о классе инструментальных режущих материалов, то быстрорежущие стали в структуре содержат легированный цементит типа $(Fe, W, V)_m C_n$, мартенсит $(\alpha - Fe)$ и остаточный аустенит $(\gamma - Fe)$. Твердые сплавы как самые применяемые в современном машиностроении инструментальные материалы состоят из карбидов тугоплавких элементов (W, Ti, Ta, Hf и др.), их твердых растворов и в качестве связующих элементов содержат чистые металлы – железо, кобальт, никель, молибден и др. Естественно, упомянутые структуры имеют и разные теплофизические свойства (табл.4.13), из-за чего при тепловом воздействии на гетерогенную поверхность инструментального материала между фазами (например, WC и кобальт в однокарбидном твердом сплаве) возникает скачок температуры – амплитуда тепловой флуктуации,



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

но уже на микроуровне.

Таблица 4.13.

Теплофизические характеристики материалов [191]

Материал	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/м ⁰ С	Удельная теплоемкость c , Дж/кг ⁰ С	Плотность ρ , кг/м ³	Теплофизический фактор $(\lambda c \rho)^{-\frac{1}{2}} \cdot 10^6$, с ^{1/2} ·м ^{2.0} С/Дж ⁻¹
TiN	53,5	37100	5200	9,84
ZrN	57,0	45550	6970	7,43
TiC	24,2	561	4900	122,6
WC	29,3	184	15550	109,2
ZrC	20,5	611	6400	111,7
Co	100	389	8862	53,9
Ni	91	446	8900	52,6
Mo	138	251	10240	53,1
Сталь45	40,1	644	7800	70,5
Сталь12Х18Н10Т	22,6	569	7950	98,9
Титановый сплав ВТ4	13,0	669	4500	159,9

Решим тепловую задачу для контакта двух разнородных металлографических фаз [154,162,189,279,282]. Зона контакта стружки с «пятнистой» передней поверхностью в общем случае отличается от обычной, так как из-за наличия одно- или многослойных покрытий, к структурным компонентам твердого сплава

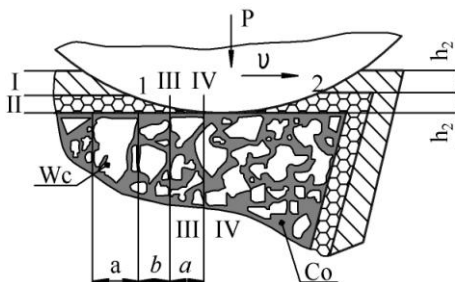


Рис.4.15. Схема контакта между стружкой и твердым сплавом WC-Co с двухслойным покрытием толщиной h₁ и h₂

(WC, Co) добавляются структурные составляющие покрытий – нитриды, карбиды, оксикариды и др. (рис.4.15). На границах плоскостей III и IV (WC – Co), плоскостей I – II (покрытие) в зоне контакта 1-2 (рис.4.15) будут иметь место локальные флуктуации темпера-

турного поля.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Решая задачу распространения теплоты на «пятнистой» поверхности твердого сплава методом источников [189, 191], получаем зависимость для расчета температурной вспышки (температурных флуктуаций) на границе раздела фаз:

$$\Delta T = \frac{2\alpha q \sqrt{t}}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \right), \quad (4.67)$$

где $q = \tau_n v = 0,252 \sigma_s \cdot v = q_0 + q_{dem} = \alpha q + (1 - \alpha) q$;

$$\alpha = 2 \left[2 + \sqrt{\lambda_3 c_3 \rho_3} \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} + \frac{1}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \right) \right]^{-1}, \quad (4.68)$$

где α - доля теплоты, поступающей в инструментальный материал; $\lambda_3, c_3 \rho_3$ - характеристики обрабатываемого материала.

Приняв $t = \ell_k / v$, где $\ell_k = 3 \cdot 10^{-4}$ м, по (4.67) и (4.68) найдем ΔT (табл.4.14) и отдельно – коэффициент теплофизической совместимости металлографических фаз для разных сочетаний с обрабатываемым материалом [189]

Таблица 4.14

Расчетные значения амплитуды температурных флуктуаций, вызванных структурной неоднородностью инструментального материала

Фазовая граница	Теплофизическая совместимость $\left (\lambda_1 c_1 \rho_1)^{\frac{1}{2}} - (\lambda_2 c_2 \rho_2)^{\frac{1}{2}} \right \cdot 10$ $\text{с}^{1/2} \cdot \text{м}^{2.0} \text{С Дж}^{-1}$	Коэффициент распределения тепловых потоков α	Амплитуда температурных флуктуаций ΔT , °С
1	2	3	4
Сталь 45 ($\sigma_s = 598$ МПа, $v = 3,5$ м/с)			



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

<i>WC – Co</i>	55,3	0,464	141
<i>TiC – Co</i>	68,7	0,444	168
<i>TiN – Co</i>	44,1	0,689	167
<i>WC – TiN</i>	99,0	0,542	297
<i>WC – TiC</i>	13,4	0,378	28
<i>WC – Ni</i>	56,6	0,466	145
<i>WC – Mo</i>	56,1	0,465	144
<i>TiC – TiN</i>	112,8	0,516	320
<i>ZrN – TiN</i>	2,41	0,891	12
Сталь 12X18H10T ($\sigma_s=598\text{МПа}$, $\nu=2$ м/с)			
<i>WC – Co</i>	55,3	0,548	111
<i>TiC – Co</i>	68,7	0,528	133
<i>TiN – Co</i>	44,1	0,756	123
<i>WC – TiN</i>	99,0	0,624	228
<i>WC – TiC</i>	13,4	0,460	23
<i>WC – Ni</i>	56,6	0,550	115
<i>WC – Mo</i>	16,1	0,549	113
<i>TiC – TiN</i>	112,8	0,599	249
<i>ZrN – TiN</i>	2,41	0,920	8
Титановый сплав ВТ4 ($\sigma_s=686\text{МПа}$, $\nu=1,5$ м/с)			
<i>WC – Co</i>	55,3	0,622	152
<i>TiC – Co</i>	68,7	0,644	183
<i>TiN – Co</i>	44,1	0,839	153
<i>WC – TiN</i>	99,0	0,729	300
<i>WC – TiC</i>	13,4	0,580	32
<i>WC – Ni</i>	56,6	0,664	156
<i>WC – Mo</i>	56,1	0,663	154
<i>TiC – TiN</i>	112,8	0,707	330
<i>ZrN – TiN</i>	2,41	0,949	9

Анализ полученных расчетных результатов позволяет сделать важные выводы:

- наличие в инструментальном материале структурных составляющих с отличными друг от друга теплофизическими характеристиками может явиться источником заметных возмущений температурного поля в локальной контактной зоне на границах раздела фаз;

- наиболее неблагоприятными с точки зрения теплофизической совместимости (наибольшей амплитуды температурных флуктуаций) являются границы типа «карбид-нитрид». Улучшение совместимости может быть достигнуто созданием переходной фазы переменного нестехиометрического состава между карбидными и нитридными слоями композиционных многослойных по-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

крытий («размытая» граница) или промежуточного слоя чистого металла (например, титана) между нитридным покрытием и карбидной основой твердого сплава;

- наибольшей теплофизической совместимостью (наименьшие амплитуды температурных флуктуаций) обладают границы типа «нитрид-нитрид», что, по-видимому, является одной из причин высокой эффективности комбинированных нитридных покрытий. Металлы, применяемые в качестве связок в различных марках твердых сплавов (кобальт, молибден), примерно равноценны по теплофизической совместимости с карбидами;

- теплофизические характеристики обрабатываемого материала оказывают влияние на величину температурных флуктуаций в контактной зоне. Наибольшие амплитуды температурных флуктуаций, вызванных структурной неоднородностью инструментального материала, наблюдаются при контактировании с обрабатываемыми материалами, имеющими низкую теплопроводность (титановые сплавы, коррозионно-стойкие и жаропрочные стали).

Из полученных данных следует, что существующие сегодня в твердых сплавах связки Co , Ni и Mo не имеют преимуществ и не являются оптимальными, так как не устраняют тепловых флуктуаций в межфазовом контакте (для Co , Ni и Mo величина амплитуды тепловых флуктуаций в паре с WC практически одинакова и в зависимости от материала контртела находится в пределах 111-156°C). Устранить или уменьшить температурные флуктуации не удастся никакими способами, кроме изменения состава твердого сплава – подбором расчетным способом материалов связок таким образом, чтобы выполнялось условие равенства коэффициентов теплофизической совместимости $\left(\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} = \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}\right)$.

Полученные результаты оценки локальных флуктуаций температуры из-за структурной неоднородности материала позволяют решать ряд практических задач по созданию новых твердых сплавов и подбору покрытий. В этой связи частично получают теоретическое подтверждение приводимые А.С. Вещачкой [28] данные по применению инструментальных комплексов с многослойными покрытиями многофункционального (тройного) назначения: для сплава К10: нижний слой TiN , промежуточный $Ti(CN)$ и верхний - $Al_2O_3/ZrO_2/TiO_2$; для сплава М10: нижний слой TiN , $Ti(CN)$, и два промежуточных - Al_2O_3 и



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

верхний слой из $Zr(CN)$.

Расчеты коэффициента теплофизической совместимости по зависимости $K = \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \right)$ показали, что преимущество в величине этого коэффициента и температуры ΔT имеют границы фаз $ZrN - Al_2O_3$ ($K = 9,34$) и $Al_2O_3 - TiN$ ($K = 13,7$).

Мировая тенденция применения износостойких тонкослойных покрытий для повышения долговечности режущего инструмента характеризуется разработкой многослойных покрытий различных составов, приведенных в [28]. Для оценки диссипативных возможностей таких покрытий, их влияния на температурные распределения в изнашиваемых твердых сплавах проводили сравнительные исследования по разным обрабатываемым материалам, варьируя режимами резания [279]. Измеряли средние поверхностные температуры методом естественной, а в объеме - методом искусственной термодпары (табл.4.15), а также относительный износ (табл.4.16). При обработке стали 45 все свойства покрытий снижают температуру резания по сравнению с базовым сплавом T15K6, причем наибольшее снижение температуры резания происходит в случае, когда наружный слой покрытия состоит из нитрида циркония.

Таблица 4.15

Влияние состава покрытий на температуру резания, °C

Скорость резания v , м/с	Состав покрытий					
	T15K6	TiN	ZrN	(TiZr)N	TiN + ZrN	ZrN + (TiZr)N + TiN
Сталь 45 ($L=1000\text{м}$; $t=1,0 \cdot 10^{-3}\text{м}$; $S=0,39 \cdot 10^{-3}\text{м/об}$)						
1,0	740	700	670	715	640	730
2,1	900	825	775	775	740	830
3,4	1100	900	880	880	775	885
4,2	1175	975	925	800	890	975
Жаропрочная сталь 12X18H9T ($L=1000\text{м}$; $t=0,5 \cdot 10^{-3}\text{м}$; $S=0,39 \cdot 10^{-3}\text{м/об}$)						
1,1	635	600	635	680	725	700
2,2	850	750	730	800	800	810
2,8	900	850	770	865	890	860
3,5	1025	930	860	900	975	900



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица 4.16

Влияние состава покрытий на интенсивность изнашивания $J \cdot 10^{-8}$ при резании

Скорость резания v , м/с	Состав покрытий					
	T15K6	TiN	ZrN	$(TiZr)N$	$TiN + ZrN$	$ZrN + (TiZr)N + TiN$
Сталь 45 ($t = 1 \cdot 10^{-3} м$; $S = 0,39 \cdot 10^{-3} м/об$)						
0,8	4,5	3,6	3,7	4,0	4,2	4,7
1,6	4,0	3,3	2,8	2,9	2,8	3,3
3,1	3,6	2,9	2,4	3,4	2,6	3,6
4,5	6,0	3,7	4,4	4,4	4,2	5,3
6,2	14,5	11,2	23,6	35,0	22,0	18,0
Жаропрочная сталь 12X18H9T ($t = 0,5 \cdot 10^{-3} м$; $S = 0,39 \cdot 10^{-3} м/об$)						
1,2	21,9	21,0	20,9	10,9	17,0	20,0
2,5	16,4	12,0	31,0	11,0	15,7	27,0
3,8	43,8	39,0	41,9	31,8	20,9	47,0
4,9	98,6	70,0	79,0	116,0	50,0	83,9

Если нагруженный, контактный слой покрытия состоит из нитрида титана (одно- и трехслойное покрытие) эффект температурного воздействия уменьшается. Такая ситуация объяснима более высоким значением коэффициентов теплопроводности и теплоемкости ZrN по сравнению с TiN ($\lambda_{ZrN} = 57$ Вт/м⁰С; $C = 45 \cdot 10^4$ Дж/м³С; $\lambda_{TiN} = 53,5$ Вт/ м⁰С и $C_{TiN} = 3,71 \cdot 10^4$ Дж/м³С). При этом в области оптимального значения скорости резания 3,3-4,2 м/с снижение температур резания на 120-285⁰С удовлетворительно коррелирует со снижением интенсивности изнашивания (см. табл.4.16). Для жаропрочной стали 12X18H9T самые низкие температуры резания зафиксированы для покрытия ZrN : на 120 ÷ 165⁰С ниже, чем для непокрытого сплава T15K6, неэффективного для резания жаропрочных материалов с малой теплопроводностью; износ инструмента с этим типом покрытия минимален в диапазоне скоростей 2,0-2,8 м/с.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Наиболее наглядно роль композиционных покрытий проявилась, как и раньше, в оценках температурных распределений по нормали к поверхности изнашиваемого материал, полученных экспериментально. При трении по стали 45 наибольшее снижение температур на глубине 2-3 мм контактной плоскости на-

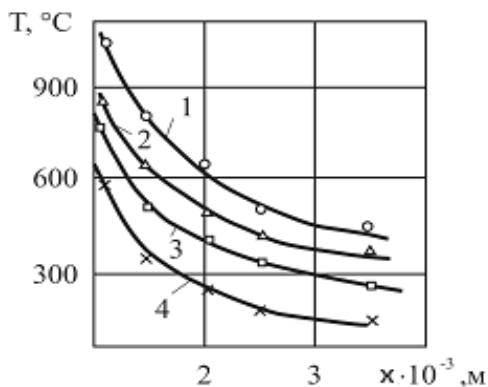


Рис.4.16. Влияние состава покрытия на температурные распределения в сплаве Т15К6 при трении по стали 12Х18Н9Т ($v=3,3$ м/с): 1 - Т15К6; 2 - Т15К6+ (TiZr)N; 3 - Т15К6+[ZrN+(TiZr)N+TiN]; 4 -

блюдается для покрытий TiN , ZrN , $(TiZr)N$; на глубине 1 мм перепад температур составляет $100-130^\circ\text{C}$ для покрытий TiN , ZrN . Для жаропрочной стали 12Х18Н9Т в условиях трения, как и при точении, наилучшие результаты показало покрытие ZrN (рис.4.16).

Таким образом, эффективность многослойных покрытий при изнашивании твердосплавных материалов проявляется в создании выгодного энергетического состояния изнашиваемого материала с учетом теплофизических характеристик обрабатываемого материала: снижение поверхностных и объемных температур, обеспечение высоких $gradT$ и уменьшение глубины теплового воздействия на материал.

Если иметь в виду другой известный способ воздействия на зону трения (резания) - применение различных смазочно-охлаждающих средств для повышения стойкости инструмента, - то и самый эффективный состав СОТС снижает тепловую напряженность инструментального материала [96, 157, 166, 171, 174] и по физическому механизму эквивалентен действию оптимальных составов тонкослойных покрытий.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

4.4. Критерии оптимизации процесса изнашивания

Одной из общих закономерностей процесса трения и изнашивания является существование диапазона внешних воздействий на систему трения – скорости, давления, в которых сила трения и интенсивность изнашивания трибосопряжения минимальны. Термодинамические аспекты выхода системы трения на оптимальный режим нами уже рассматривались [148, 160, 162, 163]. Здесь мы считаем целесообразным сделать акцент на параметрах, связывающих энергетическое, тепловое состояние инструментальных материалов с флуктуациями скоростей и напряжений в контактной зоне. Уровень современных знаний о закономерностях флуктуационных процессов в зоне трения не позволяет точно рассчитать производство кинетической избыточной энтропии и оценить интенсивность изнашивания по зависимостям (4.6)-(4.10). Эту проблему, с одной стороны, можно решить введением в зависимость (4.6) параметров, эквивалентных плотности тепловой энтропии, накопленной в изнашиваемом объеме, и производству избыточной энтропии – это энергетический параметр \mathcal{E} и коэффициент K_ε как величины, эквивалентные отношению амплитуды флуктуаций температуры к средней температуре поверхности трения. Оказалось, что параметр K_ε можно рассматривать в качестве критерия оптимизации процесса изнашивания [11, 194, 230, 231]. Расширение и углубление наших знаний о контактных процессах позволили обосновать и предложить для практического использования легко реализуемые на практике критерии выбора оптимального (по минимуму износа) режима изнашивания, материалов трущихся пар, состава покрытий и др.

Рассмотрим здесь лишь некоторые из разработанных нами критериев оптимизации [160,163,164], отражающих флуктуационную природу трения и условия диссипации энергии трения и преобладающую роль тепловых процессов в изнашивании инструментальных режущих материалов.

1. Переменная составляющая термоЭДС процесса трения (резания) [11, 163-165]

Как было показано, производство избыточной тепловой энтропии может быть выражено эквивалентной характеристикой (4.54) ($K_s = \frac{\omega}{E}$), равной отношению мощности переменной составляющей термоЭДС $\tilde{\omega}$ к постоянной термоЭДС E . Параметр K_s качественно соответствует отношению тепловой энергии



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

трения, рассеянной в результате диссипативных процессов, к средней температуре поверхности трения. За параметр $\tilde{\omega}$ принимали амплитудно-частотную характеристику переменной составляющей термоЭДС, регистрируемую с помощью спектрометра звуковых частот, вычисляли площадь под этой характеристикой (кривые на рис.4.17 получены путем сглаживания спектров переменной составляющей термоЭДС) и по равенству $K_S = \tilde{\omega}/\bar{E}$ определяли параметр K_S [11].

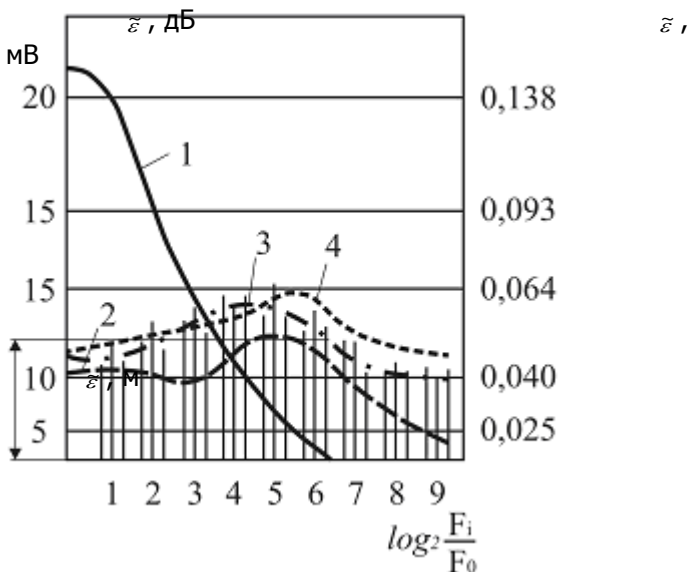


Рис.4.17. Амплитудно-частотные характеристики переменной составляющей термоЭДС при точении стали 20X резцом сплава Т15К6 ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м, $s=0,11 \cdot 10^{-3}$ м/об): 1 - $v=1,4$ м/с; 2 - $v=2,1$ м/с; 3 - $v=2,7$ м/с; 4 - $v=3,4$ м/с; 1-9 - триады звуковых частот спектрометра; $\tilde{\varepsilon}_m$ - среднеинтегральное значение амплитуды переменной составляющей термоЭДС в частотном диапазоне 60Гц – 27кГц (кривая 3); $\tilde{\varepsilon}$ - амплитуды переменного сигнала термоЭДС в частотном диапазоне 60Гц-27кГц; F_0 - начальный уровень частот;

$$F_i \text{ - текущая частота; } \log_2 \frac{F_i}{F_0} \text{ - относительная}$$

частота в октавах

Так как $\tilde{\omega} = \kappa \tilde{\varepsilon}^2$, где κ - коэффициент пропорциональности с размерностью электрической проводимости, то можно получить



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

другой критерий (4.55), легко реализуемый на практике.

Минимальным значением K_S и K_ϵ или точкам перегиба кривых $K_S = f(v)$ и $K_\epsilon = f(v)$ соответствуют оптимальные (по минимуму износа) скорости скольжения [231] и резания.

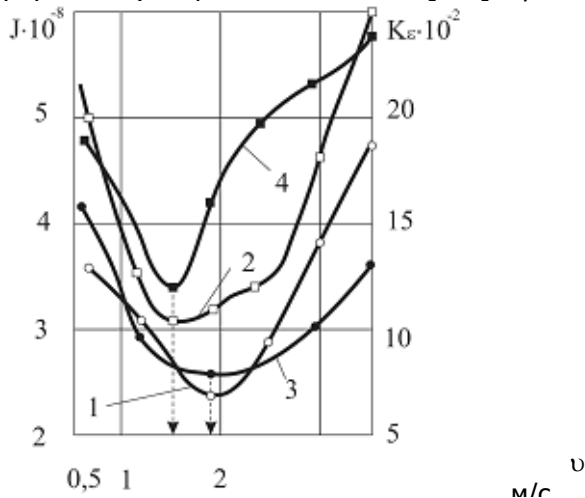
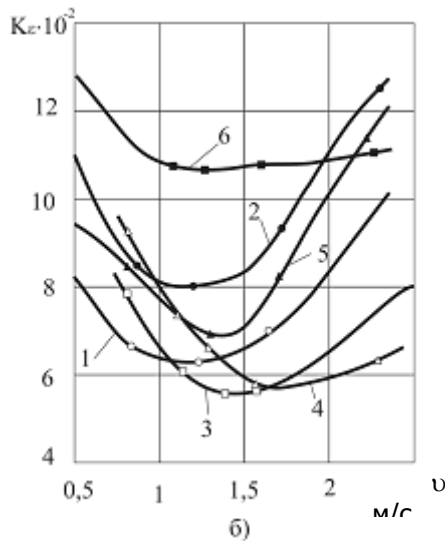
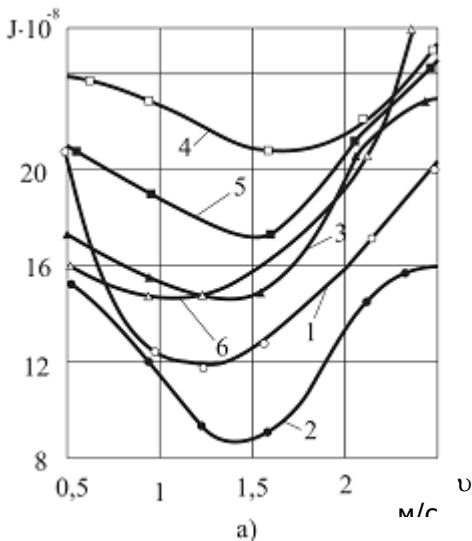


Рис.4.18. Влияние скорости трения на интенсивность изнашивания J сплава Т15К6 (кривая 1) и ВК8 (кривая 2) и параметр K_ϵ (кривая 3-Т15К6; кривая 4-сплав ВК8) при трении по стали 35 ($N=600Н$)





Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Рис.4.19. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания (а) и параметр K_ε (б) при точении титанового сплава ВТ3-1 ($t = 0,25 \cdot 10^{-3}$ м, $s = 0,11 \cdot 10^{-3}$ м/об): 1 - ВК8; 2 - ВК8+Cu; 3 - Т5К10; 4 - Т5К10+TiC; 5 - Т15К6 6 - КНТ-16

На рис.4.18-4.20 в качестве примера приведены результаты экспериментальных исследований соответствия минимума функций $J = f(v)$ и $K_\varepsilon = f(v)$ при оптимальном значении скорости резания. Аналогичные зависимости получены для других видов обработки резанием – сверления, торцевого фрезерования. При этом оптимальной скорости резания соответствует минимальные значения параметров K_s и K_ε или точка перегиба кривых $K_s = f(v)$ и $K_\varepsilon = f(v)$ (рис.4.21)



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

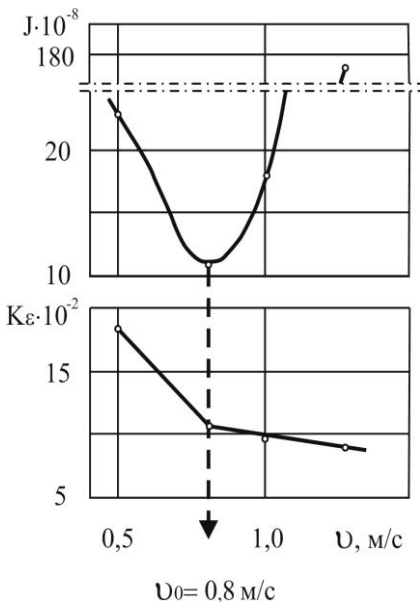


Рис.4.20. Влияние скорости трения на интенсивность изнашивания J и параметр K_e при точении стали 45 резцами P18MФ ($t=1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $S=0,11 \cdot 10^{-3} \text{ м/об}$; $\alpha=10^\circ$; $\gamma=15^\circ$; $\varphi=45^\circ$)

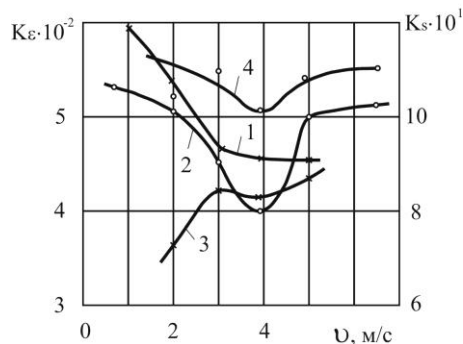
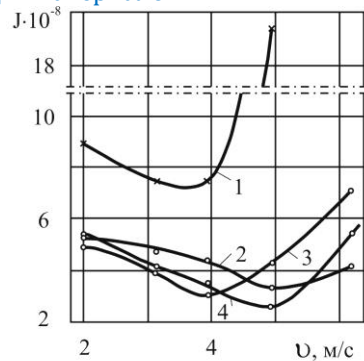


Рис.4.21. Влияние скорости резания при торцевом фрезеровании стали 45 ($t=1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $S_t=0,11 \cdot 10^{-3} \text{ м/об}$; $V=80 \cdot 10^{-3} \text{ м}$) на интенсивность изнашивания (а) и параметры K_e и K_s (б); 1 - VK8; 2 - T5K10+TiC; 3 - T15K6; 4 - KHT-16 (а); 1,2 - K_e ; 3,4 - K_s (б); ⊗ - VK8; O - T15K6

Анализ экспериментальных данных о влиянии скорости резания на J и K_e показывает, что корреляционной связи между значениями параметра K_e и интенсивностью изнашивания J не существует. Однако в условиях резания с увеличением подачи величина оптимальной скорости резания уменьшается (рис.4.23).



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

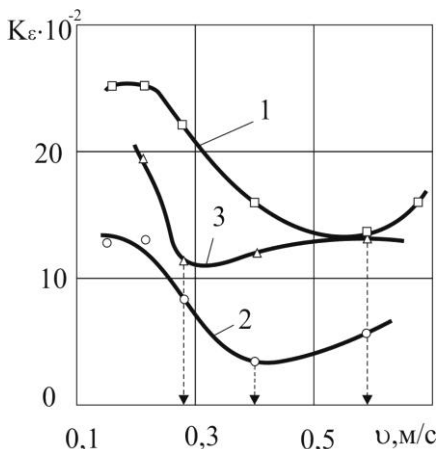


Рис.4.22. Влияние скорости резания на изменение параметра K_ϵ при обработке отверстий $\varnothing 10,2$ мм в стали 45 сверлами из быстрорежущей стали P6M5 (глубина сверления $L=20$ мм):
 1 - $s=0,058 \cdot 10^{-3}$ м/об;
 2 - $s=0,165 \cdot 10^{-3}$ м/об;
 3 - $s=0,28 \cdot 10^{-3}$ м/об

Предложенный терий K_ϵ оптимизации применим не только для выбора оптимальной скорости резания, но и для выбора более износостойкого инструментального материала, которому соответствует сдвиг минимума кривой $K_\epsilon = f(v)$ в зону больших скоростей резания (рис.4.21, а).

Предложенный нами способ выбора оптимального режима трения (резания) [10] по изменению параметра K_ϵ применим для контроля существующего режима резания в производственных условиях, для выбора режима резания новых конструкционных металлических материалов, в том числе с особыми физико-

механическими свойствами, а также для определения обрабатываемости с помощью простого устройства [160].

2. Производство кинетической энтропии от флуктуационных процессов

При резании металлов стружкообразование является кинетическим процессом, определяющим для широкого диапазона режимов резания износостойкость инструмента. Применительно к флуктуационным процессам тепловой природы производство избыточной энтропии представим в виде (4.8)-(4.10).

Производство кинетической энтропии от флуктуаций в системах, далеких от равновесия, может рассматриваться как характеристика диссипативных процессов. При этом, если в физической системе протекают процессы, приводящие к росту кинетической энтропии от флуктуаций, то можно утверждать, что такая система переходит в состояние с «наибольшей диссипацией» [38]. Применительно к резанию металлов такие условия протекания про-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

цесса контактного взаимодействия будут снижать энергетическую нагрузку на режущий инструмент, уменьшать накопленную энтропию поверхностными слоями инструментального материала и в итоге повышать его износостойкость.

Трудности прямого измерения (или расчета) ряда входных параметров в зависимостях (4.9.) и (4.10) ($grad\tilde{T}$, \tilde{t} , \tilde{v}) в условиях резания металлов ставят задачу разработки и обоснования комплексов, отражающих термодинамическую обстановку в зоне резания и содержащих экспериментально определяемые величины. Температурные флуктуации \tilde{t} в условиях эксперимента оценивали переменной составляющей термо- ЭДС пары «инструмент – деталь» $\tilde{\varepsilon}$. Так как $grad\tilde{T} = \tilde{q} / \lambda = \tau\tilde{v} / \lambda = P\tilde{v} / F\lambda = P\tilde{v} / \xi\lambda$, а $\tilde{t} = \tilde{\varepsilon}$, то

$$P_T [\delta S] \rightarrow K_T = \left(P \frac{\tilde{v}}{\xi\varepsilon} \right)^2, \quad (4.69)$$

где ξ - усадка стружки.

С другой стороны,

$$gradT = \bar{q} / \lambda = \tau\bar{v}_c / \lambda = P\bar{v} / \xi^2\lambda, \quad (4.70)$$

$$P_v [\sigma S] = \frac{c\rho}{\lambda} \cdot \frac{P\bar{v}}{\xi^2\lambda} \cdot \frac{\bar{v}T}{T^2}, \quad P_v [\sigma S] \rightarrow K_v = \frac{P\bar{v}\tilde{\varepsilon}}{a\xi^2\bar{E}^2}, \quad (4.71)$$

где $c\rho$ - удельная объемная теплоемкость.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Термодинамический параметр K_v/K_T , отражающий отношение между производством конвективной энтропии и энтропией от тепловых эффектов, уменьшается с увеличением износа (пути резания), и в зависимости от скорости резания, имеет точку перегиба (рис.4.23), повторяя ход кривой $J = f(v)$. Кроме этого K_v/K_T увеличивается при наличии покрытий TiC на твердом сплаве (ср.кривые 2 и 4, рис. 4.23).

Эти данные говорят о том, что покрытия TiC увеличивают диссипативные возможности системы резания за счет более интенсивного протекания процессов, обусловленных флуктуациями скоростей резания и температур. Таким образом, экспериментальные аналоги производства кинетической энтропии от флуктуаций могут быть использованы для оценки процесса изнашивания инструментальных материалов как отражающие условия диссипации энергии контактного взаимодействия при резании металлов.

3. Характеристики пластического течения при резании

В общем случае контактного взаимодействия в условиях резания металлов трение сопровождается пластическим течением обрабатываемого материала в зонах контакта «задняя поверхность – заготовка» и «передняя поверхность – стружка». Как показали результаты исследований пластического течения на стружках [235], при экстремальных условиях механических испытаний в деформируемом материале может возникать диссипативная структура, а пластическое течение может иметь вихревой, турбулентный характер. Изучение корней стружек при точении пластичных материалов показало, что в зоне вторичных деформаций вблизи передней поверхности инструмента по достижении критических значений сдвигов, скоростей деформации и напряжений в прирезцовых слоях стружки

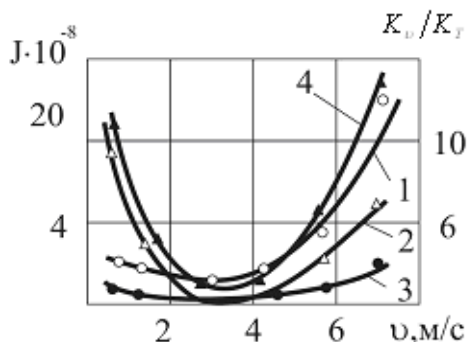


Рис.4.23. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания J и на термодинамический критерий K_v/K_T при точении стали 45 резцом TN35+TiC ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м, $s=0,3 \cdot 10^{-3}$ м/об):

- 1 - $J = f(v)$; 2 - $K_v/K_T = f(v)$
- 3 - $(K_v + K_T)/v = f(v)$;
- 4 - $K_v/(v + K_T) = f(v)$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

происходит значительная фрагментация с возникновением мелкодисперсной, ячеистой структуры. При больших градиентах температуры, скорости и напряжений, т.е. в существенно неравновесных условиях, пластическое течение такого фрагментированного материала сопровождается разворотом субзерен (ячеек) и их перемешиванием.

По аналогии с жидкостью такой вид пластического течения можно считать турбулентным. При одинаковых напряжениях на контакте производство энтропии в турбулентном пластическом течении оказывается меньше производства энтропии в пластическом ламинарном квазивязком пластическом течении, т.е. не существующем при данных скоростях деформации и абсолютных сдвигах. Поэтому переход от ламинарного к турбулентному течению можно рассматривать как процесс самоорганизации, когда часть энергии, которая при ламинарном пластическом течении выделялась бы в виде теплоты, в турбулентном режиме расходуется на его организацию – возникновение диссипативной структуры и ее существование [68, 186].

Теоретическое определение критической точки перехода от одного вида течения к другому не представляется возможным; можно лишь указать, что эта точка будет определяться скоростью течения на контакте v_0 , размерами зоны пластического течения, уровнем напряжений и температур. Критерий для выбора условий упомянутого перехода – скорости резания, соответствующей минимальной интенсивности изнашивания, имеет вид [164]:

$$K_p = \frac{v_c - v_0}{v_0} \cdot \frac{\tilde{\tau}}{T_\kappa (S_* - S_0)}; \quad (4.72)$$

$$K_p = \frac{v_c - v_0}{v_0} \cdot \frac{\tilde{\tau}}{T_\kappa}; \quad (4.73)$$

$$K_p = \frac{v_c - v_0}{v_0} \cdot \frac{\tilde{v}}{E},$$

где τ - среднеквадратическое значение пульсации напряжений; v_c - скорость течения в квазивязком слое; S_* - критическая плотность энтропии; \tilde{v} - виброскорость линейных перемещений реза.

Примечание. Необходимо иметь в виду, что турбулизация пластического течения является процессом нежелательным, так как в реальных условиях она сопровождается увеличением флуктуаций напряжений, скорости деформации, мощности тепловыде-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ления, температуры, производства энтропии и, как следствие, повышения интенсивности изнашивания.

Определяя экспериментально скорости течения v_0 , движения стружки v_c , виброскорости \tilde{v} , термоЭДС \bar{E} , находили значение K_p . Экспериментальные исследования зависимостей $J = f(v)$ и $K_p = f(v)$ показали их полное соответствие расчетным значениям (рис.4.24)

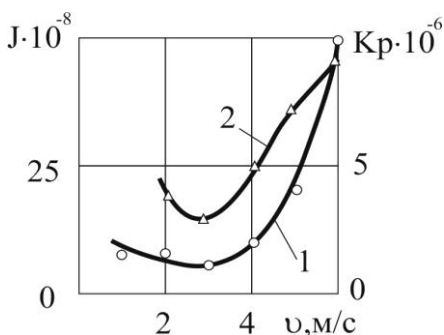


Рис.4.24. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания передней поверхности резцов из инструментальной стали Т15К6 при точении стали 35 и на величину параметра K_p ($t=1 \cdot 10^{-3}$ м; $s=0,43 \cdot 10^{-3}$ м/об):

1 - $J = f(v)$; 2 - $K_p = f(v)$

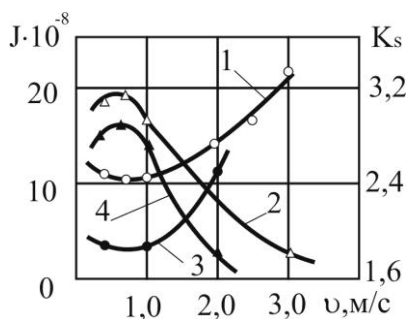


Рис.4.25. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания и на изменение энтропийного критерия K_s по оценке флуктуаций термоЭДС ($t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $s=0,34 \cdot 10^{-3}$ м/об; $f=8$ Гц) для пар сталь ВК8-сталь 12Х18Н10Т (кривые 1,2) и сталь Т15К6-сталь 38ХС (кривые 3,4): 1,3 - $J = f(v)$; 2,4 - $K_s = f(v)$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

4. Параметры статической энтропии флуктуационных процессов

В качестве параметров, характеризующих свойства системы трения и отражающих реакцию пары трения на изменение энергетической ситуации в зоне трения, выбирались переменная составляющая термоЭДС $\tilde{\varepsilon}$ и виброскорость линейных перемещений резца $\tilde{\nu}$. Так как основной спектр колебаний $\tilde{\varepsilon}$ и $\tilde{\nu}$ лежит в звуковой области частот, а процессы являются случайными, то для оценки диссипативных возможностей системы использовалось понятие статической энтропии, вычисляемой при изучении флуктуационных процессов в зоне резания. При этом значения энтропии во всех состояниях следует нормировать на одно и то же значение средней энергии, т.е. применять S-теорему.

При таком подходе энтропия флуктуационных процессов в зоне резания определялась через функцию распределения для неравновесных состояний по зависимости:

$$\tilde{S}(\tau) = \int \ln f(x, \tau) f(x, \tau) dx. \tag{4.74}$$

Одномерная стандартная функция распределения рассчитывалась как

$$f(x_i) \Delta x = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{\Delta \tau_i}{\tau}$$

в интервале $x_i \leq x \leq (x_i + \Delta x)$, где $\Delta \tau$ - шаг интегрирования по времени. Функция $f(x)$ нормировалась на единицу, а энтропия вычислялась по спектрам виброскоростей и переменных термоЭДС по дискретному соотношению:

$$\tilde{S} = - \sum_{i=1}^n f(x_i) \ln f(x_i). \tag{4.75}$$

Интенсивность колебаний как величина, пропорциональная энергии, рассчитывалась по формуле:

$$\tilde{E} = \sum_{i=1}^n x_i^2 f(x_i). \tag{4.76}$$

Так как процессы стружкообразования и трения в условиях резания металлов являются кинетическими и протекают при активном взаимодействии с окружающей средой, то флуктуации виброскорости и термоЭДС можно считать источниками «отрицательной» энтропии (негэнтропии) относительно зоны контакта, в которой имеет место накопление энтропии и износ инструментального материала.

Для оценки процесса трения (интенсивности изнашивания



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

инструментального материала) применяли энтропийный коэффициент использования энергии флуктуации [164, 224]:

$$K_s = -\frac{\tilde{S}}{\tilde{E}}. \quad (4.77)$$

Знак минус в выражениях (4.75) и (4.77) указывает на то, что имеет место отток энтропии из зоны контакта.

Очевидно, если значение \tilde{S} или параметра K_s достигают максимального значения, то система трения характеризуется повышенными диссипативными возможностями зоны контакта, из-за чего уменьшается накопление энтропии и интенсивность изнашивания.

Обрабатывая спектрограммы переменной составляющей термоЭДС и виброскорость по методике [6] на различных частотах, находили \tilde{S} , \tilde{E} и K_s . Экспериментально полученная закономерность изменения параметра K_s от скорости резания (рис.4.25, кривые 2 и 4) соответствует его термодинамической интерпретации и физическому смыслу. Установлено, что по величине K_s можно осуществлять выбор оптимальной скорости резания: оптимальному значению соответствует минимальная интенсивность изнашивания твердых сплавов при резании и максимальные значения коэффициента K_s (см. рис.4.25).

Как видно из представленных материалов, разработанные термодинамические критерии выбора оптимальной скорости резания (трения), отображают флуктуационную природу контактного взаимодействия при резании, диссипативный характер процесса и сравнительно просто реализуются на практике.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основной тенденцией современного развития металлообработки в производстве техники различного назначения следует признать не только повышение качества изделий и производительности, но и научное решение экологических проблем, в том числе применение «сухого» резания (без применения СОТС) [28] и повышение в этой связи износостойкости формообразующего инструмента.

Синтезируя представленные в монографии результаты исследований, а также опубликованных с сотрудниками работ автора [8-11, 148-196, 224-231, 278-283], можно предложить следующую схему действий по снижению износа при трении и в условиях резания [175] (см. таблицу).

Их условно можно разделить на пять направлений, содержание которых определяется собственным подходом автора к проблеме изучения трения и износа на базе уравнения баланса энтропии, учета превалирующей роли тепловых процессов и флуктуаций основных параметров трения и разработанной зависимости для качественной оценки интенсивности изнашивания:

Обеспечение в инструментальном материале термодинамического состояния с минимальной плотностью накопленной энтропии.

Локализация термодинамических процессов в тонкопленочных структурах.

Применение режущих материалов с высоким значением критической плотности энтропии.

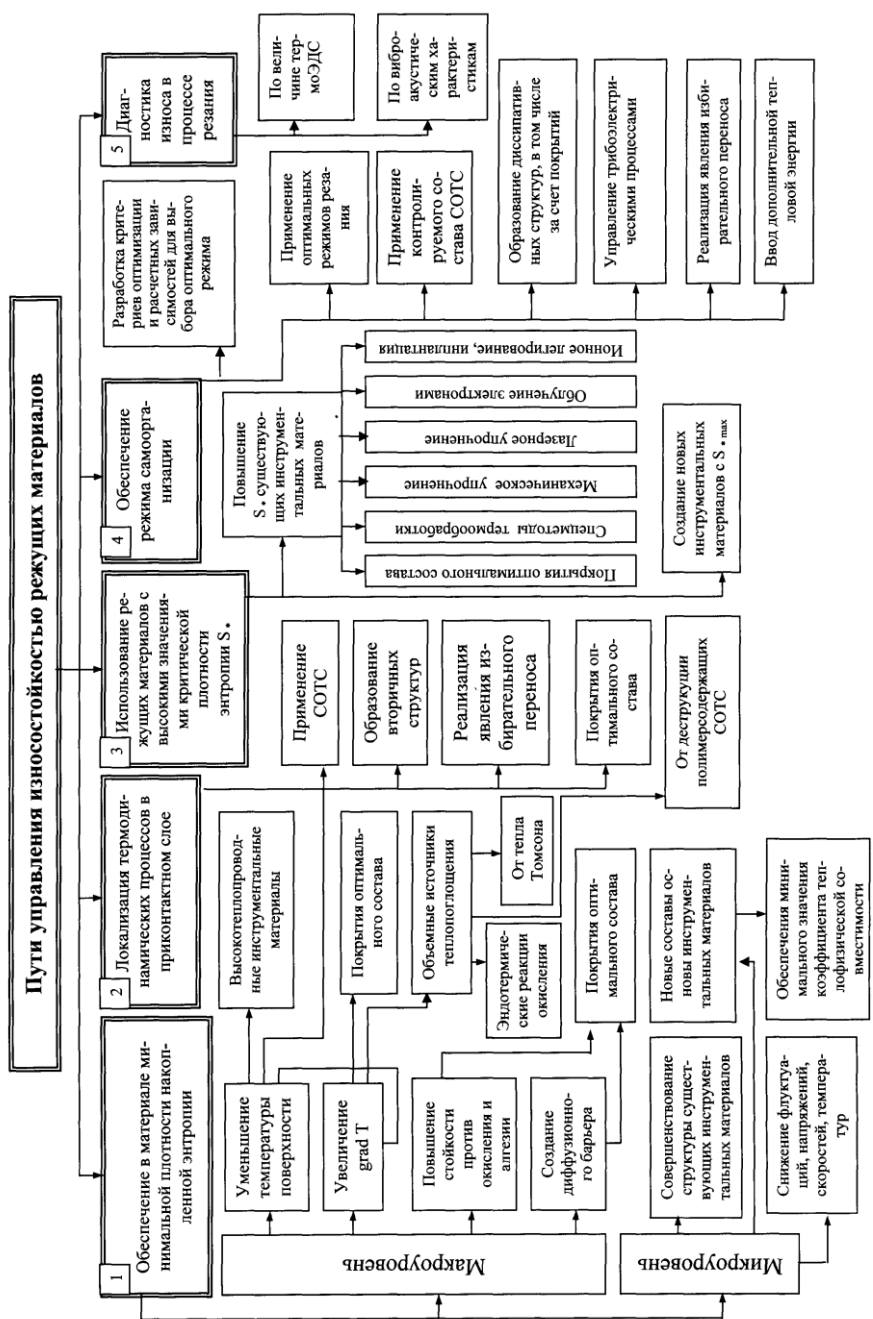
Обеспечение режима самоорганизации различными методами.

Диагностика износа инструмента в процессе резания, в особенности на уникальных операциях, когда внезапный отказ инструмента может привести к порче дорогостоящей обрабатываемой детали.

Предлагаемая схема определяет основные направления деятельности возглавляемой автором научной школы и требует определенных комментариев в части реализации некоторых из названных направлений и развития дальнейших исследований.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов



Первые три направления базируются на развитии нами эн-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

тропийном подходе к анализу и синтезу процессов различной механо-физико-химической природы, происходящих в контактной зоне, и на полученной зависимости для расчетной оценки интенсивности изнашивания; проблемы диагностики износа инструмента в процессе резания имеют самостоятельное значение и здесь рассматриваться не будут.

Реализация первого направления предполагает решение ряда проблем макро- и микроуровня, причем все они базируются на управлении процессами теплового состояния изнашиваемого материала: на макроуровне – уменьшение температуры на контакте; увеличение температурных градиентов в изнашиваемом материале для снижения зоны его прогрева до высоких температур интенсификацией теплоотвода за счет эффективных СОТС, оптимальных свойств и составов твердых сплавов и тонкослойных покрытий, обеспечивающих улучшение диссипативных свойств системы трения.

Микроуровень управления тепловым состоянием твердого сплава как материала с гетерогенной структурой, как было показано в монографии теоретическими расчетами, определяется теплофизической совместимостью структурных составляющих – карбидной фазы и связки. Показано, что существующие композиции твердых сплавов по этому критерию не являются оптимальными, и имеющиеся экспериментальные данные автора по новым составам однокорбидных сплавов твердых сплавов с различными связками, в том числе и многокомпонентными, подтверждают увеличение стойкости за счет снижения тепловых флуктуаций на межфазном уровне.

Обосновано прямое влияние тонкослойных износостойких покрытий на характер температурного состояния изнашиваемых инструментальных материалов и выполняющих роль своеобразного барьера процесса схватывания, окисления, диффузии как главных причин износа твердосплавных режущих материалов.

Подтверждена необходимость учитывать влияние на изнашивание локализации как термодинамических процессов в тонкопленочных структурах приповерхностных слоев материала, так и за счет вторичных структур, образовавшихся на контакте от взаимодействия изнашиваемых материалов друг с другом (схватывание, диффузия) и с окружающей средой (окисление). Установлено влияние объемных источников теплоты на характер температурного распределения, показанное теоретически и подтвержденное экспериментально. Реальными способами проявления этих источников теплопоглощения при износе в условиях резания могут служить: эндотермические реакции деструкции полимеров в



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

полимерсодержащих СОТС, реакции окисления фаз твердого сплав и покрытий, процессы в слое СОТС с нанокластерами меди, молибдена и других высокотеплопроводных металлов.

Для совершенствования методов теоретического изучения тепловых процессов следует отметить высокую эффективность применения метода баланса для решения контактных тепловых задач, который позволяет не вводить коэффициент распределения тепловых потоков, а строить решения с определением температуры контакта и тепловые потоки в контактируемых телах находить, используя закон Фурье и выражения для расчета температурных градиентов. В последующих исследованиях целесообразно формулировать и решать сопряженную тепловую задачу для трех тел, вводя между контактируемыми телами некоторое «третье тело» со своими теплофизическими характеристиками, а на двух границах учитывать граничные условия четвертого рода. Так как трение – флуктуационный термодинамический процесс, необходимо при формулировке контактных тепловых задач задавать переменное значение температуры по нормали к поверхности трения с максимумом на контакте с одновременным учетом самостоятельного влияния температурного градиента как термодинамической силы, в отличие от традиционного учета $gradT$ в краевых условиях задачи.

Требует дальнейшей разработки и методика расчетной оценки производства избыточной кинетической энтропии при трении как суммы энтропий от эффектов теплопроводности и конвекции. В этой связи необходима уточненная зависимость для расчета флуктуаций скоростей, давлений и температур, в особенности применительно к износу двух контактных поверхностей режущего инструмента, находящихся в совершенно различных температурных, напряженных и скоростных условиях.

Целесообразно дальнейшее применение теории пограничного слоя, удачно используемой нами для решения контактных тепловых задач, к оценке мощности объемных тепловых источников от эндотермических реакций (окисления, структурные превращения) по единой методике. В настоящее время эта проблема, как было показано в монографии, решается методами химической кинетики и предполагает учитывать вклад реакций в производство энтропии по экспериментально определяемым скоростям реакции и химическому средству.

Как следует из приведенной таблицы, практически все четыре направления повышения износостойкости предполагают использование износостойких покрытий. Несмотря на известные



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

достижения в области изучения механизма действия покрытий на трение и износ, в том числе представленные в монографии, это проблема до конца не решена. Остается открытым вопрос диссипативных свойств покрытий разного состава и структуры в паре с материалами, имеющими разные теплофизические свойства. Темой дальнейшего исследования является определение косвенной роли покрытий через изучение коэффициента теплоотдачи, обусловленного эффектами теплопроводности, конвекции и излучения. Представляется возможным по-иному посмотреть на механизм действия многослойных покрытий, учитывая не только сформулированные в [28] требования к разработке инструментальных комплексов из трехслойных покрытий, но возможности управления при подборе слоев покрытия теплофизической совместимостью материалов слоев, состоящих из окислов, карбонитридов, нитридов и карбидов тугоплавких металлов, и теплотами их образования.

Обеспечение режима самоорганизации при изнашивании инструментальных, прежде всего твердосплавных, режущих материалов как элемента специфической пары трения – «инструмент-деталь» подчиняется общим положениям синергетики [162] и предполагает или дополнительные внешние воздействия на зону резания, или использование «внутренних» источников – образование диссипативных структур с активным участием внешней среды, материалов пары трения и покрытий, принудительный (и автоматический) выход системы резания на оптимальный режим по скорости, обеспечивающий минимизацию износа. Активную роль в этом процессе играют покрытия, обеспечивающие минимум интенсивности изнашивания в зависимости от свойств обрабатываемого материала.

Целесообразен дальнейший поиск критериев оптимизации процесса резания, разработка и внедрение устройств диагностики износа на ответственных операциях механической обработки.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аваков А.А. Физические основы теорий стойкости режущих инструментов. – М.: Машгиз, 1960.–308 с.
2. Аваков А.А., Антонян А.А., Гаврилов Б.М. и др. Применение квазистационарного электромоделирования при выборе оптимальной конструкции резцов с внутренним теплоотводом // Сб. науч. трудов. – Т.1. - Серия: Математика, механика, физика. - Вып.1. - Ленинкан, 1970. - С.69-112.
3. Абдур Рахман Бадол. Влияние многослойных покрытий на изнашивание твердых сплавов: Дис.... канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 1995. – 189 с.
4. Абрамович Б.Г., Гольдштейн В.Л. Интенсификация теплообмена излучением с помощью покрытий. – М.: Энергия, 1977. – 256 с.
5. Акимов В.К., Еремина А.М., Захаров П.Н. К вопросу о диффузионном изнашивании металлорежущего инструмента // Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. - Тула, 1979. - С.90-95.
6. Алиев М.М. Влияние активной внешней среды на термодинамические процессы при изнашивании твердых сплавов: Дис.... канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 1992. – 149 с.
7. Армарего И.Д., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. – М.: Машиностроение, 1977. – 344 с.
8. А.С. 1017963. СССР. Способ оценки работоспособности материалов в узлах трения / А.А. Рыжкин, А.Н. Филипчук, К.Г. Шучев, М.М. Климов. – Оpubл. в Б.И., 1983, №18.
9. А.С. 1321117. СССР. Способ поверхностной обработки твердосплавных режущих пластин / А.А. Рыжкин, А.И. Филипчук, К.Г. Шучев, М.М. Климов. – Оpubл. в Б.И., 1987, №41.
10. А.С. 903750. СССР. Способ определения режима трения / А.А. Рыжкин, А.Н. Филипчук, М.М. Климов. – Оpubл. в Б.И., 1982, №5.
11. А.С. 983512. СССР. Способ определения оптимальной скорости резания. / А.А. Рыжкин, А.Н. Филипчук, К.Г. Шучев, М.М. Климов. – Оpubл. в Б.И., 1982, №47.
12. Башков Г.П. Выглаживание восстановленных деталей. – М.: Машиностроение, 1979. – С.28.
13. Безъязычный В.Ф. Назначение режимов резания по заданным параметрам качества поверхностного слоя. - Ярославль: Изд-во Ярослав. политехн. ин-та. 1978. – 86 с.
14. Белоусов А.И. Расчет температуры трения. // Теория трения и износа. – М.: Наука, 1965. – С.81-84.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

15. Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1978. – 328с.
16. Бершадский Л.И. Основы теории структурной приспособляемости и переходных состояний трибосистемы и ее приложение к задачам повышения надежности зубчатых и червячных передач.: Автореф. дис.... д-ра техн. наук. – М., 1997. – 48 с.
17. Бершадский Л.И. Трение как термодинамический феномен. // Докл. АН УССР. Серия А., 1977. – №6. – С.505-509.
18. Блок Х. Исследование теплового режима при трении// Прикладная механика и машиностроение. – 1956. – №3. – С.28-42.
19. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344с.
20. Бокштейн Б.С. Диффузия в металлах. – М.: Металлургия, 1987. – 297с.
21. Бокштейн Б.С., Бокштейн С.З., Жуховицкий А.Д. Термодинамика и кинетика диффузии в твердых телах. – М.: Металлургия, 1974. – 280с.
22. Бондаренко В.А., Богодухов И.М. Обеспечение качества и улучшение характеристик режущих инструментов. – М.: Машиностроение, 2000. – 192 с.
23. Боуден Ф., Тейбор Д. Температура поверхности трущихся тел // Трение и граничная смазка. – М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1953. – С.231-254.
24. Бурков А.А., Пронин А.Н., Алешин В.М., Воронин Н.В. и др. Повышение работоспособности инструмента при резании титановых сплавов // Проблемы механики сплошной среды: Междунар. науч.-техн. конф. – Комсомольск-на-Амуре, 1998. – С. 37-41.
25. Верещака А.С. Основные аспекты применения и совершенствования режущих инструментов с износостойким покрытием // СТИН. – 2000. – №9. – С.37-40.
26. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с.
27. Верещака А.С., Третьяков И.П. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1986. – 190 с.
28. Верещака А.С. Некоторые тенденции совершенствования технологической производственной среды // СТИН. – №8. – 2005. – С.2-18; СТИН. – №9. – 205. – С.9-14.
29. Вечеровский К., Легутко С., Зайцева Р.Т., Фи-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

липчук А.И. Влияние покрытий TiN на температурные флуктуации при резании металлов // Оптимизация процессов отделочно-зачистной обработки: Межвуз. сб. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1986. – С.113-116.

30. Власов В.М., Маленко И.П., Маленко П.И. Тепловая задача для трения скольжения со смазочным материалом // Вестник машиностроения. - №2. – 2005. – С.40-46.

31. Волкова З.А. Исследования влияния температуры на процесс трения и изнашивание при граничной смазке: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – Свердловск, 1958. – 28с.

32. Волькенштейн В.С. Скоростной метод определения теплофизических характеристик материалов. – Л.: Энергия, 1971. – 145с.

33. Гаркунов Д.Н., Матюшенко В.Л., Харитонов В.В. и др. Исследование влияния тепловыделения в поверхностном слое на диффузионные процессы при динамическом контактом взаимодействии твердых разнородных тел // Электрохимические процессы при трении и их использование для борьбы с износом: Тез. докл. и сообщений Всесоюз. науч.-техн. конф. – Одесса, 1973. – С.88-95.

34. Гаркунов Д.Н. Триботехника. – М.: Машиностроение, 1986. – 424 с.

35. Гинзбург А.Г., Маханько А.М., Чичинадзе А.В. Расчет средней температуры скользящего контакта пары «контактный провод-токосъемные пластины пантографа» // Трение и износ фрикционных материалов. – М.: Наука, 1977. – С.20-26.

36. Гинзбург А.Г., Чичинадзе А.В. К расчету износа при торможении с применением системы уравнений тепловой динамики трения // Трение и износ фрикционных материалов. – М.: Наука, 1977. – С.26-30.

37. Гинзбург А.Г., Чичинадзе А.В. Исследования зависимости коэффициента трения от температуры при нестационарном режиме // Расчет и моделирование режима работы тормозных и фрикционных устройств. – М.: Наука, 1974. – С.30-35.

38. Гленсдорф П., Пригожин И. Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций. – М.: Мир, 1973. – 280с.

39. Голего Н.Л. Схватывание в машинах и методы его устранения. – Киев.: Техніка, 1966. – 311с.

40. Грозин Б.Д., Янкевич В.Ф. Структура белых слоев // Трение и износ в машинах. Вып.15. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – С.178-197.

41. Грондзка М. Влияние покрытий карбида и



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

нитрида титана на изнашивание твердых сплавов: Дис...канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 1986. – 172 с.

42. Гуров К.П. Феноменологическая термодинамика необратимых процессов. – М.: Наука, 1978. – 128 с.

43. Гурский Б.Э., Чичинадзе А.В. Становление и развитие тепловой задачи применительно к трению, изнашиванию и смазке деталей машин // Сборка в машиностроении и приборостроении: Приложение. Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2005. – №2(8). – С.3-8; 2005. – №3(9). – С.3-8.

44. Даниелян А.М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов. – М.: Машгиз, 1954. – 276с.

45. Даниленко Б.Д., Котликова А.Л., Студенников Г.В. Влияние переточек на работоспособность спиральных сверл с покрытием // Известие вузов. Машиностроение. – 1997. – №10-12. – С.101-103.

46. Двайт Г.Б. Таблицы интегралов и другие математические формулы. – М.: Наука, 1978. – 224 с.

47. Демкин Н.Б. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. – М.: Изд-во АН СССР, 1967. – 111 с.

48. Долговечность оборудования огнеупорного производства / Под ред. В.С. Попова. – М.: Metallurgia, 1978. – 232 с.

49. Дроздов Ю.Н. Исходные зависимости для расчета на износ деталей машин // Известия вузов. Машиностроение. – 1980. – №6. – С.155-157.

50. Дроздов Ю.Н. Учет микрогеометрии контакта в расчетах на трение и задир тяжелонагруженных тел // Трение, изнашивание и качество поверхности. – М: Наука, 1973. – С.73-83.

51. Дубинин А.Д. Энергетика трения и износа деталей машин. – М.: Киев: Машгиз, 1963. – 137с.

52. Душин Ю.А. Работа теплозащитных материалов в горячих газовых потоках. – Л.: Химия, 1968. – 224 с.

53. Евтушенко А.С., Матьсяк С., Куцей М. Тепловая задача при торможении для тела с покрытием // Трение и износ. – 2005. – Т.26. – №2. – С.151-157.

54. Жилин В.А. Субатомный механизм износа режущего инструмента. – Ростов н/Д: Изд-во РГУ, 1973. – 105с.

55. Игнатьева З.В. Об учете теплового эффекта перлито-аустенитного превращения при анализе температуры контактной поверхности при трении с интенсивным выделением // Трение и износ фрикционных материалов. – М.: Наука, 1977. – С.69-72.

56. Игнатьева З.В., Мамхегов М.А. К вопросу оцен-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ки температуры поверхности при трении со значительным выделением // Задачи нестационарного трения в машинах, приборах и аппаратах. – М.: Наука, 1978. – С.84-91.

57. Иегер Д. Движущиеся источники тепла и температура трения // Прикладная механика и машиностроение. – 1956. – №3. – С.22-39.

58. Избирательный перенос в тяжело нагруженных узлах трения / Под ред. Гаркунова Д.Н. – М.: Машиностроение, 1982. – 207 с.

59. Кабалдин Ю.Б. Структурно-энергетический подход к процессу изнашивания твердых сплавов // Известия вузов. Машиностроение. – 1986. – №4. – С.127-131.

60. Казанская А.С., Скобло В.А. Расчеты химических равновесий. – М.: Высшая школа, 1974. – 288с.

61. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. – М.: Наука, 1971. – 576 с.

62. Карапетянц М.Х. Химическая термодинамика. – М.: Химия, 1975. – 584с.

63. Кашеев В.Н. Процессы в зоне фрикционного контакта металлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 213.

64. Кидин И.Н. Фазовые превращения при ускоренном нагреве стали. – М.: Metallurgizdat, 1957. – 94 с.

65. Ким В.Н. Повышение эффективности упрочняющих технологий за счет резервов структурной приспособляемости режущего инструмента.: Автореф. дис.... д-ра техн. наук. - Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1994. – 37с.

66. Клементьев Н.М. Термодинамика трения. – Воронеж, 1971. –306с.

67. Климов М.М. Влияние флуктуации параметров процесса трения на изнашивание твердых сплавов: Дис....канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 1987. – 191 с.

68. Климов М.М., Чикмардин В.Л. Влияние износостойких покрытий на формирование зоны вторичных деформаций при резани // Надежность станочных и инструментальных систем: Межвуз. сб. /РИСХМ. – Ростов н/Д, 1991. – С.7-11.

69. Коваленко В.С. Металлографические реактивы – М.: Металлургия, 1981. – 120с.

70. Козлов А.А., Дементьев Н.Г. Об устойчивости гетерогенных реакций окисления на контактных поверхностях быстрорежущего инструмента при механической обработке металлов // Вестник машиностроения. – 2005. – №4. – С.57-61.

71. Колев Н.С., Рыжкин А.А., Дмитриев В.С. Установка для излучения процесса резания в вакууме // Известия ву-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

- зов. Машиностроение. – 1970. – №12. – С.155-158.
72. Колев Н.С. Влияние температуры на силу трения при резании металлов: Сб. науч. тр. / НПИ. – Новочеркасск. – 1960. – Т.40/60. – С.28-32.
73. Колев Н.С. К вопросу об окислительном износе твердосплавного инструмента // Технология сельскохозяйственного машиностроения. – Ростов н/Д: Изд-во РГУ, 1965. – С.189-195.
74. Колев Н.С. Расчет интенсивности износа твердосплавного инструмента // Вопросы точности и конструирования в машиностроении: Труды Северо-Кавказского горно-металлург. ин-та. – Орджоникидзе, 1968. – Вып. XXIII. – С.96-99.
75. Колесников В.И. Теплофизические процессы в металлополимерных системах. – М.: Наука, 2003. – 279с.
76. Корнилов В.В. Упрощенный расчет среднеповерхностной температуры фрикционного узла // Вестник машиностроения. – 1975. – №9. – С.20-22.
77. Коровчинский М.В. Локальный термический контакт при квазистационарном тепловыделении в процессе трения // Теория трения и износа. – М.: Наука, 1965. – С.73-80.
78. Коровчинский М.В. Основы теории термического контакта при локальном трении // Вопросы трения и проблемы смазки. – М.: Наука; АН СССР, 1968. – С.5-72.
79. Коровчинский М.В. Основы теории термического контакта при локальном трении // Новое в теории трения. – М.: Наука; АН СССР, 1966. – С.98-145.
80. Коршунов Л.Г. Износостойкость и структурные превращения нестабильных аустенитных сталей при трении // Контактная прочность металлических сплавов. – Свердловск., 1972. – С.392-396.
81. Костецкая Н.Б. Энергетический критерий оценки тепловой стойкости инструментальных материалов // Синтетические алмазы. – 1978. – Вып.1. – С. 12-15.
82. Костецкий Б.И. и др. Поверхностная прочность материалов при трении. – Киев.: Техника, 1976. – С.60-68.
83. Костецкий Б.И. О роли вторичных структур в формировании механизмов трения, смазочного действия и изнашивания // Трение и износ. – 1980. – Т.1. – №4. – С.622-637.
84. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах. – Киев: Техника, 1970. – С.352-357.
85. Костецкий Б.И. Фундаментальная закономерность самоорганизации технических трибосистем // Докл. АН УССР. Серия А, 1989. – №4. – С.52-57.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

86. Костецкий Б.И., Бердшадский Л.И., Чукреев Е.Н. О влиянии саморегулирования при износе материалов // Докл. АН СССР, 1970. – Т.191. – №6. – С.1339-1342.
87. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526с.
88. Крагельский И.В., Непомнящий Е.Ф., Зюльков М.М. Оценка стойкости резцов, основанная на теории усталостного износа // Уральская юбил. науч. сессия по итогам науч.-исслед. работ в области машиностроения: Сб. докл. – Курган, 1967. – С.69-71.
89. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968. – 480с.
90. Крагельский И.В., Виноградова И.Э. Коэффициенты трения. – М.: Машгиз, 1962. – 220с.
91. Крагельский И.В., Трояновская Г.И. Влияние температурного режима на фрикционные характеристики // Исследования по физике твердого тела. – М.: Изд-во АН СССР, 1957. – С.20-31.
92. Крейт Ф., Блэк У. Основы теплопередачи. – М.: Мир, 1983. – 512с.
93. Кубашевский О., Гопкинс Б. Окисление металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1965. – 428с.
94. Кудинов В.А. Температурная задача трения и явление наростообразования при резании и трении // Сухое и граничное трение. Фрикционные материалы. –М.: Изд-во АН СССР, 1960. – С.207-216.
95. Кужаров А.А. Триботехнические свойства нанокластеров меди: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 2004. – 20 с.
96. Кужаров А.А., Рыжкин А.А., Назаренко Д.В. Разработка способа получения и исследование возможности использования нанометрических кластеров меди для улучшения триботехнических свойств СОТС // Новые технологии управления движением технических объектов: Мат. 2-й междунар. науч.-техн. конф. / ЮРГТУ. – Новочеркасск, 1999. – Т.2. – С.151-152.
97. Кузнецов В.Д. Физика твердого тела. – Томск: Полиграфиздат, 1944. – 554с.
98. Кук и Наяк. Влияние температурных воздействий на износ резца // Труды Американского общества инженеров-механиков: Серия В. Конструирование и технология машиностроения, 1966 – Т.88 – №2. – С.82-90.
99. Куликов М.Ю., Стариков А.В., Антонин А.В.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Роль трибоокислительных процессов в изнашивании и разрушении и инструмента при резании металлов // Трение и износ. – 2000. – Т.21. – №6. – С.644-649.

100. Куликов М.Ю., Стариков А.В., Егорычева Е.В. Закономерности изнашивания упрочненного инструмента из быстрорежущей стали при резании // Вестник машиностроения. – 1999. – №6. – С.30-34.

101. Курс физической химии. Т.1. / Я.И. Герасимов, В.П. Древинг, Е.Н. Еремин и др. – М.: Химия, 1969. – 592с.

102. Куюн А.И. Комплексное исследование тепловых явлений в поверхностных слоях материала при трении и резании // Тепловые явления при обработке металлов резанием. – М.: Машгиз, 1959 – С.144-157.

103. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Гидродинамика. – М.: Наука, 1986. – 562 с.

104. Левицкий М.П. О температуре поверхности трения (теоретическая оценка в работе Боудена) // ЖТФ. – Т.19. – Вып.9, 1949. – С.1010.

105. Левицкий М.П. Температура при резании металлов // ЖТФ. – Т.22. – Вып.4, 1952. – С.648-655.

106. Леонова В.Ф. Термодинамика. – М.: Высшая школа, 1968. – 158с.

107. Линг Ф.О. О неустановившихся температурах на поверхностях контакта при скольжении // Проблемы трения и изнашивания. – 1969 – Вып.3. – С.33-42.

108. Лоладзе Т.Н. Износ режущего инструмента. – М.: Машгиз, 1958. – 356с.

109. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.

110. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 599с.

111. Лысенко Л.И., Каденацкий Л.А. Расчет интенсивности окислительного износа в условиях сухого трения // Технология и организация производства. – Киев. – 1973. – №3. – С.84-87.

112. Любарский И. М., Палатник Л.С. Металлофизика трения. – М.: Машиностроение, 1976. – 176с.

113. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152с.

114. Мамхегов М.А., Гинзбург А.Г. К оценке пути трения единичного пятна касания // Трение и износ фрикционных материалов. – М.: Наука, 1977 – С.41-46.

115. Мамхегов М.А. Исследование и расчет температуры скользящего контакта нагруженных фрикционных уст-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ройств: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – М.: ГНИИМАШ, 1977. – 27с.

116. Масленков С.Б. Применение микрорентгеноспектрального анализа. – М.: Металлургия, 1968. – 110с.

117. Мацевитый В.М. Покрытие для режущих инструментов. – Харьков: Вища школа, 187. – 128 с.

118. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов: Справочное пособие / Под ред. А.Т.Туманова. – М.: Машиностроение. – Т.1, 1971. – С.302-306.

119. Михин Н.М. О зависимости коэффициента трения от температуры //Известия вузов. Физика. – 1971. – №11. – С.146-147.

120. Можаяев С.С. Саромотина Т.Г. Скоростное и силовое точение сталей повышение прочности – М.: Оборонгиз, 1957. – 275с.

121. Мур Д. Основы и применения трибоники. – М.: Мир, 1978. – 478с.

122. Новиков И.И. Прикладная термодинамика и теплопередача. – М.: Атомиздат, 1977. – 352 с.

123. Новое в методах исследования полимеров. – М.: Химия, 1968. – 252 с.

124. Носовский И.Г. Влияние газовой среды на износ металлов. - Киев: Техника, 1968. – 180с.

125. Окисление покрытия TiN, нанесенного ионным плакированием при высокой температуре / Hu Shubing, Mci Zhi, li Lhizhang, Zeng Yuewu // Zhouggo gouse jinshu xuebao=Chin. J. Nonferrous Metals. – 1999. – 9, Suppl. 1, - P.204-208.

126. Олейников А.И., Кузьмин А.О. Расчет напряженно-го состояния и оценка прочности режущего инструмента с тонким покрытием // Проблемы прочности. – 2003. – №1. – С.98-110.

127. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / Под ред. А.В. Чичинадзе. – М.: Наука и техника, 1995. – 778с.

128. Панфилов Ю.В., Беликов А.И., Иванчиков И.В. Тонкопленочные покрытия на инструменте: анализ современного состояния и тенденции развития // Инженерный журнал. – 2000. – №1(34). – С.12-16.

129. Парфенов В.Д., Утешев М.Х. Поверхность материала инструмента, самоорганизованная покрытием и износоразрушением // Новые материалы и технологии в машиностроении: Мат. регион. науч.-техн. конф. – Тюмень, 1997. – С. 103-104.

130. Поверхностная прочность материалов при трении / Под ред. Б.И. Костецкого. – Киев: Техника, 1976. – 296с.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

131. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М.: Машиностроение, 1969. – 150с.
132. Полетика М.Ф., Пушных В.А. К теории адгезионного износа режущих инструментов // Пути интенсификации производственных процессов при механической обработке. – Томск, 1979. – С.52-56.
133. Попов В.С., Брыков А.Н., Гук В.А. Энергетический анализ процессов, происходящих в рабочей зоне при изнашивании // Физико-химическая механика материалов. – 1975. – Т.11. – №4. – С.24-28.
134. Попов В.С., Нагорный П.Л., Гарбузов А.С. Удельная энергия разрушения карбидов и износостойкость сплавов // Физика металлов и металловедение – 1969. – Т.28. – Вып.2. – С.332-335.
135. Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. – М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1960. – 127с.
136. Пригожин И., Дэфэй Р. Химическая термодинамика. – Новосибирск: Наука, 1966. – 509с.
137. Протасов Б.В. О максимуме температуры в поверхностном слое при трении // Тр. Саратов. политехн. ин-та. – Саратов, 1976. – Вып.90. – С.20-25.
138. Протасов Б.В. Рамзаев А.П. Определение коэффициента распределения энергии диссипации при трении // Электронная техника. – 1970. – Серия10. – №8. – С.114-119.
139. Протасов Б.В. Энергетические соотношения в трибосопряжении и прогнозирование его долговечности. – Саратов: Изд-во СГУ, 1979. – 151с.
140. Протасов Б.В., Глазков З.П. О связи износа с распределением теплового потока в трибосопряжении // Машиностроение. – 1978. – №1. – С.84-87.
141. Развитие науки о резании металлов / В.С.Бобров, Г.И.Грановский, Н.Н.Зорев и др. – М: Машиностроение, 1967. – 416с.
142. Ратнер С.Б., Лурье Е.Г. Истирание полимеров как кинетический и термоактивационный процесс // Докл. АН СССР. – 1966. – №4. – С.909-912.
143. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
144. Резников А.Н. Теплообмен при резании и охлаждение режущих инструментов. – М.: Машгиз, 1963. – 200с.
145. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

146. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288с.
147. Рутковский А.В., Ляшенко Б.А., Гопкало А.П., Сорочка Е.П. Об упрочняющей роли вакуумных покрытий // Проблема прочности. – 1999. – №6. – С.123-126.
148. Рыжкин А.А. и др. Физические основы обработки материалов резанием / В.С. Дмитриев, М.М. Климов, К.Г. Шучев, А.И. Боков. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1996. – 352с.
149. Рыжкин А.А. О влиянии параметров температурного поля на трибологические характеристики пары трения//Вестник ДГТУ. – 2005. – Т.5. – №3(25). – С.460-472.
150. Рыжкин А.А. Термодинамические основы повышения износостойкости инструментальных материалов: Дис.... д-ра техн. наук. – Киев, 1985. – 452с.
151. Рыжкин А.А., Моисеев В.Г., Дмитриев В.С., Алиев М.М. Влияние смазочно-охлаждающих технологических средств на качество поверхности при чистовой обработке конструкционных сталей // Новые высокопроизводительные конструкции режущего инструмента и оснастки в машиностроении: Мат. научн.-техн. семинара. – Л. 1990. – С. 65-66.
152. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Шучев К.Г., Климов М.М. Влияние покрытий на тепловую обстановку в зоне трения // Прогрессивные отделочно-упрочняющие технологии: Межвуз. сб. статей / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1983. – С.106-112.
153. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М., Дмитриев В.С. Исследование температурного поля в паре трения «деформируемое пространство – ограниченная пластина» с учетом объемности источника тепловыделения // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1993. – С.121-126.
154. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М., Морозов Д.Ю. Исследование теплового режима тяжело нагруженных пар трения с учетом объемности источника тепловыделения // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1994. – С.74-84.
155. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М., Дмитриев В.С. Оценка влияния фактора структурной неоднородности инструментального материала на температурные флуктуации при трении // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1997. – С.3-13.
156. Рыжкин А.А., Климов М.М., Шучев К.Г., Мо-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

розов Д.Ю. Расчетная оценка уровня температурных флуктуаций в тяжело нагруженных парах трения // Надежность и эффективность стальных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1994. – С.84-92.

157. Рыжкин А.А., Моисеев В.Г., Алиев М.М., Науменко И.Н. Сравнительные исследования полимерсодержащих СОТС при резании конструкционных сталей // Надежность инструментальных и станочных систем: Межвуз. ст. науч. тр. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1991. – С.74-79.

158. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Шучев К.Г., Климов М.М. Термодинамический метод оценки интенсивности изнашивания трущихся материалов // Трение и износ. – 1982. – Т.3. – №5. – С.867-872.

159. Рыжкин А.А., Климов М.М., Шучев К.Г., Дмитриев В.С. К расчету температурных вспышек при резании металлов // Инструментообеспечение и современные технологии в технике: Сб. науч. тр. – Краснодар, 1999. – С.21-23.

160. Рыжкин А.А. Обработка материалов резанием: физические основы. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1995. – 241с.

161. Рыжкин А.А. Оценка интенсивности изнашивания твердых сплавов // Новые исследования в машиностроении и металлообработке: Межвуз. сб. статей / КПИ. – Краснодар, 1982. – С.150-156.

162. Рыжкин А.А. Синергетика изнашивания инструментальных режущих материалов (трибоэлектрический аспект). – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2004. – 323с.

163. Рыжкин А.А. Термодинамические аспекты изнашивания инструментальных режущих материалов // Эффект безызносности и триботехнологии. – 1993. – № 2. – С.25-39.

164. Рыжкин А.А. Термодинамические критерии оптимизации процесса изнашивания // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: Сб. научн. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1993. – С.3-16.

165. Филипчук А.Н., Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М. Термодинамический критерий оптимизации процесса контактного взаимодействия // Трение и износ. – 1982. – Т.3. – №1. – С.197-133.

166. Рыжкин А.А., Алиев М.М. Исследование влияния технологических сред на контактные процессы в тяжело нагруженных трибосистемах при резании материалов // Вопросы вибрационной технологии: Межвуз. сб. науч. ст. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1999. – С.179-184.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

167. Рыжкин А.А., Алиев М.М. Оценка диссипативных свойств смазочно-охлаждающих сред при изнашивании твердых сплавов // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1994. – С.3-11.

168. Рыжкин А.А., Алиев М.М., Климов М.М. Исследование влияния СОЖ на трибологические характеристики твердых сплавов. // Инструментообеспечение и современные технологии в технике и медицине: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1997. – С.45-47.

169. Рыжкин А.А., Климов М.М., Сергеев Р.В. Влияние износостойких покрытий на процесс стружкообразования // Тр. VI Междунар. науч.- техн. конф. по динамике технологических систем. – Ростов н/Д. – Т.III, 2001. – С.118-122.

170. Рыжкин А.А., Алиев М.М. Влияние СОЖ на процессы самоорганизации в тяжело нагруженных трибосистемах: Тез. докл. Междунар. науч.-техн. конф. по динамике технологических систем: – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1997. – С.45-47.

171. Рыжкин А.А., Алиев М.М. Влияние внешней среды (СОЖ) на динамические характеристики процесса резания // Межвуз. сб. науч. ст. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1998. – Вып.5. – С.185-190.

172. Рыжкин А.А., Климов М.М., Сергеев Р.В. Особенности стружкообразования при обработке сталей с износостойкими покрытиями // Вестник ДГТУ. – 2001. – Т.1. – №1. – С.47-54.

173. Рыжкин А.А., Климов М.М., Шучев К.Г., Дмитриев В.С. О влиянии тонкослойных покрытий на демпфирующую способность зоны контакта при резании // Tribologia a Inzynieria Powienizchni: materially konferencyjne, wrzesien, 1995. – S.258-263.

174. Рыжкин А.А., Моисеев В.Г., Алиев М.М. Теплофизический подход к оценке влияния полимер, содержащих СОТС на процесс резания. // Новые высокопроизводительные конструкции режущего инструмента и оснастки в машиностроении: Матер. научн.-техн. семинара. – Л., 1990. – С.67-68.

175. Рыжкин А.А., Илясов В.В. О связи между износостойкостью и физическими свойствами инструментальных материалов // Вестник машиностроения. – 2000. – №12. – С.32-40.

176. Рыжкин А.А., Филипчук А.И. Влияние пластической деформации на тепловой режим зоны трения // Прогрессивные методы термического упрочнения в тракторном и сельскохозяйственном машиностроении. Межвуз. сб. ст. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1980. – С.84-99.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

177. Рыжкин А.А., Филипчук А.И. Влияние поверхностных слоев на распределение температур в зоне фрикционного контакта // Прогрессивные технологии литейного производства в тракторном и сельскохозяйственном машиностроении: Межвуз. сб. ст. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1979. – С.251-255.

178. Рыжкин А.А., Филипчук А.И. Расчет температур в контактной зоне при трении // Известия СКНЦ ВШ. Технические науки. – 1980. – №1 – С.56-59.

179. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Дмитриев В.С. О выборе износостойких покрытий для твердосплавных режущих материалов // Системы автоматического управления металлорежущими станками, технологическими процессами в сельскохозяйственном машиностроении: Межвуз. сб. ст. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1978. – С.147-154.

180. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Рахман Бадол. Энтروпийный подход к изнашиванию инструментальных материалов // Надежность станочных и инструментальных систем: Межвуз. сб. ст. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1991. – С.3-7.

181. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Шучев К.Г., Климов М.М. Термодинамический метод оценки интенсивности изнашивания трущихся материалов // Трение и износ. – 1982. – Т.III. – №5. – С.867-872.

182. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Дмитриев В.С. Оценка эффективности тонкослойных покрытий при трении и резании металлов // Применение прогрессивных инструментальных материалов и методов повышения стойкости режущих инструментов. – Краснодар, 1983. – С.95-97.

183. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Климов М.М. и др. Термофлуктуационные процессы при изнашивании твердых сплавов // Zeszyty naukowe Politechniki Poznanskiej. Mechanika. – 1991. – №36. – С.131-137.

184. Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Шучев К.Г. Об энтропийном подходе и оценке износа при внешнем трении // Обработка металлов давлением: Межвуз. сб. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1980. – С.170-176.

185. Рыжкин А.А., Филипчук А.И. Расчет температур в контактной зоне при трении в условиях резания. // Современные достижения в области обработки труднообрабатываемых материалов. – Л., 1979. – С.27-31.

186. Рыжкин А.А., Чикмардин Л.В., Филипчук А.И., Климов М.М. Влияние износостойких покрытий на формирование зоны вторичных деформаций при резании металлов // Прогрессивные методы термического упрочнения в тракторном и сель-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

скохозяйственном машиностроении: Межвуз. сб. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1987. – С.156-160.

187. Рыжкин А.А., Шучев К.Г. Влияние теплообмена с окружающей средой в локальной приконтактной зоне на термодиссипативную способность тяжело нагруженной пары трения // Вестник ДГТУ. – 2001. – Т.1. – №2(8). – С.35-40.

188. Рыжкин А.А., Шучев К.Г. Модель деформируемого поверхностного слоя заготовки для оценки контактной температуры инструмента. //Studia I Materialy Ser. Referaty. – Gorzów Wlkp, Lubnūwice, 1999. ,t.17, №1-2.s.404-414: Wplyw Techologi na stan warstwy wūrczeniaj –WW' 99.

189. Рыжкин А.А., Шучев К.Г. Оценка уровня температурных флуктуаций при контактном взаимодействии в условии трения и резания металлов. // Трение и износ. – Т.19. – №6. – 1998. – С.724-731.

190. Рыжкин А.А., Шучев К.Г. Применение гидродинамических аналогий для оценки контактной температуры инструмента при высокоскоростной обработке. //Вестник ДГТУ. Серия: Трение и износ. – 2000. – С.5-13.

191. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М. Влияние структуры неоднородности инструментального материала на температурные флуктуации при трении. – XX Jesienna Szkola tribologiczna. Tribologia a inżynieria powerzchni. Materiały konferencyjne, Spala, Wrzesień, 1995, s. 238-249.

192. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М., Дмитриев В.С. Термодиссипативные процессы в теплонагруженных парах трения // Машиностроение, приборостроение, энергетика: Программа «Университеты России». – М.: Изд-во МГУ, 1995. – С.59-64.

193. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М., Филипчук А.И. Расширение диапазона оптимальных скоростей резания применением износостойких покрытий // Безвольфрамовые порошковые износостойкие покрытия, твердые сплавы и карбидостали: Тез. докл. IV респ. науч.-техн. конф. – Ч.2. – Таллин, 1985. – С.49-52.

194. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Филипчук А.И., Климов М.М. Взаимосвязь характеристик теплового поля пары трения с интенсивностью изнашивания // Трение и износ. – 1985. – Т.6. – №1. – С.153-157.

195. Рыжкин А.А., Филипчук А.И. Влияние теплофизических характеристик пары трения на распределение температур в твердых сплавах // Прогрессивные методы термической обработки в тракторном и сельскохозяйственном машиностроении:



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Межвуз. сб. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1980. – С.95-99.

196. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М., Рахман Бадол. Влияние теплообмена излучением на температурное поле при трении // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1993. – С.109-112.

197. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов. – М: Машиностроение, 1979. – 152с.

198. Свет Д.Я. Температурное излучение металлов и некоторых веществ. – М.: Металлургия, 1964. – 134 с.

199. Семенов А.П., Поздняков В.В. Методика исследования трения и адгезионного взаимодействия тугоплавких материалов при температурах до 2000 °С // Теория трения и износа. – М.: Наука, 1965. – С.332-336.

200. Семенов А.П. Схватывание металлов. – М.: Машгиз, 1958. - 280с.

201. Сергеичев А.В., Денисова Н.Е., Данилов В.В. Использование температурной вспышки в качестве критерия при выборе на стадии проектирования антифрикционных материалов и покрытий трибосопряжений. // Трение и износ. – 2005. – Т.26. – №2. – С.159-165.

202. Синергетика: Сб. науч. ст. / Пер с англ. – М.: Мир, 1984. – 248 с.

203. Синопальников В.А., Гурин В.Д. Тепловые условия работы быстрорежущего инструмента с покрытиями из нитрида и титана // Станки и инструмент. – 1983. – №1. – С.14-16.

204. Сипайлов А.Д. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 167с.

205. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: Справочник / Под ред. С.Г. Энтелиса, Э.М. Берлинера. – М.: Машиностроение, 1986. – 352 с.

206. Солоненко В.Г. Повышение работоспособности режущих инструментов. – Краснодар; Ростов н/Д: Издательство КубГТУ, 1997. – 223 с.

207. Сошко А.И. Полимерсодержащие смазочно-охлаждающие жидкости. – Львов: Каменяр, 1986. – 62 с.

208. Способ минимизации износа трибоконтакта. / В.В. Харламов, В.Л. Колмогоров. – Опубл. в Б.И., 1998, №15.

209. Суворов И.К. Обработка металлов давлением. – М.: Высшая школа, 1980. – 364 с.

210. Сухов С.А. Метод измерения температурных градиентов в тонких поверхностных слоях трущихся тел // Тр. III.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Всесоюз. конф. по трению и износу в машинах. – М.: Изд-во АН СССР, 1960. – С.230-233.

211. Табаков В.П. Исследование влияния состава износостойкого покрытия на контактные тепловые процессы и изнашивание режущего инструмента // Физика процесса при резании металлов / ВТУ. – Волгоград, 1996. – С.201-209.

212. Табаков В.П. Исследование влияния твердого покрытия на качественные характеристики инструментального материала: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – М., 1975. – 29 с.

213. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструментов. – М.: Машиностроение, 1992. – 240с.

214. Талантов Н.В., Дудкин М.Е., Быков Ю.М. О механизме диффузионного износа твердосплавного инструмента // Физические процессы при резании металлов / ВПИ. – Волгоград, 1980. – С.23-29.

215. Талантов Н.В., Тананин А.Н. Исследование кинематики и процесса пластического деформирования контактных слоев стружки. // Совершенствование процесса резания и повышения точности станков: Сб. статей. - Ижевск, 1969. – С.4-22.

216. Телегин А.С., Швыдский В.С., Ярошенко Ю.Г. Термодинамика и теплопроводность. – М.: Metallургия, 1980. – 264 с.

217. Теплофизика конденсированных сред / Под ред. И.И. Новикова. – М.: Наука, 1985. – 136 с.

218. Термодинамические свойства неорганических веществ: Справочник / Под ред. А.П. Зефинова. – М.: Атомиздат, 1965. – 460 с.

219. Торопченев В.С., Валиков В.И., Эйхманс Э.Ф. и др. Обработка резанием труднообрабатываемых материалов твердосплавными пластинками с износостойкими покрытиями // Твердые сплавы: Науч. тр. – М.: Metallургия, 1979. – С.53-57.

220. Трение, изнашивание, смазка: Справочник. Кн.1 / Под ред. И.В. Крагельского и В.В. Алисина. – М.: Машиностроение, 1978. – С.88-89.

221. Трент Е.М. Резание металлов / Пер. с англ. Г.И. Айзейштока. – М.: Машиностроение, 1980. – 268с.

222. Третьяков И.П., Верещака А.С., Табаков В.П. и др. Особенности работы твердосплавного инструмента с тонкими твердыми покрытиями // Вестник машиностроения. – 1976. – №2. – С.42-46.

223. Федоров В.В. Термодинамические аспекты прочности и разрушения твердых тел. – Ташкент: Фан, 1979. – 168с.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

224. Филипчук А.И., Шучев К.Г., Рыжкин А.А., Климов М.М. Влияние покрытий на тепловую обстановку в зоне трения // Прогресс-сивная отделочно-упрочняющая технология: Межвуз сб. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1983. – С.106-112.

225. Филипчук А.И., Зайцева Р.Т., Зуев О.В., Рыжкин А.А. Влияние покрытий на тепловой режим и износостойкость инструментальных материалов // Безвольфрамовые порошковые твердые сплавы и карбидостали: Тез. докл. IV Респ. науч.-техн. конф. – Ч.II. – Т 11. – 1985. – С.43-48.

226. Филипчук А.И., Рыжкин А.А., Чикмардин В.Л., Климов М.М. Влияние покрытий на флуктуационные процессы при резании металлов // Оптимизация и интенсификация процессов отделочно-зачистной упрочняющей обработки: Межвуз. сб. ст. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1986. – С.57-61.

227. Филипчук А.И., Рыжкин А.А., Чичинадзе А.В., Гинзбург А.Г. Тепловой режим твердых сплавов при трении с малыми коэффициентами взаимного перекрытия // Трение и износ. – 1981. – Т.2. – №1. – С.72-86.

228. Филипчук А.И., Климов М.М., Шучев К.Г., Рыжкин А.А. Влияние тонкостенных покрытий на интенсивность изнашивания режущего инструмента при обработке титанового сплава BT3-1 // Совершенствование процессов отдельно-упрочняющей обработки деталей: Межвуз. сб. ст. / РИСХМ. – Ростов н/Д, 1986. – С.123-127.

229. Филипчук А.И., Рыжкин А.А. Влияние теплофизических характеристик на температуру зоны трения // Вестник машиностроения. – 1980. – №9. – С.19-22.

230. Филипчук А.И. Исследование энергетических процессов при трении и изнашивании инструментальных материалов: Дис.... канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 1981. – 262 с.

231. Филипчук А.И., Рыжкин А.А., Климов М.М., Шучев К.Г. Термодинамический критерий оптимизации процесса контактного взаимодействия // Трение и износ. – 1982. – Т.3. – №1. – С.1995 – 147.

232. Фляйшер Г. Энергетический метод определения интенсивности износа // Исследования по триботехнике. – М.: НИИМАШ, 1975. – С.277-291.

233. Фрайтаг Е. Износ и трение металлов при очень высоких скоростях // Новые работы по трению и износу. – М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1959. – С.47-55.

234. Цеснек А.С. Механика и микрофизика истирания поверхностей. – М.: Машиностроение, 1979. – 263 с.

235. Чикмардин В.Л. Влияние покрытий на форми-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

рование зоны вторичных деформаций и изнашивание твердых сплавов: Дис.... канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 1987. – 199 с.

236. Чичинадзе А.В., Гинзбург А.Г. Расчет рабочих характеристик фрикционных тормозов при проектировании // Износостойкость. – М.: Наука, 1975. – С.111-120.

237. Чичинадзе А.В., Гинзбург А.В. Расчет, испытание и подбор фрикционных пар. – М.: Наука, 1979. – 267с.

238. Чичинадзе А.В., Шучев К.Г., Рыжкин А.А. и др. Температурный режим при трении инструментальных материалов с учетом объемности источника тепловыделения // Трение и износ. – 1986. – Т.7. – №3. – С.398-407.

239. Чичинадзе А.В., Поляков Н.В., Ключников В.И., Кожемякина В.Ф. Учет экранирующего действия тонких пленок для оценки температуры на поверхностях трения твердых тел // Трение и износ. – 1999. – Т.20. – №1. – С.62-66.

240. Чичинадзе А.В. Расчет и исследования внешнего трения при торможении. – М.: Наука, 1967.-231с.

241. Чичинадзе А.В., Гинзбург А.Г., Алукер И.Г. Тепловая динамика трения для муфт сцепления // Решения задач тепловой динамики и моделирования трения и износа. – М.: Наука, 1980. - С.49-58.

242. Чичинадзе А.В., Горюнов В.М. Температурный режим работы опор скольжения при высоких скоростях // Тепловая динамика трения. – М.: Наука, 1970. – С.70-77.

243. Чичинадзе А.В., Зиновьев Е.В. К оценке значимости некоторых определяющих параметров трения при торможении // Оптимальное использование фрикционных материалов в узлах трения машин. – М.: Наука, 1973. – С.63-69.

244. Шамшур А.С. Яковлев Г.М. Расширение области стационарного участка при трении скольжения // Прогрессивная технология машиностроения. – Минск: Высшая школа, 1974. – Вып.5. – С.58-61.

245. Ширманов Н.А. Многослойные карбонитридные покрытия для режущего инструмента // Слоистые композиционные материалы – 98: Сб. тр. Междунар. конф. – Волгоград, 1998. – С.167-168.

246. Шитова Т.В. Исследование влияния контактного течения на тепловые явления при резании металлов: Автореф. дис.... канд. техн. наук. – Пермь, 1968. – 36с.

247. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя. – М.: Наука, 1969. – 742 с.

248. Шмыков А.А. Справочник термиста. – М.: Машгиз, 1961. – 392 с.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

249. Шпеньков Г.П. Физико-химия трения (применительно к избирательному переносу и водородному износу). – Минск: Изд-во БГУ, 1978. – 208с.
250. Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. – М.: Машиностроение, 1988.-96с.
251. Шучев К.Г. Влияние энергетических характеристик процесса трения на изнашивание инструментальных материалов: Дис.... канд. техн. наук. – Ростов н/Д, 1984. – 192с.
252. Шучев К.Г., Филипчук А.И., Рыжкин А.А, Климов М.М. Взаимосвязь характеристик теплового поля пары трения с интенсивностью изнашивания//Трение и износ. – 1985. – Т.6. – №1. – С.153-157.
253. Щедров В.С., Чичинадзе А.В., Трояновская Г.И. Температурное поле фрикционной пары как основной фактор моделирования при испытании на трение и износ // Методы испытания на изнашивание. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – С.140-151.
254. Щедров В.С. Температура на скользящем контакте //Трение и износ в машинах. – М.: Изд-во АН СССР, 1955. – Вып.10. – С.155-296.
255. Энергетический анализ процесса изнашивания деталей машин./ Б.И. Костецкий, В.А. Ляшко, А.К. Караулов и др. // Машиноведение. – 1974. – №4. – С.108-113.
256. Юдаев Б.Н. Теплопередача. – М.: Высшая школа, 1981. – 359с.
257. Яковлев Г.М. Некоторые вопросы скоростного течения и фрезерования. – Минск: Госиздат БССР, 1960. – 358с.
258. Якубов Ф.Я. Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов. – Ташкент: ФАН, 1985. – 105с.
259. Ярославцев В.Н., Евченко Н.Л. Применение метода источников тепла для расчета температурных полей с учетом теплообмена // Известия вузов. Машиностроение. – 1979. – №11. – С.104-109.
260. Archard J.F. The Temperature of Rubbing Surfaces // Wear, 1959, v.2, №6. – P.438-455.
261. Barber J.R. Distribution of heat between sliding surfaces. – J. Mech. Eng. Sci., 1967, v.9. –P.156.
262. Batacharyya A., Ghosh, Ham J. Analisis of fool wear. Applications of thank wear model // Transactions of AMSE, 1970, B92,1. –P.109-114.
263. Beschichtung für die Alu-Zerspannung // Werkzeuge. – 1998, №2. – S.28.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

264. Blok H. Research of thermal conditions of friction – Applied Scientific, A. Mechanics heat, chemical engineering, mathematical methods. Scs.A., 5(2-3). Amsterdam. – 1955. – P.151-181.
265. Blok H. Theoretical study of temperature rise at surfaces at actual contact under oil ness lubricating conditions //Proc. of Gen. Discussion Lubrication and Lubricants. – Instn. Mech. Engrs. – 1937, 2. – P.22-235.
266. Bowden F.P., Ridler E.W. The surface temperature of sliding metals. The temperature of lubrication surtaces.- Proc.Roy.Soc.,1936, v.154,Nº883. – P.640.
267. Danninger H. Pulvermetallurgie. Beispiele für den Produkteinsatz. 276 Schrittenreihe das Wirtschaftsförderungsinstituts T.U. Wien. Österreich, Wien. – 2005. – S.61-63.
268. Fleischer G. Energetische Methode der Bestimmung des Verschleisses. – Schmierungstechnik. – 1973, 4,9. – S.269-274.
269. Gao Y.Z. Wang L., Xun J.J., Zhang H.C., Yan L. A study of tafigue wear performance of TiN – coated surface physical vapor deposition // Acta Met. Sin. – 1999, 12, Nº 4. – P. 591-595.
270. Gröger H. Berechnung des Verschleisses auf energetischer Grundlage. Schmierungstechnik. – 1978, 9, 2. – S.53-55.
271. Härkönen S., Anonon A., Huhtiranta M. Wechselwirkung zwischen Werkzeugbeschichtungen und Werkstoff beim Zerspanen Calziumbehandelter Stähle. // HTM: Harter. – techn. Mitt. – 2000, 55, Nº 4. – S.247-251.
272. High – perfonance coating. // Tool and Prod. – 2003, 69, Nº5. – P.49.
273. Kolaska H., Grewe H. Historical development and technical signitcance; Powder Metallury of Hardmetals.-2002, vol.1. – P.1-26.
274. M' Saonbi R., Lebrun J.L., Changeux B. A new method for cutting tool temperature measurement using CCD infrared techniqe: Jnfluence of tool and coating / Mach. Sci. and Technol. – 1998. – 2, Nº 2. – P.369-382.
275. Malkin S., Marmur A. Temperatures in sliding and machining processes with distributor heat sources in the subsurface/ Wear, 1977, 42. – P.333-340.
276. Rech J., Kusiak A., Battaglia J.L. Tribological and thermal functions of cutting tool coating. // Surface and Coat. Technol., 2004, 186, Nº 3. – C.364-371.
277. Rozeany L., Pnueli D. Two temperature gradients model for friction faluer. – Trans. ASME, 1978, v.100, 1. – P.479-485.
278. Ryshkin A., Bokov A., Gordienko A. Wpływ otoczenia procesu obróbki na życie ostrzy skrawajacych z wędlików



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

spiekanych. – Archivum technologiai maszyn i automatyzacji. Komisja Budowy Maszyn Polskiej Akademii Nauk, Oddział w Poznaniu. Poznań, 1996, №16. – S.67-75.

279. Ryshkin A.A. Über Reibung und Verschleiss bei der Zerspannung mit W-Co und W-frei beschichteten Schneidwerkzeugen. // 14th International Plansee Seminar 97: Proceedings, May 12-16, Reutte, Tirol, Austria. – Wattens. – 1997. – Vol 2: Cemented Carbides and Hard Materials. – S.300-314.

280. Ryshkin A.A., Aliev M.M. Thermodynamic aspects of the influence of the lubricant – cooling mediums with amorphisation of the sintered – hard alloys // Problemy eksploatacji, 1994. - № 10. – S.272-280.

281. Ryshkin A.A., Filipčuk A.J., Dmitriev V.S. Legutko S. Dobór odpornych na zużycie pokryć węglików spiekanych stosowanych na ostrza skrawających //Mechanika. Zeszyt 25. – Poznań, 1980. – S.127-137.

282. Ryshkin A.A., Klimov M.M., Dmitriev V.S. About temperature fluctuations during friction. – Zagadnienia eksploatacji maszyn, Z. 3-4 (99-100), 1994/ - P. 451-457.

283. Ryzhkin A.A. Shuchev K.G. The investigation of thermal channee of power dissipation in heavy – load friction pairs taking into account volume heat sources // ZEM. – 1994. – vol. 29, z. 3-4 (99-100). – S.459-464.

284. Scheffler G. Die Temperatur, eine Haupteinflussgrösse auf den Verschleiss. // WZ der TH Karl-Warx-Stadt, 1968, Heft 2. – S.241-249.

285. Schnelle Werkzeugbeschichtung // Maschinenmarkt. – 2002, 108, №14. – S.129

286. Show M.C. Thermodynamische Untersuchung des Zerspanungsvordanges. –Industrie Anzeiger. – 1954. – №37. – S.573-581.

287. Tool coating // Manuf. Eng. (USA). – 1999, 122. – № 5. – P.44.

288. Wysiecki M. Nowoczesne materiały narzędziowe Warszawa, Wydawnictwo Nankowo-Techniczne. – 1997. – S.59-70.

289. Yoshimoto G., Tsukizoe T. On the mechanism of wear between metal surfaces. – Wear. – 1958. – V.1,6. – P.325-332.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ПРИЛОЖЕНИЯ

Приложение 1

Таблица П.1.1

Интенсивность изнашивания пар трения и режущих инструментов

Номер	Изнашиваемая деталь	Материал пары трения	Режим трения	Интенсивность изнашивания J
1	2	3	4	5
1. Пары трения				
1	Гильзы цилиндров автомобилей [220]	Чугун	-	$(1,1-5,6) \cdot 10^{-11}$
2	Антифрикционный материал направляющих станков [232]	-	-	$\approx 10^{-11}$
3	Поршневые кольца автомобильных двигателей [220]	Хромированные чугунные гильзы цилиндров	-	$2,5 \cdot 10^{-11}$
4	Цилиндрические зубчатые колеса экскаватора [220]	Ст 40Х, Ст45	-	$1,5 \cdot 10^{-11}$
5	Бронзовые буксы амортизаторов [220]	-	-	$2,10^{-11}$
6	Шарниры шасси самолета [220]	ЗОХГСА БрАЖМц	Смазка ЦИАТИМ201	$1,3 \cdot 10^{-10}$ $5,2 \cdot 10^{-10}$
7	Калибры из твердого сплава [220]	-	-	$1 \cdot 10^{-10}$
8	Инструментальная углеродистая сталь У10А [220]	-	-	$(1,3-2,9) \cdot 10^{-9}$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

9	Твердые сплавы [148,160]	BK8 T15K6 BK8 T15K6 KHT-16	Трение по Ст.35 $N=600Н, \ell_k = 1,10^{-3}м$ Трение по Ст.45 (HRC=30-45), $N=470Н$ $\ell_k = 1.10^{-3}м$	$3,1.10^{-8}$ $2,4.10^{-8}$ $1,5.10^{-8}$ $2,0.10^{-8}$ $0,55.10^{-8}$
10	Быстрорежущие стали [148,160]	P8M3Ф4 P9Ф5 P12Ф2К8М3 P18 P6M5	Трение по Ст45 $P=30МПА$ $V=0,66 м/с$	$0,8.10^{-8}$ $1,5.10^{-8}$ $1,6.10^{-8}$ $2,0.10^{-8}$ $4,0.10^{-8}$

2. Режущий инструмент

1	Резцы [220]	Твердый сплав T15K6 T5K10 P6M5 P9K5	Обрабатываемый материал Ст40X, $v = 2,5-3,8 м/с.$ Без СОЖ Сталь 40X, $v = 3,0 м/с$ Сплав ХН35ВТ10 $v = 0,07 м/с.$	$(1,5-6).10^{-8}$ $1,1.10^{-8}$ $0,55.10^{-8}$
2	Резцы [113]	P6M5 P6M5+TiN	Сталь 35, $v = 0,17 - 1 м/с$ $t=0,1.10^{-3} м$, $S=0,34.10^{-3} м/об.$ Сталь 35, $v = 0,17 - 1 м/с$ $t=0,1.10^{-3} м$, $S=0,34.10^{-3} м/об.$	$(3 - 8).10^{-8}$ $(1,9-4,0).10^{-8}$
3	Резцы [113]	HSS10 HSS10+TiC	Сталь 45, $v = 0,2-1 м/с;$ $t=0,5.10^{-3} м$ $S=0,39.10^{-3} м/об.$	$(2,5-5).10^{-8}$ $(1,6-2,5).10^{-8}$
4	Торцовые фрезы со вставными ножами [148,160]	BK8 T15K6 T15K6+TiC KHT-16	Сталь 45, $v = 2 - 5 м/с;$ $t=0,1.10^{-3} м;$ $S_{ря}=0,156.10^{-3} м/зуб$	$(9-19,5).10^{-8}$ $(5,5-7,0).10^{-8}$ $(5,3-4,1).10^{-8}$ $(5,0-5,2).10^{-8}$
5	Резцы с механическим креплением 5-гранных пластин [148,160]	T15K6 T5K10 T5K10+TiC KHT-16	Сталь 45, $v = 1,2-4,0 м/с$ $t=0,5.10^{-3} м;$ $S=0,11.10^{-3} м/об.$	$(3,5 - 3,8).10^{-8}$ $(4,4 - 5,8).10^{-8}$ $(3,5 - 4,1).10^{-8}$ $(2,5 - 3,7).10^{-8}$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица П.1.2

Формулы для расчета температур в поверхностной зоне при трении

Но- мер фор- мулы	Формула	Автор, источник
1	2	3
1	$T - T = \frac{\alpha f N \rho v}{J \pi \ell} \sqrt{1/2 \sigma \lambda_2 \ell} .$	Ф. Боуден, Е. Ридлер [266]
2	$T - T_0 = \frac{i N g v}{4 J \ell} \cdot \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2} .$	Ф. Боуден Д. Тейбор [23]
3	$T = \frac{2(1 + \sqrt{2}) f p \Phi_1}{c_1 \rho_1 \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1} + \sqrt{\pi \Phi_1} \right)} ; \Phi_1 = \frac{v \ell}{4 a_1} .$	Х. Блок [18]
4	$T = \frac{2q}{\sqrt{\lambda_2 c_1 \rho_2} \sqrt{\pi}} \cdot \left(\frac{x}{v} \right)^{1/2} ; 0 \leq x \leq \ell .$	Х. Блок [264]
5	$\frac{\alpha \sqrt{\pi} f p \sqrt{\ell} \sqrt{v}}{2 J \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} .$	М.П. Левицкий [104]
6	$T = \frac{\sqrt{\pi}}{2 J} \cdot \frac{1}{\sqrt{\lambda c \rho}} \cdot \frac{\eta_3 \xi P_z \sqrt{a v}}{a v \sqrt{M_z}} .$	М.П. Левицкий [105]
7	$T = \frac{\alpha f p v}{J \left(\lambda_2 m_2 + 2,6 K_{II} c_1 \rho_1 \sqrt{\frac{a_1}{\lambda_2}} \sqrt{v} \right)} ,$ где $m_2 = \sqrt{\sigma_2 S / \lambda_2 F_H} .$	А.Д. Дубинин [51]
8	$T = \frac{f N g v \sqrt{a_1}}{3,76 J \ell \left(1,125 \lambda_2 \sqrt{a_1} + \lambda_1 \sqrt{\ell v} \right)} .$	Д.Иегер [57]
9	$T_{cp} = \frac{3 \chi}{4 \pi} \cdot \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2} \cdot \frac{f p v}{J \ell} ,$ где χ - безразмерная среднеинтегральная температура;	М.В. Коровчинский [77]



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

10	$T_{cp.} = \frac{9}{64} \cdot \frac{fpv}{J\lambda\ell}$ <p>-для круговой площадки кон- такта одинаковых материалов;</p>	М.В. Коровчинский [79]
11	$T_K = T_{nl} \left[1 - \exp \left(\frac{0,055c_1\rho_1 \sqrt{v\ell_K}}{\sqrt{\lambda_2c_2\rho_2}} \right) \right].$	А.И. Белоусов [14]
12	$T_{II} = \frac{W_{mp}K}{F_H \sqrt{\lambda_2c_2\rho_2} \sqrt{T_0}}; \quad K = f(F_0).$	В.В. Корнилов [76]
13	$T_{cp.} = \frac{06754\alpha q\ell}{\lambda_2 \sqrt{v\ell} \sqrt{2\lambda_1}}.$	М.С. Show [286]
14	$T_K = \frac{q}{F_H (\lambda_1\beta_1 + \lambda_2\beta_2)}.$	Н.М. Клементьев [66]
15	$T(0, \tau) = \frac{(1-\alpha)W_e}{\lambda_2 t F_H} \left[(1/3\tau_N + F_{O_2} + \tau_w) \right] -$ $- \tau_N \frac{2}{\pi^2} \sum_n \frac{1}{n^2} \exp \left\{ -(\pi n)^2 F_{O_2} \tau \right\};$ $F_{O_2} = a_2 t_2 / \epsilon_2.$	А.В. Чичинадзе [237,240,242]
16	$T = \frac{\alpha q}{2\lambda_2 m_2} \cdot \frac{\exp(2m_2 \ell_2) - 1}{\exp(2m_2 \ell_2) + 1};$ $m_2 = \sqrt{\frac{\sigma_2 S}{\lambda_2 F_H}}.$	А.Г. Гинзбург, А.М. Маханько, А.В. Чичинадзе [35]
17	$T = 1/3,25 \frac{f (\pi \sigma_\tau)^{3/4}}{J \sqrt{\lambda_2 c \rho_2}} N^{1/4} \sqrt{v}.$	J.F.Archard [260]
18.1	<p>$K_{\epsilon_3} = 1$. Трение торцами кольцевых образцов:</p> $B_i = \left[\exp(2\sqrt{m_i} \ell_i) - 1 \right] \left[\exp(2\sqrt{m_i} \ell_i) \right]^{-1}.$	А.В. Чичинадзе и др. [237]
18.2	<p>Трение втулки (1) по валу (2)</p> $T = \frac{B'_1 B_2 fpv}{2(\lambda \sqrt{m_2 B'_1} + \lambda_1 \sqrt{m_1 B})} + T_0$	А.В. Чичинадзе и др. [237]
18.3	<p>Трение пальца (2) о диск (1)</p> $T = \frac{4C_1^{0.5} B_2 fpv}{3\lambda_1 B_2 + 4\lambda_2 \sqrt{m_2} C^{0.5}} + T_0;$ $C_1 = \frac{a_1 a_2}{\pi v}; \quad m = \sqrt{\sigma_2 \frac{S_2}{\lambda_2} F_2},$	А.В. Чичинадзе и др. [237]



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

19	$T = \frac{fpv}{\lambda_1 m_1 + \lambda_2 m_2}; P = \frac{N}{F_H},$	М.А. Мамхегов [115]
20	$T = \frac{2pf\alpha\Theta}{\lambda}; \Theta = f(z, H) - \text{табулирована.}$	Г.П. Башков [12]
21	$T(x, 0, t) = \frac{q_0}{4c\rho} \left(\operatorname{erf} \frac{x + \ell/2}{2\sqrt{at}} - \operatorname{erf} \frac{x - \ell/2}{2\sqrt{at}} \right) \times$ $\times \left\{ \exp(a^2 kt) \left[\operatorname{erf} k\sqrt{at} + \frac{H+k}{H-k} \operatorname{erfc} k\sqrt{at} \right] + \right.$ $\left. \frac{2H}{H-k} \exp(aH^2 t) \operatorname{erfc} H\sqrt{at} \right\};$ $k = \text{Const}; H = \sigma/\lambda$	В.Н. Ярославцев, Н.Л. Евченко [259]



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица П.1.3

Расчет температурной вспышки (по литературным данным)

Номер формулы	Формула	Автор, источник
1	2	3
1	$T_e = \frac{(\sqrt{2} + 1)fpv}{F_H [4\lambda_2 + \lambda_1 (\pi Pe_1)^{1/2}]}$ $Pe_1 = v d_r / a_1$	А.В. Чичинадзе и др. [237,240,241,242]
2	$T_e = \frac{f(N^{1/2}v)\sigma_r^{3/4}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}}$	J.R.Barber [261]
3	$T_e = \frac{1,2fp^{3/4}(v_2 - v_2)}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1 v_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 v_2}} \left(\frac{N}{n}\right)^{1/4}$	Ю.Н. Дроздов [50]
4	$T_{e_{max}} = \frac{2q\sqrt{dL}}{\sqrt{\pi v} (\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1 d} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 L})}$	М.А. Мамхегов, А.Г. Гинзбург [114]
5	$T_{ecn} = fp_c^{1/4} v^{1/2} HB^{1-4v} d_r^{1/2}$	А.В. Чичинадзе, Е.В. Зиновьев [243]



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

6	$T_g = \frac{\alpha N d_r}{2 A r \lambda_1} \cdot \frac{\sqrt{2} + 1}{2\sqrt{2}};$ $\alpha = \frac{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \text{ при } Pe = \frac{\nu d_r}{a_2} \leq 4;$ $\alpha = \frac{4 \lambda_1 \sqrt{a_2}}{4 \lambda_1 \sqrt{a_2} + \lambda_2 \sqrt{\pi d_r \nu}}.$	И.В. Крагельский и др. [87, 127]
7	$T_{escн} = 0,83 \frac{f p_L (v_1 - v_2)}{\sqrt{\ell_0 (\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1 v_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 v_2})}},$ <p>v_1 и v_2 - скорости шестерни и колеса соответственно</p>	Н.Блок [265]
8	$T_{escн} = \frac{a_1 q}{2 \lambda_1 \sqrt{\pi a_1}} J;$ $J = f(v; \ell_0; t).$	А.В. Сергеичев, Н.Е. Денисова, В.В. Данилов [201]

Примечание. В формулах табл. П.1.2. и табл. П.1.3. приняты следующие обозначения: T - поверхностная температура; T_g - температурная вспышка; N - нормальная нагрузка; g - ускорение силы тяжести; σ - коэффициент теплоотдачи; ℓ - длина контакта, радиус пятна контакта; L_i , $c\rho_i$, a_i - коэффициенты теплопроводности, объемной теплоемкости, температуропроводности соответственно; ν - скорость трения (резания); f - коэффициент трения, $i=1$ или 2 , где 1-подвижное тело; 2-неподвижный элемент пары трения; p - давление, напряжение p_c - контурное давление; q - мощность источника теплообразования; J - механический эквивалент теплоты; W_{mp} - работа сил трения; N - энергия трения; δ - толщина неподвижного элемента пары трения; τ_N и τ_W - временные характеристики мощности и работы, $\tau = \frac{t}{t_T}$, где t - текущая координата времени; t_T - время торможения; F_H - площадь стержня; s - периметр стержня; σ_r - предел текучести; d_r - размер (диаметр) фактического пятна контакта; δ - толщина пластически деформируемой зоны; ν - параметр опорной кривой; A_r - фактиче-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ская площадь контакта; q - плотность теплового потока; l_0 - половина ширины площади контакта.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Приложение 2

Экспериментальная проверка теоретической формулы для расчета максимальной поверхностной температуры

Достоверность принятой нами двухградиентной модели теплового поля в пластинах инструментальных материалов и формул (2.19), (2.24) и (2.36) для расчета максимальной поверхностной температуры проверяли экспериментальным изучением поверхностных и объемных температур на модельных образцах.

П. 2.1. Измерение объемных температур в зоне трения

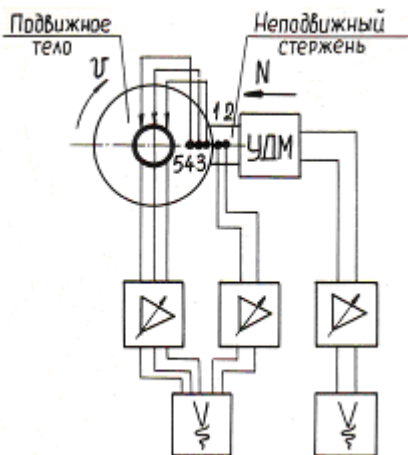
Проверка теоретической формулы расчета максимальной поверхностной температуры при трении была проведена для сталей 35, X17H2 и меди МІ. Выбор этих материалов обусловлен простым и надежным использованием закладных термопар по сравнению с твердыми сплавами, а также возможностью оценки максимальной поверхностной температуры по остаточным изменениям микроструктуры рентгеноструктурным и металлографическим анализом.

На рис. П.2.1,а показана принципиальная схема установки для одновременного измерения объемных температур и усилий трения, а на рис. П.2.1, б-г – ее общий вид и фрагменты. Для измерения объемных температур применялись искусственные хромель-алюмелевые термопары с диаметром проволок 0,2 мм. Модель трения выбрана таким образом, чтобы были реализованы условия, принятые для теоретического расчета температурных полей: малый коэффициент взаимного перекрытия заготовки с индентором (для нашего случая $K_{\text{вз}} \approx 0,025 - 0,053$); неподвижный образец представляет собой полубесконечный составной стержень. Принудительное охлаждение зоны трения отсутствует. Вращающаяся заготовка диаметром $\varnothing 60$ мм (контртело) крепилась на специальной оправке, а неподвижный образец – в державке, закрепляемой в динамометре УДМ-600. Термопары зачеканивались в контртело и образец с боковой стороны на глубине 1 мм по нормали к поверхности трения и на разном расстоянии от контактной плоскости: 1-я термопара – 1 мм, 2-я термопара – 3 мм, 3 – 1 мм, 4 и 5 – на расстоянии 3 мм и 6 мм от поверхности трения соответственно (рис.П.2.1,а). Экспериментальная установка позволяет замерять силу трения и нормальную нагрузку. Для снятия сигнала с термопар вращающейся заго-

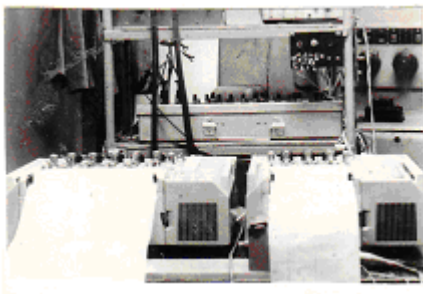


Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

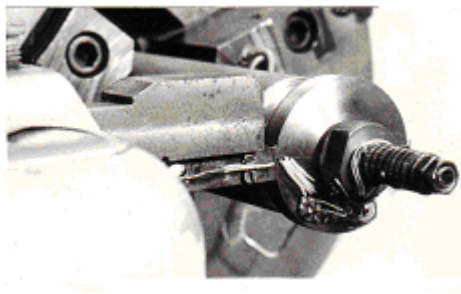
товки применялся специальный многоканальный токосъемник, смонтированный на рабочей оправке для крепления заготовки (рис.П.2.1,в). Непосредственная регистрация термоЭДС термопар самописцем Н-327-5 невозможна из-за наличия в нем общего «земляного» входа на всех каналах. Поэтому сигнал с каждой термопары подавался предварительно на многоканальный усилитель постоянного тока с разделенными входами, а с него – на вход самописца.



а)



б)



в)

Рис. П. 2.1. Принципиальная схема установки для измерения объемных температур (а) и ее общий вид (б, в)

Экспериментальные результаты замеров объемных температур при трении пар сталь 35 – сталь 35, X17H2-X17H2, M1-M1 и рассчитанные значения по- верхностных температур по



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

формулам (2.19), (2.24) и (2.36) приведены в табл.П.2.1-П.2.5.

Таблица П.2.1

Сравнение экспериментальных объемных и теоретических поверхностных температур для пары трения сталь 35 – сталь 35

Скорость трения v , м/с	Длина контакта $l_k \cdot 10^{-2}$, м	Теоретический расчет T_K , °C	Экспериментальные значения температур, °C				
			T_1	T_2	T_3	T_4	T_5
1	2	3	4	5	6	7	8
0,62	1	426	386	338	44	40	34
1,24	1	606	508	440	76	69	57
1,54	1	673	625	574	110	100	64
1,95	1	758	739	692	127	117	74

Таблица П. 2.2

Экспериментальные и теоретические результаты замеров температур для пары трения X17H2-X17H2

Скорость трения v , м/с	Длина контакта $l_k \cdot 10^{-2}$, м	Теоретический расчет T_K , °C	Экспериментальные значения температур, °C				
			T_1	T_2	T_3	T_4	T_5
1	2	3	4	5	6	7	8
0,39	1	343	266	241	53	45	38
0,62	1	434	338	302	55	46	38
0,77	1	483	360	335	62	55	42
0,97	1	542	504	470	95	78	57

Таблица П. 2.3

Экспериментальные и теоретические результаты замеров температур для пары М1-М1

Скорость трения v , м/с	Длина контакта $l_k \cdot 10^{-2}$, м	Теоретический расчет T_K , °C	Экспериментальные значения температур, °C				
			T_1	T_2	T_3	T_4	T_5
1	2	3	4	5	6	7	8
1,50	0,5	66	63	60	36	35	34
1,90	0,5	75	69	65	57	53	46
2,40	1	118	113	111	60	55	52



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица П. 2.4

Экспериментальные и теоретические результаты замеров температур для пары подвижное тело X17H2 – стержень М1

Скорость трения $v, \text{ м/с}$	Длина контакта $l_k \cdot 10^{-2}, \text{ м}$	Теоретический расчет $T_K, \text{ }^\circ\text{C}$	Экспериментальные значения температур, $^\circ\text{C}$				
			T_1	T_2	T_3	T_4	T_5
1	2	3	4	5	6	7	8
0,97	0,5	310	303	302	74	64	50
1,24	0,5	355	350	350	107	98	76
1,54	0,5	395	382	376	107	97	73

Таблица П. 2.5

Экспериментальные и теоретические результаты замеров температур для пары подвижное тело X17H2 – стержень сталь 35.

Скорость трения $v, \text{ м/с}$	Длина контакта $l_k \cdot 10^{-2}, \text{ м}$	Теоретический расчет $T_{II}, \text{ }^\circ\text{C}$	Экспериментальные значения температур, $^\circ\text{C}$				
			T_1	T_2	T_3	T_4	T_5
1	2	3	4	5	6	7	8
0,97	1	513	410	374	51	48	39
1,24	1	580	447	409	69	64	54
1,54	1	645	560	500	85	79	65

Анализ табличных результатов показывает, что значения поверхностных температур, рассчитанные по формулам (2.36) и (2.29), выше, чем измеренные термопарой 1. Разница между теоретическим расчетом и показаниями термопары 1 составляет примерно 50-100 $^\circ\text{C}$ для сталей 35 и X17H2 и уменьшается для стержня из меди. Хорошее соответствие между расчетом и экспериментом наблюдается для медного стержня (табл.П.2.3, П.2.4.). Различие в температурах находится в пределах 2-8% и объясняется отсутствием высоких температурных градиентов в тонких поверхностных слоях, которые не могут возникнуть из-за высоких значений теплофизических параметров медного стержня. Естественно предположить, что при трении стали 35 и X17H2 различие между значениями поверхностных расчетных температур и измеренных в объеме термопарами обусловлено существованием в поверхностной зоне размером $0 \leq x \leq 1$ мм высоких температурных градиентов (см. табл. П.2.5.). Показания первых термопар в



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

заготовке и стержне свидетельствуют о значительной доле теплового потока (примерно 90% от мощности теплообразования), который рассеивается подвижным элементом пары трения.

П. 2.2. Оценка поверхностных температур по изменениям структуры в процессе трения

Процесс трения характеризуется значительной мощностью тепловыделения. В зависимости от уровня внешних возмущающих воздействий (скорость, давление, охлаждающая среда) и свойств материалов пары трения поверхностные и объемные температуры могут достигать температур структурных превращений. Поэтому представляется возможным, зная кинетику структурных превращений в сталях при трении, оценить уровень температуры в контактной зоне. В литературе известно большое число работ, посвященных изучению «белых слоев» на поверхности стали и чугуна в условиях трения, появляющихся в общем случае в результате быстропротекающих процессов нагрева и охлаждения металла, пластической деформации и взаимодействия с окружающей средой. Подробный анализ кинетики образования и структуры «белых слоев» дан Грозиным Б.Д. [40], Любарским И.М., Палатником Л.С. [112].

При трении аустенитных сталей [80] при высоких скоростях скольжения (4,5 и 7,5 м/с) в значительных объемах поверхностного слоя температуры могут достигать 600-800°C. На участках аустенита, расположенных вблизи границ зерен и обедненных из-за старения легирующими элементами, при трении или остывании образца после окончания испытаний возможно образование α -мартенсита. При этих скоростях скольжения имеет место и обратное $\alpha-\gamma$ -превращение. Количество мартенсита с увеличением скорости скольжения меняется в соответствии с ростом температуры; причину сравнительно высокой износостойкости нестабильных аустенитных сталей автор работы [80] видит в их способности к упрочнению при трении в результате образования «мартенсита деформации».

Игнатъевой З.В. [55, 56] установлено, что для скорости нагрева контактных участков поверхности трения не ниже 750°C/с средняя мощность трения сопоставима с мощностью теплового эффекта структурно-фазовых превращений. Для некоторых типов исходных структур (сорбит, тонкопластинчатый перлит) тепловой эффект превращения превышает мощность трения. По мнению Игнатъевой З.В., это обстоятельство может изменить темп нарастания температуры в интервале температур фазового превраще-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ния или даже снизить температуру трения по достижении температуры превращения.

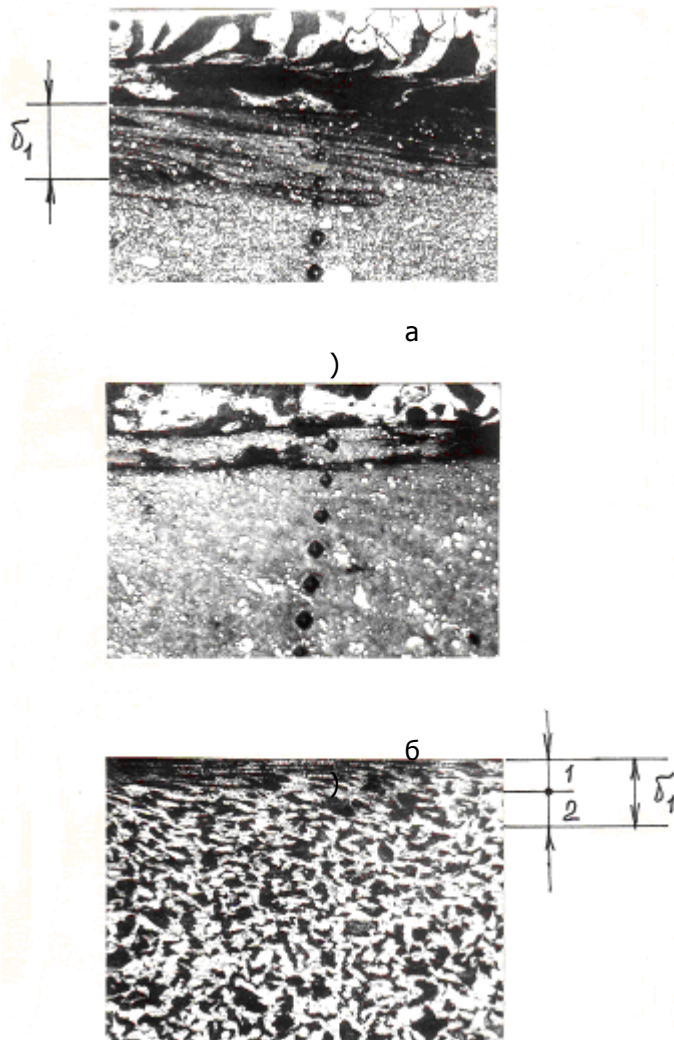


Рис. П. 2.2. Микроструктура поверхностей трения пластинок из сталей X12M

(а, б) и стали 35 (в) (x 340); δ_1 - пластически деформированная зона

Структурно-измененный слой толщиной 200-250 мкм в по-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

верхностных слоях легированного чугуна ЧНМХ при торможении наблюдал Мамхегов М.А. [115]. Кроме исходной фазы $\alpha - Fe$, на поверхности трения рентгенографически обнаружена γ - фаза, карбиды типа Fe_3C и оксиды Fe_3O_4 и FeO , что свидетельствует о поверхностных температурах, превышающих температуру эвтектоидного интервала для чугуна. Замеры температур поверхности трения с помощью термопар показали заниженные значения по сравнению с результатами рентгеноструктурного анализа. Однако для расчетной максимальной температуры скользящего контакта установлено хорошее соответствие с температурой, полученной в результате рентгеноструктурных исследований.

Из приведенных данных видно, что в тонких поверхностных слоях при трении возникают достаточно высокие температуры, обуславливающие фазовые превращения, а состав фаз определяется исходной структурой материала и режимом трения. Уровень температур колеблется в достаточно широких пределах (600-1000°C). Однако влияние скорости нагрева не оценено количественно ни в одной из приведенных работ; она, как известно [40, 115], смещает температуры $\alpha - \gamma$ - превращения в сторону более высоких значений.

В наших экспериментах пластинки из сталей 35, X17H2 и X12M размерами 12,5×12,5×5 мм (рабочие участки составных стержней) после трения травились, и шлифы изучались под микроскопом. В поверхностном слое обнаружено наличие двух зон:

1) зона с измененной, против исходной, структурой; характерно ее мелкодисперсное строение с повышенной травимостью, в особенности на выходе из зоны трения (в направлении скорости трения) (рис.П.2.2,а). Наблюдается передеформация тонкого поверхностного слоя с образованием чешуек в середине пятна контакта и последующим отслаиванием в процессе трения (рис.П.2.2,б);

2) текстурированная зона: заметны линии и полосы скольжения в исходной структуре, например феррит+перлит, ориентированные в направлении действия силы трения (рис.П.2.2,в). Деформированная зона δ_1 при трении по нормали к поверхности трения равна сумме толщин зон 1 и 2. Размер первой зоны приблизительно составляет половину общей толщины деформированной зоны. С увеличением скорости трения ($v = 0,37 - 1,16$ м/с) размеры первой и деформированной зоны увеличиваются и находятся в пределах 20-200 мкм и 60-700 мкм соответственно. Замеры микротвердости на поперечных шлифах



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

образцов проводили на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке $20 \cdot 10^{-2}$ Н [176]. Микротвердость заготовки из стали 45 при трении о сталь 45 (рис.П.2.3) изменяется до глубины 40-50 мкм (от $HV = 3500 - 3600$ МПа на глубине 10 мкм до 2200-3300 МПа – на глубине 40-50 мкм). Максимальное упрочнение поверхностей вращающейся заготовки из мартенситной нержавеющей стали X17H2 имеет место до глубины порядка 40 мкм (рис.П.2.4). На принятых режимах трения ($v = 0,37 - 0,7$ м/с) на стержнях из ферритно-перлитной стали 35 наибольшая твердость ($HV = 4600 - 5800$ МПа) зафиксирована в тонких поверхностных слоях (рис.П.2.5), а на расстоянии 0,1-0,15 мм от поверхности трения она составляет 2200-3600 МПа. При высоких скоростях трения в поверхностных слоях образцов из стали 35 обнаружены пики микротвердости, для X12M – образование «белого слоя» (рис.П.2.7). Полученные данные в первом приближении позволяют оценить уровень возникающих температур и установить (по микротвердости) тип образующихся структур в результате фазовых превращений.

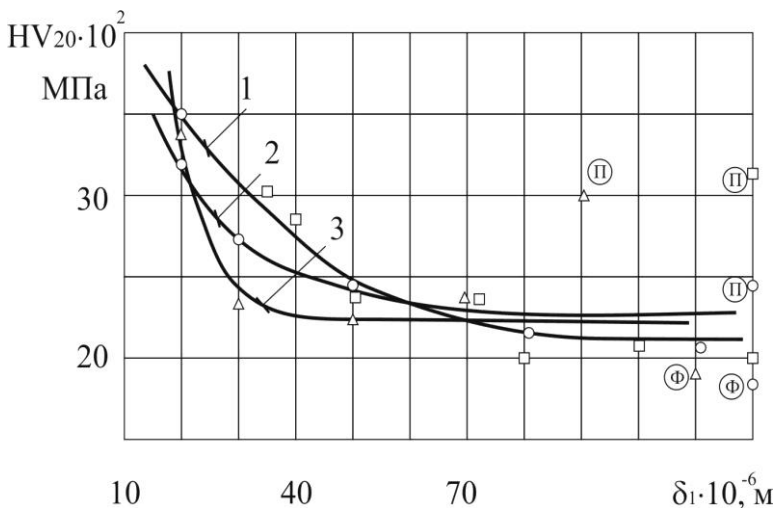


Рис. П.2.3. Микротвердость дисков из стали 35 при трении по стержню из стали 35 ($p=20$ МПа): 1 - $v=1,54$ м/с; 2 - $v=1,95$ м/с; 3 - $v=1,95$ м/с (под наростом)



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

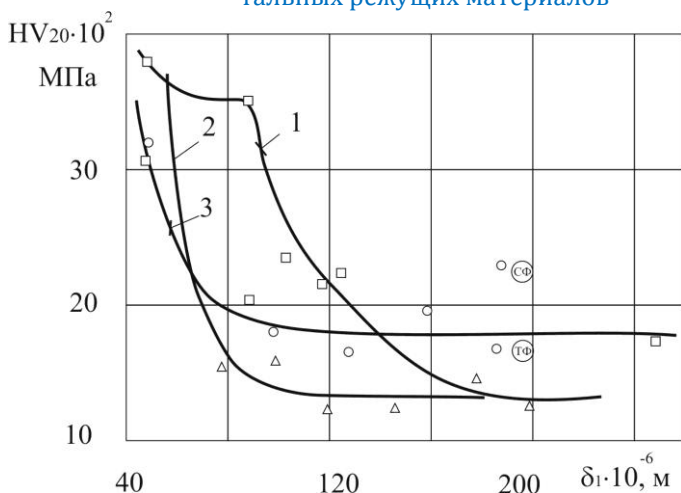


Рис. П.2.4. Микротвердость стержня из стали X17H2 (кривые 2,3) при трении о диск из стали X17H2: 1 – микротвердость диска; 2 - $v=0,62$ м/с, $N=400$ Н; 3 - $v=0,97$ м/с, $N=400$ Н

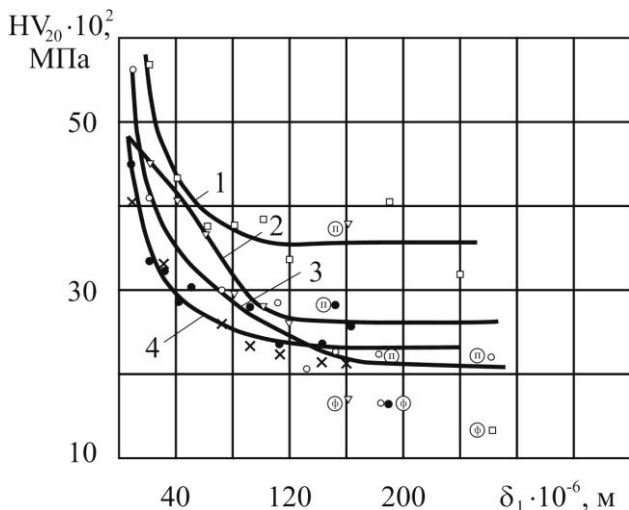


Рис.П.2.5. Микротвердость стержня из стали 35 (1, 3), стали X17H2 (2) и меди (4): 1 - $v=0,62$ м/с, $N=570$ Н; 2 - $v=1,24$ м/с, $N=330$ Н; 3 - $v=0,62$ м/с, $N=570$ Н; 4 - $v=0,97$ м/с, $N=330$ Н



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

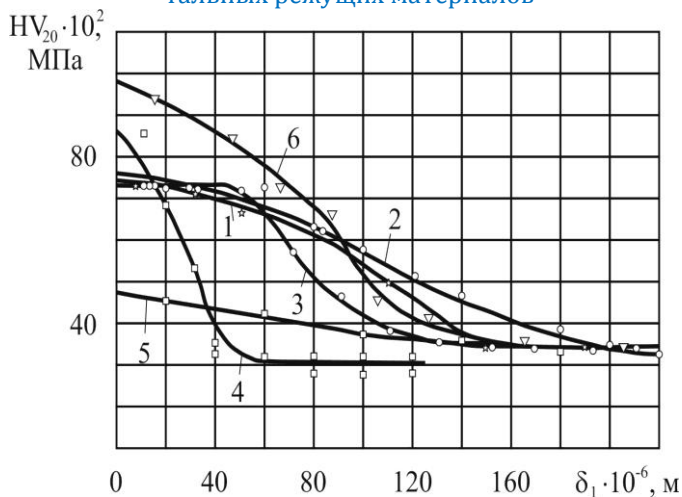


Рис.П.2.6. Микротвердость стержня из стали X12M после трения по диску из стали 35: 1 - $v=0,58$ м/с; 2,3 - $v=1,16$ м/с; 4,5 - $v=1,83$ м/с; 6 - $v=2,33$ м/с; 1, 2, 4 и 6 – микротвердость в центре зоны контакта; 3 – на выходе; 5 – на верхнем участке зоны трения

По-видимому, в тонких поверхностных слоях (глубина 10-20 мкм) при температурах выше 723°C перлит превращается в аустенит в результате быстрого нагрева. При последующих актах контактирования происходит распад аустенита с образованием неустойчивых структур сорбита ($600-650^{\circ}\text{C}$) и троостита ($500-600^{\circ}\text{C}$). Распаду аустенита в материале стержня способствует периодическое охлаждение до названных температур, вызванное спецификой процесса трения (резко нестационарное тепловое поле вращающейся заготовки и дополнительный периодический отвод тепла в нее).

Наличие сорбита и троостита в поверхностном слое подтверждается высокой дисперсностью этих фаз и большей твердостью, чем перлит ($HV=3000-3900$ МПа – сорбит, $HV=3900 - 5510$ МПа – троостит) [248]. Не рассматривая металлургических аспектов структурных превращений в железоуглеродистых сплавах, кратко остановимся на вопросах кинетики нагрева и охлаждения поверхностных слоев при трении, уровне температур в зоне трения и корреляции имеющихся данных с температурными интервалами структурных превращений для стержня из стали X12M. Выбор стали X12M не случаен, так как в ней образуется при закалке



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

достаточно большое количество остаточного аустенита при высоких температурах нагрева.

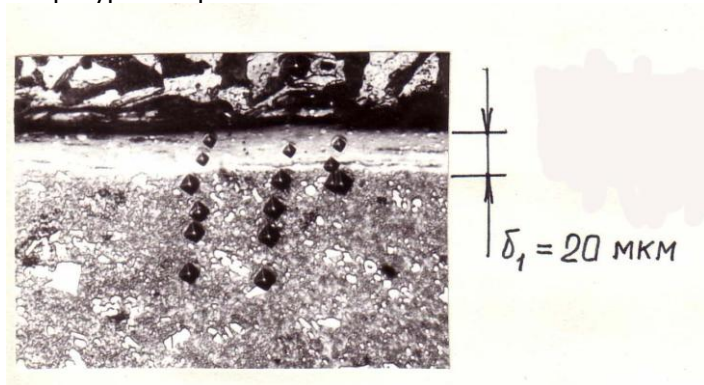


Рис.П.2.7. Микроструктура поверхности трения стержня из стали X12M (x 340); время трения 15 с, $v=1,1$ м/с, $N=550$ Н; δ_1 - пластически деформированная зона

В табл.П.2.6 представлены результаты оценки температур и скорости их нарастания по расчетной формуле (2.19) [178] при различных скоростях скольжения для времени контактирования l_k/v , равном 5 и 15 с. Значения теплофизических констант, контактируемых при трении сталей принимались (для температур 500 °С) по [195], а размеры пластически деформируемых зон δ_1 и δ_2 измерялись по микрофотографиям зоны трения. Мощности тепловых потоков q для скоростей, указанных в табл. П.2.6, измерялись от $0,78 \cdot 10^4$ до $3,11 \cdot 10^4$ Вт/м². Из табл.П.2.6 видно, что температуры поверхности трения за время $t = l_k/v$ не превышает 500°С, и только через 15 с на контакте устанавливаются температуры, достигающие или превышающие температуры перлитно-аустенитных превращений.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица П. 2.6

Влияние скорости трения и времени на максимальную поверхностную температуру пары сталь 35 – X12M (длина контакта $l_k = 1,25 \cdot 10^5$ м)

Скорость трения v , м/с	Размеры зон, 10^6 , м		Температура					Скорость достижения температуры контакта, °C/с		
	δ_1	δ_2	T_k	$T(t)$ за время		$T_k = T'_{k'} + T(t)$		за $t = l_k / V$	за 15 с (средн.)	
				5 с	15 с	5 с	15 с			
0,58	10	50	33	196	290	526	620	15420	41	
1,16	0		0	208	316	633	741	39720	50	
1,46	12		42	210	325	658	772	52706	52	
1,83	0		5	214	331	699	816	71323	54	
2,33	14		44	215	340	713	838	92222	56	
	0		8							
	18		48							
	0		5							
	20		49							
	0		8							

Следует отметить, что скорость нарастания температуры поверхности трения с течением времени резко замедляется, изменяясь в зависимости от скорости трения в пределах $1,5 \cdot 10^4 - 9,2 \cdot 10^4$ °C/с – за время $t = l_k / V$ и 40-60 °C/с – за 15 с после начала трения. Было бы ошибкой отождествлять найденные скорости нарастания температуры поверхности трения с действительной скоростью нагрева поверхностных слоев, которая должна быть связана с температурными градиентами в неподвижном стержне и скоростью трения [64].

Полученные с учетом этого скорости нагрева (для $t = 15$ с), как видно из табл.П.2.7, отличаются от скоростей нарастания температуры контакта (см. табл.П.2.6). В условиях трения, например, твердосплавных материалов, температурные градиенты, по нашим данным [229], достигают порядка $1 \cdot 10^6 - 1 \cdot 10^8$ °C/м, а скорости нагрева - $1 \cdot 10^6 - 1 \cdot 10^8$ °C/с, что по порядку величины совпадают с оценками Б.Д. Грозина [40]. Представляет интерес сравнить полученные данные по скоростям нагрева и температурам в зоне контакта с расчетами И.Н. Кидина [64] при



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

ускоренном нагреве сталей. В табл.П.2.7 представлены кинетические параметры скоростного нагрева и приводится расчетное время достижения температуры T в интервале $T - T_{AC_1}$ (по v_H), где температуры 740, 770, 820 и 840 °С соответствуют расчетным температурам поверхности трения для соответствующих скоростей (см. табл.П.2.6). Из представленных данных можно заключить, что скорость нагрева и время достижения максимальной температуры в интервале $T - T_{AC_1}$ в конкретных условиях трения для пары X12M – сталь 35 согласуется с известными данными по индукционному нагреву. Отсюда следует, что температура поверхности трения, рассчитанная по формуле (2.19), соответствует реальным температурам, а кинетика нагрева поверхностных слоев неподвижного образца при трении обеспечивает перлитно-аустенитное превращение.

Таблица П.2.7

Кинетические параметры скоростного нагрева для осуществления перлитно-аустенитных превращений

Температурный интервал $T - T_{AC_1}$	Характеристика перлита $\Delta_o / 2$, мкм [64]	Параметры, определяющие встречу границ аустенита в середине ферритного промежутка [64]		Скорость трения, v , м/с	Скорость нагрева поверхностных слоев v_H , °С/с (для $\delta_1 = 200 \cdot 10^{-6}$ м)	Время достижения температур в интервале $T - T_{AC_2}$
		Время, с	Скорость нагрева, °С/с			
727-740	0,1 – сорбит 0,6 – грубый перлит	0,0143	119	1,16	237	0,076
		5,148	3,2			
727-770	лит	0,0208	2260	1,46	333	0,147
		0,7488	68,2			
727-820	0,1 0,6	0,0054	17800	1,83	458	0,203
		0,195	490			
727-840	0,1 0,6	0,0033	34920	2,33	665	0,172
		6	977			
		0,121				
	0,6					

Для экспериментального подтверждения этого вывода проводили рентгеноструктурный анализ поверхностей образцов из



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

X12M после трения о вал из стали 35 с различными скоростями (см. табл.П.2.6) на установке УРС-50ИМ. Съёмку проводили при $Fe_{K\alpha}$ - излучении с параметрами $U=40$ кВ, $I=7$ мА. Влияние геометрии съёмки на характер дифракционных рефлексов исключалось обеспечением одинаковой формы поверхностей трения рабочих образцов и эталона. Фрагменты рентгенограммы после 15 с трения представлены на рис.П.2.8. [154], что на малой скорости трения (0,58 м/с) обнаруженные рефлексы соответствуют только $\alpha - Fe$. Этот факт полностью определяется расчетным значением температуры поверхности трения 620 °С (см. табл.П.2.6), недостаточной для начала аустенитных превращений в стали X12M. С увеличением скорости трения до 2,33 м/с (температура контакта до 838 °С) на рентгенограммах появляются рефлексы (111) (200) аустенита $\gamma - Fe$. Одновременно с аустенитным превращением в тонких поверхностных слоях протекают окислительные процессы с образованием Fe_3O_4 . Для определения количества остаточного аустенита использовали безэталонный метод сравнения интегральных интенсивностей линий $\alpha - Fe$ и $\gamma - Fe$ [180]. Интегральную интенсивность линий $\alpha - Fe$ и $\gamma - Fe$ оценивали измерением площадей, ограниченных рентгеновскими линиями (110) и (200) – для $\alpha - Fe$ и линиями (111) и (200) – для $\gamma - Fe$.



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

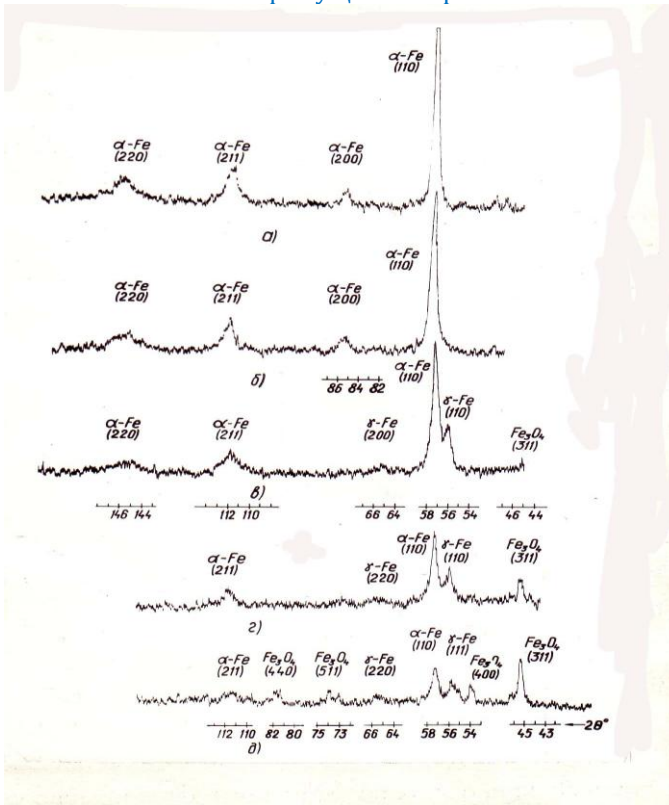


Рис.П.2.8. Фазовый состав поверхностных слоев образцов из стали X12M при трении по валу из стали 35 ($N=550$ Н, $t=15$ с): а – эталон (рабочая поверхность пластинки X12M фрезеровалась под диаметр контрвала); б- $v=0,58$ м/с; в - $v=1,16$ м/с; г - $v=1,83$ м/с; д - $v=2,33$ м/с



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

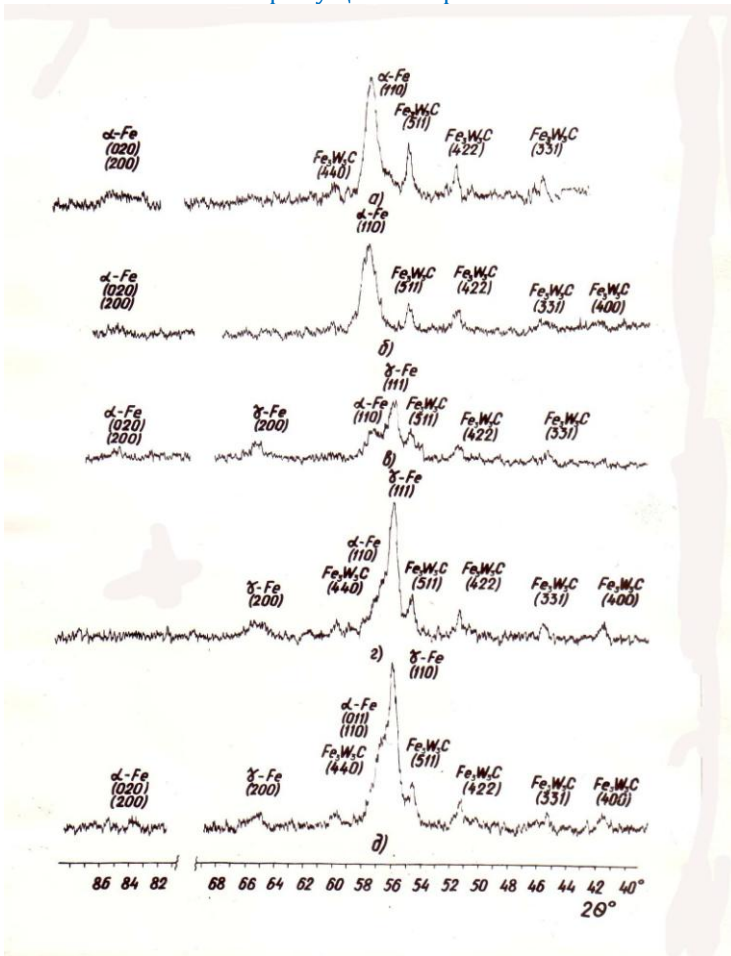


Рис.П.2.9. Фазовый состав поверхностных слоев образцов закаленной стали P18 (HRC=65) после трения по торцу трубы из стали 35 ($N=550$ Н, $t=15$ с): а – эталон; б- $v=0,55$ м/с; в - $v=1,1$ м/с; г - $v=1,77$ м/с; д - $v=2,2$ м/с

Расчеты процента остаточного аустенита (табл.П.2.8) проводили по формуле [180]:

$$V_{\gamma} = \frac{100}{1 + \frac{\sum (J/G)_{\alpha}}{\sum (J/G)_{\gamma}}}$$



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

Таблица П.2.8

Содержание аустенита на поверхности трения стали Х12М (время трения 15с)

Скорость трения, м/с	0,58	1,16	1,83	2,33
Остаточный аустенит, %	0	27	50,4	55,0

Наличие аустенита и увеличение его содержания с повышением скорости (температуры) свидетельствует о превалирующей роли тепловых процессов в формировании структуры поверхностных слоев при трении. При исследовании поперечных микрошлифов зоны трения установлено, что тонкий поверхностный слой слабо травится (см. рис.П.2.5) и имеет мелкодисперсную структуру со следами отслаиваний и линиями скольжения, что указывает на большие пластические деформации. В пластически деформированной зоне размером δ_1 четко фиксируются более мелкие карбиды (см. рис.П.2.7), чем в основном материале. Этот факт является прямым доказательством ускорения процесса диссоциации карбидной фазы из-за высоких скоростей нагрева при трении. Специфика контакта трущихся тел при выбранной схеме позволяет предположить резкое охлаждение контактной зоны до температуры меньшей, чем температура равновесного состояния аустенита, с образованием неустойчивых структур: сорбита, троостита и мартенсита [112].

Отсутствие линий мартенсита на рентгенограммах поверхности трения вовсе не означает, что эта структура не образуется в наших условиях трения. Рефлексы феррита и мартенсита сливаются, вызывая размытие линий $\alpha - Fe$ по сравнению с эталоном, так как в условиях трения мартенсит не имеет четко выраженной тетрагональности (в отличие от процессов при обычной закалке). О наличии мартенсита закалки на поверхности трения свидетельствует зафиксированный большой процент остаточного аустенита (см. табл.П.2.8) и данные измерений микротвердости на поперечных микрошлифах. Твердость HV_{20} больше 8500 МПа на поверхности трения, полученная при скоростях 1,16 и 1,4 м/с, может соответствовать мартенситу, дополнительно упрочненному при пластической деформации. Микротвердость участков, лежащих ближе к выходу из зоны контакта (см. рис.П.2.2,а), мало отличается от твердости середины участка (сравните ход кривых 2 и 3 на рис.П.2.6); верхние участки контактной зоны из-за интенсивного теплообмена с воздухом имели меньшие температуры, поэтому по глубине их твердость изменялась незначительно по срав-



Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов

нению с основным материалом (кривая 5, рис.П.2.6).

Рентгеновским анализом поверхностей трения пластинок из нормально термообработанной ($HRC = 65$) стали P18 также зафиксированы структурные изменения: переход мартенсита закалки в $\gamma - Fe$ при температурах (скоростях резания) таких же, как и для стали X12M (ср. фрагменты рентгенограмм «в» на рис.П.2.8 и П.2.9.). Вероятно, процессу аустенизации в этом случае предшествует (при достижении температур в зоне контакта за пределом красностойкости стали P18) явление самоотпуска с образованием $\alpha - Fe$ и последующим его превращением в $\gamma - Fe$ при быстром нагреве в условиях трения.

Таким образом, расчетные значения поверхностных температур в контактной зоне при трении коррелируют с температурами начала превращений $\alpha \leftrightarrow \gamma$, полученных металлографическим и рентгеновским анализом структуры в тонких поверхностных слоях неподвижного стержня (на модельных образцах).