



ДОНСКОЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

ЦЕНТР ДИСТАНЦИОННОГО ОБУЧЕНИЯ И ПОВЫШЕНИЯ  
КВАЛИФИКАЦИИ

Кафедра «Экономика и менеджмент в машиностроении»

## Монография

# СИНЕРГЕТИКА ИЗНАШИВАНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ РЕЖУЩИХ МАТЕРИАЛОВ (трибоэлектрический аспект)

Автор

Рыжкин А.А.

Ростов-на-Дону, 2004



## Аннотация

В монографии с позиций синергетики и термодинамики необратимых процессов рассмотрено влияние трибоэлектрических явлений как «внутреннего» фактора воздействия на зону контакта.

На базе уравнения баланса энтропии получено аналитическое выражение для оценки интенсивности изнашивания специфической теплонагруженной пары трения «инструмент – деталь» в котором учтены, кроме доминирующих тепловых процессов, и термодинамические неоднородности электрической природы.

Теоретически и экспериментально обосновано влияние на тепловое состояние и на износ термоэлектрического эффекта Томпсона, определяющего величину и направления действия дополнительных объемных источников тепла на контактных площадках инструмента; показаны границы применения для снижения износа метода разрыва цепи результирующего триботока.

Предложены новые критерии оптимизации процесса изнашивания при резании на базе трибоэлектрических характеристик инструментальных материалов, современные подходы к «конструированию» составов твердых сплавов, а также зависимость для расчета интенсивности абразивного изнашивания по величине абсолютной термоЭДС материала.

Для специалистов в области трибологии, обработки материалов резанием, аспирантов и магистрантов соответствующих специальностей.





## Автор

### **Анатолий Андреевич Рыжкин**



Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой: «Инструментальное производство». Специалист в области трения и износа материалов. Заслуженный деятель науки и техники РФ, почетный работник высшей школы РФ. Вице-президент Ассоциации инженерного образования России, член проблемного Совета по машиностроению при Министерстве образования и науки РФ. Лауреат премии Президента Российской Федерации в области образования за 2002 год.

#### 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 аппаратная 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).



## Оглавление

<b>ВВЕДЕНИЕ.....</b>	<b>9</b>
<b>Глава 1. СИНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ПОДХОД К ОЦЕНКЕ ТРЕНИЯ И ИЗНАШИВАНИЯ.....</b>	<b>13</b>
1.1. Основные положения синергетики .....	13
как основы теории самоорганизации.....	13
1.2. Особенности процесса изнашивания .....	17
инструментальных режущих материалов.....	17
с термодинамических позиций.....	17
1.2.1. Общие сведения .....	17
1.2.2. Уравнение баланса энтропии.....	21
для оценки интенсивности .....	21
изнашивания материалов.....	21
1.2.3. Необходимые условия устойчивости.....	28
системы трения .....	28
1.2.4. Схема термодинамических.....	31
процессов при изнашивании.....	31
инструментальных материалов .....	31
1.2.5. Расчетные зависимости.....	35
для оценки интенсивности изнашивания .....	35
инструментальных материалов .....	35
<b>Глава 2. ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ ВОЗДЕЙСТВИЕ НА МАТЕРИАЛЫ</b>	<b>41</b>
.....	<b>41</b>
2.1. Общие сведения.....	41
2.2. Внешние факторы энергетического .....	43
воздействия на материалы .....	43
2.2.1. Влияние электрических и магнитных.....	43
полей и импульсных токов .....	43
на характеристики материалов.....	43



2.2.2. Электроконтактный подогрев (ЭКП) .....	54
срезаемого слоя .....	54
2.2.3. Обработка лазером поверхностного .....	73
слоя металлов и сплавов.....	73
2.2.4. Облучение металлов и сплавов.....	77
электронами высоких энергий .....	77
2.3. «Внутренние» источники .....	81
энергетического воздействия .....	81
на процессы трения и износа.....	81
2.3.1. Электрические процессы, .....	81
сопутствующие трению и износу материалов.....	81
2.3.2. Эволюция взглядов.....	86
и экспериментальные исследования.....	86
трибоэлектрических явлений.....	86
2.3.3. Многоуровневый подход к изучению .....	100
трибоэлектрических процессов и их влияние.....	100
на трение и износ.....	100
<b>Глава 3. ЗОНА РЕЗАНИЯ (ТРЕНИЯ) КАК ИСТОЧНИК</b>	
<b>ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ.....</b>	<b>133</b>
3.1. Обоснование физической природы.....	133
термоэлектрических явлений,.....	133
возникающих при трении и резании .....	133
3.1.1. Основные соотношения для термоЭДС .....	133
3.1.2. Термоэлектронная эмиссия.....	136
при резании и трении .....	136
3.1.3. Влияние термоэлектрических явлений .....	140
на процессы трения и резания.....	140
3.1.4. О физических свойствах.....	143
поверхностей инструментальных .....	143
материалов .....	143
3.2. Цепи трибоэлектрических токов.....	148



при трении и резании .....	148
3.2.1. Внешняя цепь термотока.....	149
3.2.2. Внутренняя цепь .....	151
трибоэлектрического тока.....	151
3.3. Методика оценки обобщенных .....	164
характеристик зоны контакта .....	164
как источника электрической энергии.....	164
<b>Глава 4. О СВЯЗИ ТЕПЛОВЫХ И ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ</b>	
<b>ПРОЦЕССОВ С ИЗНОСОМ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ И РЕЗАНИЯ</b>	
.....	<b>179</b>
4.1. Основные соотношения между.....	180
термоэлектрическими эффектами.....	180
4.2. Расчет термоэлектрических.....	183
характеристик инструментальных.....	183
и конструкционных материалов.....	183
4.3. Теоретическая оценка влияния .....	190
эффектов Томсона и Пельтье .....	190
на изменение температурного режима.....	190
зоны трения.....	190
4.3.1. Расчет поверхностной температуры .....	190
при трении с учетом действия объемных.....	190
источников тепла в локальной.....	190
области контакта.....	190
4.3.2. Расчет температурных распределений .....	195
по нормали к поверхности трения с учетом .....	195
действия объемных источников тепла .....	195
4.3.3. Оценка влияния объемных .....	201
источников тепла Томсона .....	201
4.3.4. Расчет мощности объемных.....	208
источников тепла Томсона в элементах.....	208



пары трения.....	208
4.3.5. Расчет мощности источника тепла .....	217
Пельтье для различных пар трения.....	217
4.4. Экспериментальные исследования .....	221
влияния объемных источников тепла.....	221
Томсона при трении.....	221
4.4.1. Влияние эффекта Томсона .....	221
на тепловое состояние инструментального .....	221
материала при трении .....	221
4.4.2. Влияние эффекта Томсона .....	226
на интенсивность изнашивания .....	226
инструментальных материалов при трении.....	226
4.4.3. Анализ распределения температур .....	230
по длине контакта при трении.....	230
4.4.4. Анализ распределения температур на передней_и задней поверхностях инструмента .....	235
при резании металлов .....	235
4.4.5. Дополнительные экспериментальные.....	247
данные, подтверждающие влияние.....	247
трибоэлектрического тока на износ .....	247
через эффект Томсона.....	247
4.5 Механизм влияния.....	252
трибоэлектрического тока через эффект.....	252
Томсона на интенсивность изнашивания.....	252
инструментального материала.....	252
<b>Глава 5. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТРИБОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ ДЛЯ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ТРИБОЛОГИИ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЯ.....</b>	<b>264</b>
5.1. Связь термоэлектрических .....	264
характеристик материалов .....	264
с их свойствами .....	264



5.1.1. Общие сведения .....	264
5.1.2. Метод микротермоЭДС .....	264
5.1.3. Относительная термоЭДС .....	267
как показатель качества .....	267
инструментальных материалов .....	267
5.1.4. О структурной неоднородности .....	277
инструментальных материалов .....	277
5.2. Выбор оптимальных режимов .....	288
изнашивания на основе .....	288
термодинамических критериев .....	288
5.3. Использование термоЭДС .....	299
для оценки интенсивности изнашивания .....	299
5.3.1. Расчет интенсивности изнашивания .....	299
для абразивного износа [213] .....	299
5.3.2. Расчет электронной структуры .....	302
5.3.3. Расчет износостойкости, твердости .....	305
и энергии связи твердых растворов .....	305
карбидов вольфрама и титана .....	305
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....</b>	<b>310</b>
<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....</b>	<b>315</b>
<b>ПРИЛОЖЕНИЯ .....</b>	<b>342</b>
Приложение 1 .....	343
Приложение 2 .....	350





## ВВЕДЕНИЕ

Ключевой проблемой развития современного машиностроения является неуклонное повышение качества и надежности выпускаемой техники. Эти показатели закладываются в значительной мере не только конструктивными решениями, обеспечивающими оптимальную компоновку узлов и пар трения повышенной износостойкости и долговечности, но и на технологических операциях формообразования.

Известно, что качество формообразующего инструмента, в особенности режущего как слабого звена системы "станок – приспособление – инструмент – деталь" (СПИД), определяет уровень режимов резания, формирует, в пределах его ресурса, точность и качество поверхности обрабатываемых деталей, а также производительность. Особое значение приобретает стабильность режущих свойств инструмента в автоматизированном производстве на станках-автоматах, автоматических линиях, станках с ЧПУ, ГПМ и ГПС.

Таким образом, исходя только из этих двух аспектов обеспечения заданного качества машин, необходимо и дальше повышать износостойкость как ключевую проблему триботехники. О ее важности свидетельствует тот факт, что потери на трение составляют 20-25% вырабатываемой за год энергии, а расходы на устранение последствий преждевременного износа узлов трения машин, приборов и механизмов достигают 4-5% национального дохода развитых стран [166].

Сравнивая характеристики основных видов продукции отечественного производства с лучшими зарубежными образцами, можно констатировать, что наша техника с характеристиками, близкими к зарубежным аналогам, уступает ей по показателям качества и надежности, что напрямую связано с невысокой износостойкостью подвижных сочленений.

Применительно к режущему инструменту эта проблема усугубляется повышенными силовыми и тепловыми нагрузками, действующими на малых контактных площадках (коэффициенты взаимного перекрытия приближаются к нулевым значениям); ограниченным в ряде случаев применением смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) или трудностью их подачи в зону резания. В результате налицо интенсивный износ режущей части инструмента, невысокий его ресурс по сравнению с ресурсом традиционной пары трения. Об этом в первом приближении свидетельствуют результаты приведенного нами сравнения интенсивностей изнашивания обычных пар трения, работающих со смазкой ( $J=10^{-9} \dots 10^{-11}$ ), и инструментальных мате-



риалов в условиях трения и резания  $[J=(0,1...19,5) \cdot 10^{-8}]$  [148, 252, 263], отличающиеся между собой на 1-3 порядка.

По нашему мнению, для изучения проблемы повышения долговечности трибосистем различного назначения, две из которых уже были упомянуты, необходимо использовать в практике современные данные науки о трении и износе, базируясь на ее достижениях второй половины XX века, имея в виду, прежде всего, открытия избирательного переноса при трении и водородного изнашивания, а также используя синергетический подход для описания поведения систем с трением. В связи с открытием явления избирательного переноса и водородного изнашивания стало реальностью обеспечить в парах трения режим или безыносного, или минимального трения. В широком смысле речь идет об обеспечении режима самоорганизации, когда система трения, согласно принципам синергетики, спонтанно за счет "внутренней" подстройки или направленно за счет внешних воздействий стремится к термодинамическому состоянию с минимальным производством энтропии [60, 103, 107, 181, 266, 284].

В результате исследований эффекта безыносности изучен механизм и закономерности избирательного переноса, исследована структура сервовитной пленки, разработаны физико-химические основы эффекта безыносности, влияния металлоплакирующих присадок на качество смазочных материалов и фактически обосновано проявление самоорганизации в узлах трения, в том числе в классической паре "медный сплав – глицерин – сталь"[49-54, 89, 137, 174, 194, 253, 254].

При исследовании водородного износа, проявляющегося при трении в углеводородных средах или в контакте металлов с углеводородсодержащими полимерами, изучено синергетическое, т.е. совместное действие экзoeлектронной эмиссии, адсорбции, трибодеструкции на процесс образования водорода, его диффузии в подповерхностные слои металла с последующим износом поверхности [54]. Обнаружена взаимосвязь трибоэлектрических диффузионных процессов с механизмом водородного изнашивания металлополимерных систем; кинетика образования пленок переноса зависит от величины и направления тепловых и электрических полей [108].

Из сказанного следует, что в основе главных открытий XX века в области трения и износа – избирательного процесса и водородного изнашивания – лежат электрические процессы, определяющие миграцию заряженных частей в электрическом поле и формирующие в итоге сервовитную пленку или образование диффузионного слоя водорода под поверхностью металла.

Вместе с тем электрические, эмиссионные, электромаг-



нитные и электрохимические процессы, явления электризации, излучения и другие проявляются при сухом, граничном и гидродинамическом трении, а также на технологических операциях механической обработки [77, 155, 248, 285-287, 331], но не всегда учитываются как факторы воздействия на изнашиваемые поверхности [138. С.7].

Предлагаемая читателю монография преследует в определенной мере цель восполнить этот пробел и показать, на базе изучения отечественного и зарубежного опыта и собственных работ автора с сотрудниками, возможности и перспективы использования трибоэлектрических явлений для управления процессом изнашивания, прежде всего на операциях механической обработки.

На базе основных положений синергетики, термодинамики необратимых процессов и уравнения баланса энтропии, примененных к процессу износа при резании металлов, разработан метод оценки интенсивности изнашивания; в теоретической зависимости учтен, в качестве целевого участия, вклад трибоэлектрических процессов в производство и поток энтропии и их влияние на износ.

Проанализировано влияние электрических процессов на трение и износ твердых тел; дан краткий очерк этой проблемы со ссылкой на оригинальные источники: термоЭДС и термотоков; сильных постоянных и переменных токов; электрических полей разной напряженности; облучения электронами высоких энергий; электромагнитных явлений; электрохимических процессов. Проведен подробный анализ причин влияния триботок, естественно возникающих при контактном взаимодействии металлических тел при трении и в паре "инструмент - деталь" в условиях резания. Показано, что ни одним из известных механизмов влияния триботок на износ нельзя объяснить противоречивое влияние температурно-скоростного фактора, размеров срезаемого слоя; в оценке эффективности разрыва цепи результирующего триботока не учитывались условия протекания триботок между контактными площадками инструмента.

Выполнен теоретический анализ зоны трения (резания) как источника электрической энергии; экспериментально-расчетным методом найдено его внутреннее сопротивление и показаны возможности протекания сильных токов через переднюю и заднюю поверхности инструмента даже при разрыве внешней цепи и варианты управления токовым режимом во внутренней цепи выбором оптимальных значений толщины срезаемого слоя и скорости резания, а также размеров контактных площадок инструмента.

Для уточнения физических причин влияния триботок на износ проанализирована взаимосвязь с износом тепловых и элек-



трических процессов, исходя из условия, что трибоэлектрические явления Томсона и Пельтье суть термодинамически обратимые процессы диссипации энергии трения. Решением контактной тепловой задачи показано влияние объемных источников тепла Томсона на температуру контакта и тепловое состояние изнашиваемого инструментального материала; экспериментально-расчетным методом найдены коэффициенты (теплоты) Томсона для широкой гаммы инструментальных и обрабатываемых материалов.

Доказано, что в зависимости от величины и знака коэффициента Томсона материалов контактируемых тел контактные площадки инструмента могут или охлаждаться, или нагреваться дополнительно теплом Томсона, из-за чего износ изменяется, уменьшаясь или возрастая независимо от того, разорвана ли внешняя цепь термотока или нет. В этой связи уточнен механизм влияния триботока, который стимулирует или тормозит протекание окислительных, диффузионных и других процессов, через эффект Томсона на тепловое состояние изнашиваемого материала. Это доказано микрорентгеноспектральным анализом контактных площадок инструмента и состава продуктов износа.

В заключительной главе монографии рассмотрены проблемы использования электрических процессов, в частности, термоЭДС, для решения задач материаловедения и трибологии: контроля структуры и химического состава материалов; качества инструментальных материалов; оценки обрабатываемости; а также управления процессом резания на основе термоэлектрических характеристик, используя разработанные термодинамические критерии оптимизации процесса изнашивания.

Впервые установлена взаимосвязь между износом и абсолютной термоЭДС и коэффициентом Томсона как термодинамическими характеристиками инструментального материала; предложены новые подходы к прогнозированию состава твердых сплавов на основе расчетных коэффициентов трибоэлектрической (теплофизической) совместимости карбидной и связующей фаз. Получена новая теоретическая зависимость для расчета абразивного износа по величине термоЭДС как термодинамической характеристики материала; расчетные данные удовлетворительно коррелируют с экспериментальными результатами.



## Глава 1. СИНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ПОДХОД К ОЦЕНКЕ ТРЕНИЯ И ИЗНАШИВАНИЯ

### 1.1. Основные положения синергетики как основы теории самоорганизации

Согласно современным взглядам трение и износ твердых тел представляют собой сложную совокупность еще не изученных до конца механо-физико-химических явлений, протекающих в условиях активного взаимодействия с внешней средой – твердой, жидкой или газообразной. Другими словами, система трения – это открытая термодинамическая система, которая, во-первых, обменивается энергией и веществом с окружающей средой и в которой, во-вторых, имеется активное взаимодействие, т.е. когерентность, между компонентами системы. Эти два фундаментальных свойства системы трения позволяют отнести ее к классу синергетических.

Основу синергетики составляет фундаментальное явление самоорганизации, упорядоченности сложных нелинейных динамических систем (синергетику еще называют теорией самоорганизации). В самоорганизации важную роль играют диссипативные процессы – диффузия, теплопроводность, вязкость и другие формы проявления необратимости [231, 265, 266].

Синергетика как новая научная концепция включает в себя три основные идеи: нелинейность, открытость, диссипативность. Об открытости системы трения говорилось выше. Смысл нелинейности заключается в следующем: если существуют уравнения для формализованного описания процессов самоорганизации, то в этих уравнениях коэффициенты, зависящие от свойств, и искомые величины имеют степени больше единицы. Нелинейные уравнения имеют несколько решений (больше одного), а этому множеству решений нелинейного условия соответствует множество путей эволюции системы [44]. Такое представление отвечает основным положениям эволюционной теории развития систем Гленсдорфа и Пригожина, в частности, условиям перехода системы в неустойчивые состояния при увеличении некоторого управляющего параметра и «достижением порога устойчивости термодинамической ветви» [60]. Такое критическое состояние называют точкой бифуркации, в которой термодинамическая ветвь становится неустойчивой относительно флуктуаций (вопрос об условии достижения точки бифуркации при трении на этом принципе и с использованием разработанного В. Эбелингом [284]



принципа термодинамической устойчивости будет рассмотрен ниже).

Что касается понятия диссипативной структуры, то один из основоположников теории самоорганизации И. Пригожин [180] диссипативными структурами назвал упорядоченность, возникающую в открытых системах, далеких от равновесия, и связанную с рассеиванием энергии, вещества и информации. Применительно к процессу изнашивания диссипативная структура – это материальное образование, возникающее на контактной плоскости трущихся тел в результате рассеивания энергии трения и способствующее минимизации износа при конкретных значениях входных параметров (скорости и нагрузки) или диапазона их изменения. Такие структуры Б.И. Костецкий [122, 123, 173] назвал вторичными; пленочные вторичные структуры имеют особое кристаллическое строение и являются продуктами взаимодействия материалов пары трения тел с активными компонентами внешней среды.

Обобщая сказанное, обозначим основные свойства синергетических систем, проявляющиеся в системе при переходе от устойчивости к неустойчивости [86, 182], которые применимы и для анализа процесса изнашивания:

1) термодинамический порог неустойчивости соответствует точке бифуркации, вблизи которой происходит самоорганизация нового типа диссипативной структуры;

2) неустойчивости, проявляющие себя в синергетических системах, носят автоколебательный характер, а переходы "устойчивость-неустойчивость" могут быть описаны с помощью теории нелинейных колебаний и теории неравновесных фазовых переходов;

3) точки бифуркации, характеризующиеся фазовыми переходами, сопровождаются изменением свойств среды. Критические параметры, отвечающие этим точкам, взаимосвязаны между собой и обладают свойствами автомодельности и универсальности;

4) синергетическими системами можно управлять путем внешнего воздействия. В тех случаях, когда факторы управления поддерживаются постоянными, это можно учесть в эволюционных (кинетических) уравнениях, полагая постоянными соответствующие параметры, называемые управляющими;

5) при увеличении управляющего параметра траектория, по которой эволюционирует система, характеризуется наличием точек неустойчивости, вблизи которых малые флуктуации



возрастают; система путем самоорганизации диссипативных структур выбирает оптимальный вариант функционирования.

На рис.1.1 показана бифуркационная диаграмма, связывающая стационарные решения с управляющим параметром  $\lambda$  [86]. При  $\lambda = \lambda_1$  существует только одно стационарное состояние; множеству таких стационарных состояний отвечает ветвь  $\alpha$ . При  $\lambda = \lambda_2$  возможно два других множества стационарных решений, соответствующих ветвям  $b$  и  $b'$ , причем состояния, отвечающие ветви  $b$ , неустойчивы, а ветви  $b'$  - устойчивы при  $\lambda = \lambda_2$ . В то же время состояния, соответствующие ветви  $\alpha$ , становятся неустойчивыми. Значениям  $\lambda = \lambda_3$  на ветви  $b'$  отвечает неустойчивость, и вновь возникают две устойчивые ветви. При  $\lambda = \lambda_4$  неустойчивая ветвь имеет новую точку бифуркации, при переходе через которую возможно возникновение новых ветвей, устойчивых вплоть до величины  $\lambda = \lambda_5$  и  $\lambda = \lambda_6$  [86].

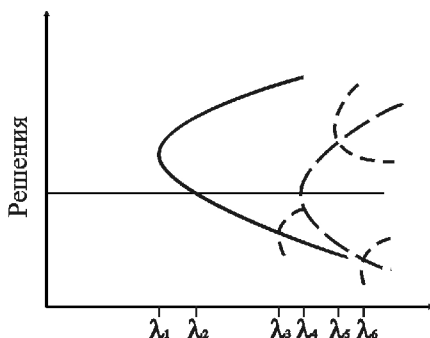


Рис.1.1 Бифуркационная диаграмма связь стационарного решения с управляющими параметрами [86]

Представленные выше основные положения синергетики как теории самоорганизации и сопоставление их с элементами эволюционной теории развития систем [284] позволяют утверждать, что неравновесная термодинамика необратимых процессов является инструментом для раскрытия основных закономерностей процесса изнашивания и управления этим процессом. Дополнительными условиями для решения этой задачи могут быть принципы системного подхода [99] и теории управления [107].

Уместно здесь упомянуть о последних работах по исследованию синергетического подхода для управления формированием структур и фаз, повышающих прочность поверхностей деталей машин и их износостойкость при различных видах энергетического воздействия [267], и для обеспечения структурной приспособляемости режущего инструмента упрочняющими технологиями [99] и др.

Учет основных свойств синергетических систем применительно к системе «металл - нагружающее устройство» как к от-



крытой системе позволил В.С. Ивановой [85-86] разработать синергетическую модель повреждаемости и разрушения металлов и сплавов и показать, например, что при субкритическом росте трещины по механизму отрыва точка бифуркации соответствует переходу от квазиупругого роста трещины к упругопластическому. При этом в критической точке для всех металлов и сплавов механические свойства связаны единой зависимостью, нечувствительной к условиям нагружения, типу сплава и его структуре (свойство автомодельности) [86].

В работах Н.А. Буше и И.С. Гершмана [56-58] рассматриваются проблемы устойчивости скользящих контактов при наличии токоъемов и показано, что эта система трения может стать неустойчивой при вариации силы тока и снижении контактного сопротивления. На кривой "износ – сила тока" обнаружены пять характерных участков (несколько точек бифуркации), обусловленных различным типом вторичных структур [56].

Износ твердосплавных режущих материалов Ю.Г. Кабалдиным с сотрудниками [92-95, 162] изучается с позиции структурно-энергетического, фрактального подходов и самоорганизации. При точении стали 45 резцом из сплава ВК8 точке бифуркации (значения оптимальной скорости резания, при которой износ резца  $h_3$  минимален) соответствуют максимальное значение показателя структурной неоднородности  $F$  и минимальная величина фрактальной размерности  $D$  [92] (рис. 1.2).

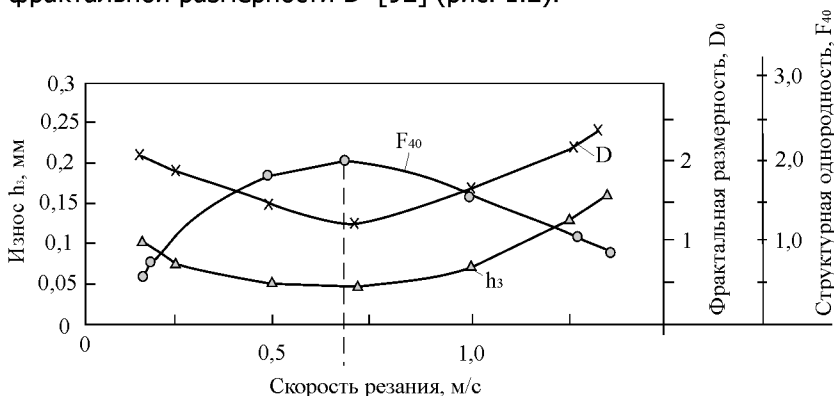


Рис.1.2. Влияние скорости на износ и фрактальные характеристики процесса резания





## 1.2. Особенности процесса изнашивания инструментальных режущих материалов с термодинамических позиций

### 1.2.1. Общие сведения

Как показали результаты изучения закономерностей трения и износа твердых тел, в том числе и инструментальных режущих материалов на операциях формообразования, энтропийный подход оказался плодотворным для анализа процесса прогнозирования износа и управления износостойкостью [198, 201, 203]. Дополнительно к обзору работ, учитывающих термодинамические соотношения и синергетический подход для оценки интенсивности изнашивания [148], следует упомянуть исследования В.А. Кима [99], Ф.Я. Якубова [289, 290], Садовского [326-329, 307], В.Г. Солоненко [234, 235], Н.А. Буше и И.С. Гершмана [56-58], Ю.Г. Кабалдина [92-95].

Исходя из синергетических, термодинамических подходов к анализу трибосистем, отметим характерные особенности процесса трения и износа [198, 203].

**Трение – диссипативный процесс.** Работа сил трения затрачивается на изменение внутренней энергии, упругопластические деформации, структурные и фазовые превращения и электромагнитное излучение. Большая часть работы внешних сил превращается в тепловую энергию, источником которой в общем случае являются упругопластические деформации и структурно-фазовые превращения. Выделенная в контакте тепловая энергия расходуется на протекание обратимых и необратимых процессов (рис.1.3). К необратимым процессам относятся: накопление тепла в микрообъемах изнашиваемого материала; рассеивание тепла в среду; химические реакции в присутствии активных компонентов среды; диффузионные и сорбционные процессы превращения "тепловая энергия - электрическая энергия - тепловая энергия" в эффектах Пельтье и Зеебека.

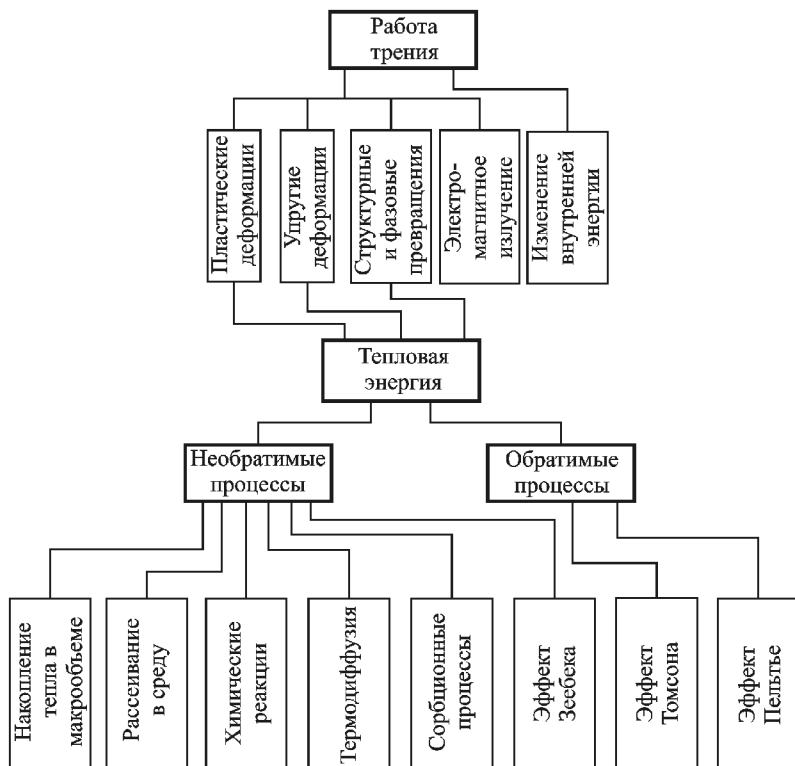


Рис. 1.3. Схема баланса энергии трения

Тепловой канал диссипации энергии трения при изнашивании инструментальных материалов является доминирующим. Пара «инструмент-деталь» «функционирует» при малых коэффициентах взаимного перекрытия  $K_{63} \rightarrow 0$ , при числах Пекле

$Pe = \frac{Va_1}{l_K}$ , больших 10 [220-249], и в условиях сплошного металлического контакта.

**Трение – самоорганизующийся и саморегулирующийся процесс**, что подтверждается явлением избирательного переноса [49, 50, 53, 88], структурной приспособляемостью трибосистемы [122, 123, 173], образованием воспроизводимой шероховатости при трении [128], совместимостью и вторичной гетерогенностью антифрикционных материалов [42], структурными (мартенситными) превращениями материалов элементов



пары трения [147, 220], образованием субмикроструктуры пластически деформируемых материалов [190], адаптацией пар трения к динамическим воздействиям [96], минимизацией интенсивности изнашивания, в том числе и при резании металлов, на оптимальных скоростях [123, 198], локализацией тепловых источников к поверхности трения и образованием за счет флуктуационных процессов динамических структур в инструментальных материалах с износостойкими тонкослойными покрытиями [127, 185, 198, 249, 250] и др.

**Трение является динамическим, флуктуационным процессом** [102, 127, 250, 251, 271]. Собственно износ сопровождается неизбежными колебаниями (флуктуациями) как входных, так и производных параметров процесса трения, а упомянутый комплекс механо-физико-химических процессов при трении протекает на участках фактического контакта в микро- и субмикрообъемах и захватывает некоторые объемы трущихся тел, прилегающих к контактной плоскости. Флуктуации при трении и резании вызываются:

- спецификой контактного взаимодействия [128, 198, 271] (дискретность контакта, стохастический характер встречи, деформации и разрушения микронеровностей контактируемых тел и др.), что обуславливает флуктуации давлений и скоростей при нормальном и тангенциальном направлении, а также сил трения;

- неоднородностью распределения скоростей и напряжений [102, 275], обусловленных в условиях резания спецификой процесса стружкообразования (высокочастотный характер образования элемента стружки от чередующихся актов сжатия – сдвига);

- зарождением, разрушением и движением динамических структур трения [198, 203, 271], т.е. периодичностью образования, передеформирования, отделения и износа пленки (или ее части) перенесенного материала контртела на поверхности инструментального материала в условиях резания, а также продуктов взаимодействия материалов трущихся тел между собой (диффузионные процессы) и с окружающей средой (окисление);

- колебаниями температур на пятнах фактического контакта ("температурные вспышки"). В условиях изнашивания инструментальных материалов при резании температурные флуктуации, кроме названных причин, вызываются: гетерогенностью структуры инструментальных материалов; периодическим контактированием микровыступов контртела с «пятнистой» поверхно-



стью инструментального материала; нерегулярностью структурных превращений более мягкого материала, перенесенного в микровпадины шероховатостей поверхности инструментального материала (эндотермический процесс); периодичностью порций тепла, поглощаемых (выделяемых) на контактной плоскости или микрообъемах контактной зоны из-за термодинамически обратимых процессов превращений электрической энергии в тепловую (эффекты Пельтье и Томсона).

**Процесс трения – есть термодинамически необратимый процесс**, а система трения – открытая термодинамическая система, обменивающаяся со средой не только энергией, но и массой [123, 173]. Мерой необратимости процессов является энтропия, изменение которой состоит из двух частей

$$dS = d_e S + d_i S , \quad (1.1)$$

где  $d_e S$  - изменение энтропии  $S$  за счет обмена энергией и веществом со средой;  $d_i S$  - изменение энтропии в результате процессов, протекающих внутри системы.

В общем случае для нестационарного состояния изменения  $S$  по времени  $t$

$$dS/dt = d_e S/dt + d_i S/dt . \quad (1.2)$$

Для стационарного состояния  $dS/dt$  равно нулю. Величина  $d_i S/dt = \sigma$  есть производство энтропии и всегда положительно,  $d_e S/dt$  в стационарном состоянии должно быть отрицательным и компенсироваться производством энтропии внутри системы. Производство энтропии  $\sigma$  характеризует необратимость процесса и его можно выразить суммой произведений обобщенных "сил"  $\chi_1$  на соответствующие термодинамические потоки  $J_\alpha$  [60]:

$$d_i S/dt = \sum_{\alpha} J_{\alpha} \chi_{\alpha} \geq 0 = \sigma . \quad (1.3)$$



В условиях трения роль потоков  $J_\alpha$  и соответствующих им сил играют:

- поток тепла – градиент температуры (тепловые процессы);
- тензор скорости необратимой (пластической) деформации – тензор напряжений (механические процессы);
- скорость реакции – сродство (химические процессы);
- поток вещества – градиент концентрации (диффузионные процессы).

Рассмотрение пары трения как открытой термодинамической системы позволяет применить к локальным микрообъемам изнашиваемого инструментального материала уравнение локального баланса энтропии [60].

Для плотности энтропии, отнесенной к единице объема, имеем

$$\sum_{\alpha} J_{\alpha} \chi_{\alpha} = \frac{dS}{dt} + \text{div}J(S) \text{ или } \sigma[S] = dS/dt + \text{div}J(S) \quad (1.4)$$

откуда

$$dS/dt = \sigma[S] - \text{div}J(S). \quad (1.5)$$

Для элемента пары трения, износостойкость которого нас интересует, уравнение баланса плотности энтропии получим из локальной формы (1.5) интегрированием по объему

$$\frac{d}{dt} \int_V S dV = \int_V \sigma[S] dV - \int_V \text{div}J(S) dV \quad (1.6)$$

### **1.2.2. Уравнение баланса энтропии для оценки интенсивности изнашивания материалов**

Строго говоря, точно рассчитать производство и поток энтропии для неравновесной системы трения можно, используя лишь методы неравновесной статистической механики. Однако, приняв принцип локального равновесия И. Пригожина [130], будем считать, что из-за малости изнашиваемых объемов трудящих-



ся тел локальная энтропия является аналогичной функцией локальных макроскопических переменных (температура, давление, химический потенциал и др.), как и для равновесного состояния.

Задача состоит в том, чтобы в уравнении (1.6) учесть в общем виде влияние тепловых процессов, диффузии, химических реакций, трибоэлектрических явлений и других эффектов.

Выпишем заимствованные у Гленддорфа и Пригожина [60] уравнения непрерывности (на единицу массы) для соответствующей величины.

### 1. Уравнение сохранения массы

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\operatorname{div} \sum_{\gamma} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} + \rho_{\gamma} \nu) + \sum_{\rho} \nu_{\rho\gamma} M_{\gamma} \omega_{\rho}. \quad (1.7)$$

Здесь  $\sum_{\rho} \nu_{\rho\gamma} M_{\gamma} \omega_{\rho} = \sigma [M_{\gamma}]$  - производство массы, равное числу молей на единицу объема компонента  $\gamma$ , преобразованных в результате химической реакции;  $\nu_{\rho\gamma}$  - стехиометрический коэффициент компонента  $\gamma$  в  $\rho$ -й реакции;  $M_{\gamma}$  - масса компонента;  $\omega_{\rho}$  - скорость  $\rho$ -й реакции;  $[M_{\gamma}] = \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} + \rho_{\gamma} \nu$  - поток массы компонента  $\gamma$ ;  $\rho_{\gamma}$  - плотность компонента  $\gamma$ ;  $\nu$  - скорость центра масс (скорость трения для нашего случая);  $\Delta_{\gamma}$  - скорость диффузии;  $\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}$  - диффузионный поток вещества (кондуктивный);  $\rho_{\gamma} \nu$  - конвективный поток вещества.

Здесь и в дальнейшем примем одномерное рассмотрение процесса, поэтому в уравнении баланса вместо объемной производной ( $\operatorname{div}$ ) используем частную производную по координате. Тогда уравнение баланса для массы (1.7), обусловленное химическими реакциями, диффузионными и конвективными потоками, примет вид

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = - \sum_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} + \rho_{\gamma} \nu) + \sum_{\rho} \nu_{\rho\gamma} M_{\gamma} \omega_{\rho}. \quad (1.8)$$

### 2. Уравнение движения



$$\rho \frac{dv}{dt} = \rho F - \frac{\partial p_{ij}}{\partial x}. \quad (1.9)$$

С учетом гидродинамической производной

$$\frac{d}{dt} = \frac{\partial}{\partial t} + \sum_i v \frac{\partial}{\partial x_i} \quad (1.10)$$

уравнение (1.9) примет вид

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v) = - \sum_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} (p_{ij} + \rho v_{\gamma}) + \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} F_{\gamma}. \quad (1.11)$$

Здесь  $F_{\gamma}$  - внешняя сила, действующая на единицу массы компонента  $\gamma$ , в том числе сила магнитного, электрического и других полей;  $p_{ij} = p_{ij}^e + \bar{\bar{p}}_{ij}$  - компонента тензора давления ( $p_{ij}^e$  -упругая часть;  $\bar{\bar{p}}_{ij}$  -диссипативная (вязкая) часть).

3. Уравнение сохранения внутренней энергии (без учета кинетической и потенциальной)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho e) = - \sum \frac{d}{dx} (\rho e v + W) + \sum_{\gamma} F_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} - p_{ij} \frac{\partial v}{\partial x}, \quad (1.12)$$

где  $e$  -плотность внутренней энергии на единицу массы;  $\rho e v$  - конвективный, а  $W$  - кондуктивный (тепловой) потоки энергии.

Используем *уравнение Гиббса* для нахождения уравнения баланса энтропии [22]:

$$T \frac{dS}{dt} = \frac{de}{dt} + p \frac{dV}{dt} - \sum_{\gamma} \mu_{\gamma} \frac{dN_{\gamma}}{dt}. \quad (1.13)$$

Здесь  $p$  – давление;  $V$  – объем единицы массы;  $\mu_{\gamma}$  - химический потенциал компонента  $\gamma$ ;  $N_{\gamma}$  - массовая концентрация



компонента  $\gamma$ . В (1.13) значения температуры  $T$ ,  $p$  и  $\mu_\gamma$  - взяты при локальном равновесии.

Умножая на  $\rho$  обе части уравнения (1.13) и учитывая,

что  $N_\gamma = \frac{\rho_\gamma}{\rho}$ , и принимая во внимание (1.10), получаем:

$$T\rho \frac{dS}{dt} = T\rho \frac{\partial S}{\partial t} + t \frac{\partial}{\partial x}(\rho v S); \quad (1.14)$$

$$\rho \frac{de}{dt} = \frac{\partial}{\partial t}(\rho e) + \frac{\partial(\rho v e)}{\partial x}; \quad (1.15)$$

$$P\rho \frac{dV}{dt} = P \frac{\partial(SV)}{\partial t} + P \frac{\partial(\rho v V)}{\partial x} \quad (1.16)$$

и

$$\begin{aligned} \rho \sum_\gamma M_\gamma \frac{dN_\gamma}{dt} &= \sum_\gamma M_\gamma \frac{\partial \rho_\gamma}{\partial t} = \sum_\gamma \left[ M_\gamma \frac{\partial \rho_\gamma}{\partial t} + \frac{\partial(\mu_\gamma v \rho_\gamma)}{\partial x} \right] = \\ &= \sum_\gamma \mu_\gamma \left[ \frac{\partial \rho_\gamma}{\partial t} + \frac{\partial(v \rho_\gamma)}{\partial x} \right]. \end{aligned} \quad (1.17)$$

Подставим (1.14 – 1.17) в (1.13)

$$\begin{aligned} T\rho \frac{dS}{dt} + T \frac{\partial(\rho v S)}{\partial x} &= \frac{\partial(\rho e)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v e)}{\partial x} + p \frac{\partial(\rho V)}{\partial t} + \\ &+ p \frac{\partial(\rho V v)}{\partial x} - \sum_\gamma \mu_\gamma \left[ \frac{\partial \rho_\gamma}{\partial t} + \frac{\partial(v \rho_\gamma)}{\partial x} \right]. \end{aligned} \quad (1.18)$$

$$\text{Но } V = \frac{1}{\rho}; \quad p \frac{\partial(\rho V v)}{\partial x} = p \frac{\partial v}{\partial x} \quad \text{и} \quad P \frac{\partial(\rho V)}{\partial t} = 0,$$

ПОЭТОМУ





$$T\rho \frac{dS}{dt} + T \frac{\partial(\rho v S)}{\partial x} = \frac{\partial(\rho e)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v e)}{\partial x} + p \frac{\partial v}{\partial x} - \sum_{\gamma} \mu_{\gamma} \left[ \frac{\partial \rho_{\gamma}}{\partial t} + \frac{\partial (v \rho_{\gamma})}{\partial x} \right]. \quad (1.19)$$

Из уравнения сохранения энергии (1.12) имеем

$$\frac{\partial(\rho e)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v e)}{\partial x} + p_{ij} \frac{\partial V}{\partial x} = \sum_{\gamma} F_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} - \frac{\partial W}{\partial x}, \quad (1.20)$$

а из уравнения сохранения массы (1.8.)

$$\sum_{\rho} v_{\gamma\rho} M_{\gamma} \omega_{\rho} - \sum_{\gamma} \frac{\partial(\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma})}{\partial x} = \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_{\gamma} v)}{\partial x}. \quad (1.21)$$

Подставим в (1.14) вместо первых трех членов правой части их значения из (1.20), а вместо последнего – (1.21) и полагая, что  $p_{ij} = p$ , получим

$$T\rho \frac{\partial S}{\partial t} + T \frac{\partial}{\partial x} (\rho v S) = \sum_{\gamma} F_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} - \frac{\partial W}{\partial x} - p \frac{\partial v}{\partial x} - \sum_{\gamma} \mu_{\gamma} \left[ \sum_{\rho} v_{\gamma\rho} M_{\gamma} \omega_{\rho} - \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}) \right]. \quad (1.22)$$

Так как  $-\sum_{\gamma} v_{\gamma\rho} M_{\gamma} \mu_{\gamma} = A$  – сродство химической реакции [65], то, разделив все члены (1.22) на  $T$ , получим

$$\frac{\partial(\rho S)}{\partial t} = - \frac{\partial(\rho v S)}{\partial x} - \frac{1}{T} \frac{\partial W}{\partial x} + \sum_{\gamma} \frac{\partial(\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma})}{\partial x} \left( \mu_{\gamma} \frac{1}{T} \right) + \sum_{\rho} A \rho \omega_{\rho} \frac{1}{T} + \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{F_{\gamma}}{T} - p \frac{\partial v}{\partial x} \frac{1}{T}. \quad (1.23)$$

Преобразуем второй и третий члены правой части (1.23)



$$\frac{1}{T} \frac{\partial W}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{W}{T} \right) = \frac{1}{T} \frac{\partial W}{\partial x} - W \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{1}{T} \right);$$

$$\sum_{\gamma} \mu_{\gamma} \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}}{T} \right) \right] = \sum_{\gamma} \mu_{\gamma} \left[ \frac{1}{T} \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}) - \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{1}{T} \right) \right]. \quad (1.24)$$

Так как тепловой поток  $W = -\lambda \text{grad}T$ , где  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности, то, подставляя в (1.23) выражения (1.24) и значения  $W$ , получаем

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho S)}{\partial T} = & \left[ \frac{1}{T} \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \sum_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}) \frac{\mu_{\gamma}}{T} - \frac{\partial}{\partial x} (\rho v S) \right] + \\ & + \left\{ \lambda \left( \frac{\partial T / \partial x}{T} \right)^2 + \sum_{\rho} A_{\rho} \omega_{\rho} \frac{1}{T} - \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \times \right. \\ & \left. \times \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\mu_{\gamma}}{T} \right) - \frac{F_{\gamma}}{T} \right] - p \frac{\partial v}{\partial x} \frac{1}{T} \right\}. \end{aligned} \quad (1.25)$$

Очевидно, в (1.25) первый член есть поток энтропии, а второй – производство энтропии согласно (1.5).

Для элемента пары трения, износостойкость которого необходимо оценить, уравнение баланса энтропии получим из локальной формы (1.5) интегрированием по объему

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V S dV = \int_V \sigma[S] dV - \int_V \text{div} J(S). \quad (1.26)$$

Из (1.25) и (1.26) получим

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V S dV = \int_V \left\{ \lambda \left( \frac{\partial T / \partial x}{T} \right)^2 + \sum_{\rho} A_{\rho} \omega_{\rho} \frac{1}{T} - \right.$$



$$\begin{aligned}
 & - \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\mu_{\gamma}}{T} \right) - \frac{F_{\gamma}}{T} \right] - p \frac{\partial v}{\partial x} \frac{1}{T} \Big\} dV - \\
 & - \int_V \left[ \frac{1}{T} \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \sum_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}) \frac{\mu_{\gamma}}{T} - \frac{\partial}{\partial x} (\rho v S) \right] dV \quad (1.27)
 \end{aligned}$$

или

$$\int_V \dot{S} dV = P[S] - \Phi[S]. \quad (1.28)$$

Здесь  $\dot{S}$  - производная энтропии по времени;  $P[S]$  и  $\Phi[S]$  - производство и поток энтропии, равные соответственно первому и второму слагаемым правой части выражения (1.27).

На производство энтропии влияют диссипативные механические процессы, роль которых можно учесть дополнительным

членом в производстве энтропии  $\frac{1}{T} \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}^P$  [42], где  $\sigma_{ij}$  - компо-

ненты тензора напряжений, а  $\varepsilon_{ij}^P$  - компоненты тензора скоро-

стей необратимой (пластической) деформации. Кроме этого, вклад в  $P[S]$  и  $\Phi[S]$  вносят термоэлектрические процессы [22]:

токовая добавка в производство энтропии составит  $i^2/jT$ , а в

поток энтропии -  $\tau \frac{\partial \tau}{\partial x} i \frac{1}{T}$ .

Здесь  $i$  - плотность электрического тока, протекающего через контакт;  $j$  - проводимость контакта;  $\tau$  - коэффициент (тепло) Томсона.

В итоге уравнение баланса энтропии примет вид

$$\begin{aligned}
 \int_V \dot{S} dV = \int_V \left\{ \lambda \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \sum_{\rho} \Delta_{\rho} \omega_{\rho} \frac{1}{T} + \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}^P \frac{1}{T} + \frac{i^2}{j} \frac{1}{T} - \right. \\
 \left. - \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} \frac{\mu_{\gamma}}{T} + \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{F_{\gamma}}{T} - p \frac{\partial v}{\partial x} \frac{1}{T} \right\} dV -
 \end{aligned}$$



$$- \int_V \left[ \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \frac{1}{T} + \tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T} + \sum_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}) \frac{\mu_{\gamma}}{T} - \frac{\partial}{\partial x} (\rho v S) \right] dV . \quad (1.29)$$

Производство энтропии (член в фигурных скобках) выражения (1.29) связано с неоднородностью распределения температуры (первое слагаемое), с химическими реакциями, вязкотекучими диссипативными и трибоэлектрическими процессами (третье и четвертое слагаемые), с наличием неоднородностей парциальных химических потенциалов, ответственных за диффузионные процессы (пятое слагаемое), и неоднородностей конвективной скорости  $v$  (последнее слагаемое). На величину производства энтропии влияют и посторонние силы  $F_{\gamma}$ , (внешнего электрического и магнитного полей), учитываемые в (1.29) дополнительным

членом 
$$\sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{F_{\gamma}}{T} .$$

Уравнение (1.29) может быть использовано для оценки интенсивности изнашивания, так как учитывает вклад в производство и поток энтропии термодинамические неоднородности различной физической природы.

### 1.2.3. Необходимые условия устойчивости системы трения

Закономерностью процесса трения является существование диапазона внешних возмущающих воздействий – скорости, давления, при которых износ трибосопряжения минимален. Производство энтропии определяет направление эволюции термодинамической системы. Как показал В. Эбелинг [284], при изменении некоторого физического параметра  $\alpha_0$  для закрытой системы ( $d_e S = 0$ ) (рис.1.4,а) энтропия  $S = \max$  в неравновесном состоянии. Производство энтропии  $P[S] = diS/dT$  в этом состоянии равно нулю, а вне равновесного состояния всегда положительно (см. рис.1.4,б).

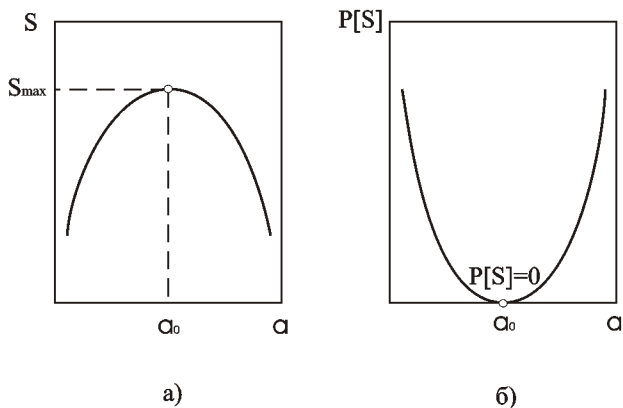


Рис.1.4. Энтропия (а) и производство энтропии (б) в закрытой термодинамической системе [284]

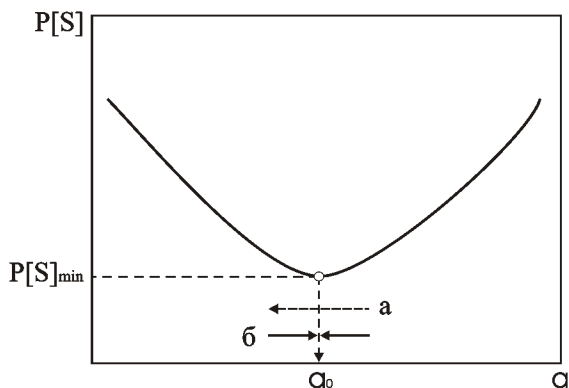


Рис.1.5. Производство энтропии в открытой линейной термодинамической системе вблизи положения текущего равновесия [284]:  
 а – направление случайного отклонения параметра;  
 б – направление эволюции системы

Пара трения как открытая термодинамическая система характеризуется наличием флуктуационных процессов и тем, что  $P[S] \neq 0$ . Поэтому в состоянии термодинамического равновесия  $P[S]$  будем иметь конечное, но минимальное значение (рис.1.5). При отклонении системы от равновесного состояния ( $a = a_0$ ) она спонтанно будет стремиться к состоянию с  $P[S]=min$ , при этом флуктуации не уничтожаются, а затухают.



Термодинамическая устойчивость при трении будет обеспечиваться действием процессов, приводящих к перестройке системы на новый материальный уровень и образованию диссипативных структур, Устойчивость системы трения в общем случае определяется влиянием термодинамических и гидродинамических эффектов, но термодинамическая устойчивость является необходимым условием образования диссипативной структуры.

Термодинамические и гидродинамические условия устойчивости системы трения соответственно имеют вид [284]

$$P[\varepsilon^2 \delta S] \geq 0, P[\tau^2 \delta E_{кин.}] \leq 0, \quad (1.30)$$

где  $\varepsilon^2$  и  $\tau^2$  - положительные весовые функции;  $P[\delta S] = \int_V \sum_{\alpha} \delta J_{\alpha} \delta X_{\alpha} dV$  - производство энтропии, выраженное через флуктуации термодинамических потоков  $\delta J_{\alpha}$  и сил  $\delta X_{\alpha}$ ;  $\delta E_{кин.}$  - флуктуации кинетической энергии.

Если учитывать в системе трения конвективные процессы, то термодинамическое условие устойчивости такой системы при превалирующей роли тепловых процессов будет иметь вид [284]

$$\int_V [\lambda \langle (grad \delta T)^2 \rangle - c p grad T \delta v_x \delta T] dV > 0, \quad (1.31)$$

после усреднения возмущений по поверхности трения в направлении по нормали к поверхности [62]

$$\int_0^h \left[ a \langle (grad \delta T)^2 \rangle - \frac{\partial T}{\partial x} \langle \partial v_x \delta T \rangle \delta t \right] dx > 0, \quad (1.32)$$

где  $a$  - коэффициент температуропроводности материала;  $h$  - глубина распространения температурной вспышки.

Физический смысл выражения (1.32) заключается в следующем: под действием температурного градиента  $\frac{dT}{dx}$  устанавливается стационарный баланс между производством энтропии за счет теплопроводности и кон-

вективным оттоком энтропии,



причем и теплопроводность, и конвекция обусловлены флуктуациями [284]. Следует отметить, что левая часть выражения (1.32) отражает изменение производства избыточной энтропии  $P[\delta S]$ . Если выражение (1.32) больше нуля, то система трения термодинамически устойчива на прежнем материальном уровне; она характеризуется определенными значениями производства избыточной энтропии  $P[\delta S]$  и производством энтропии для невозмущенного состояния (производство энтропии в нелинейной системе  $P[S] = P_0[S] + P[\delta S]$ ). При таком состоянии износ пары трения может быть значителен, так как активационные процессы превосходят пассивирующие возможности системы (правое слагаемое выражения (1.32) больше второго). С увеличением, например, скорости трения, температурные градиенты  $\frac{dT}{dx}$  по нормали к поверхности трения растут, изменяются флуктуации  $\delta T$ ,  $\delta v_x$  и при определенной скорости  $v_0$  выражение (1.32) обращается в нуль. Такое состояние системы является критическим, и при достаточных условиях происходит перестройка ее с образованием диссипативных структур трения, отличающихся от материалов пары трения более высокой степенью организации материи. В этом случае процесс трения будет протекать с минимальными значениями  $P_0[S]$  и  $P[\delta S]$ . Величина износа трибосопряжения при таком термодинамическом состоянии системы уменьшается.

#### **1.2.4. Схема термодинамических процессов при изнашивании инструментальных материалов**

Представленные выше принципиальные соображения об особенностях процесса изнашивания позволяют с термодинамических позиций подойти к управлению износостойкости инструментальных материалов, оценке интенсивности изнашивания и выбору оптимальных режимов. При этом необходимо иметь в виду, что тепловой канал диссипации энергии трения доминирует; самостоятельное влияние на процесс изнашивания могут оказывать температурные градиенты как термодинамические силы; тепловые процессы в определенном температурном интервале могут инициировать диффузионные и химические процессы; трение



есть результат совокупного действия флуктуационных процессов, происходящих в объемах, активизированных внешним воздействием; зона действия флуктуаций при трении ограничена тончайшими поверхностными слоями, в которых имеет место диссипация энергии трения по кинетическому механизму; флуктуационные процессы различной природы при трении и резании взаимосвязаны, влияют на температурные распределения и трибологические характеристики, определяют устойчивость системы трения к внешним возмущениям; тепловые флуктуации, накладываясь на стационарные температурные распределения, определяют поверхностную температуру. Кроме этого, окружающая среда, изменяя условия теплообмена, определяет уровень температурных градиентов в трущихся телах, перераспределяет тепловые потоки и, изменяя термодинамическую обстановку в зоне контакта, влияет на износ.

С учетом вышесказанного предлагается схема взаимодействия тепловых потоков, температурных градиентов и флуктуационных процессов в зоне трения (рис. 1.6.)

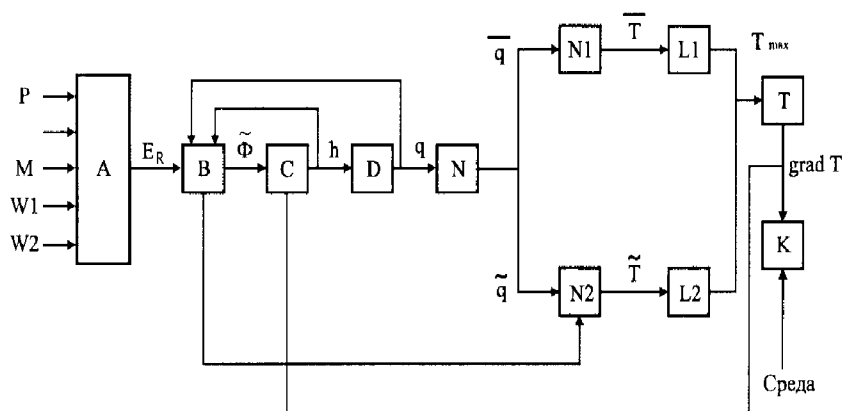


Рис.1.6. Схема диссипации тепловой энергии в трибосистеме

Входные параметры трения: скорость скольжения  $v$ ; нормальная нагрузка  $P$ ; свойства среды  $M$  и характеристики материалов пары трения  $W_1$  и  $W_2$  определяют энергию трения  $E_R$  (блок А). Энергия  $E_R$  расходуется на упругопластические деформации, т.е. собственно процесс трения (блок В). Порождаемая трением система возмущений  $\tilde{\Phi}$  (флуктуации различных параметров) (блок С) "формирует" размеры  $h$  (блок Д) и интенсивность





$q$  (блок N) источника тепловыделения. Последний можно представить суперпозицией флуктуационного источника  $\tilde{q}$  (блок N<sub>2</sub>) и квазистационарного  $\bar{q}$  (блок N<sub>2</sub>), которые определяют соответственно температурную вспышку  $\tilde{T}$  (блок L<sub>2</sub>) и поверхностную температуру  $\bar{T}$  (блок L<sub>1</sub>). Максимальная поверхностная температура  $T_{\max} = \bar{T} + \tilde{T}$  (блок T).

Диссипация тепловой энергии в среду или влияние на систему трения диссипативного источника M (блок K) определяет  $\text{grad}T$  в элементах трения соответственно объемные температуры. Изменение температурных градиентов через обратную связь оказывает влияние на систему  $\tilde{\Phi}$  (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  $i$  с интенсивностью флуктуационного теплового источника  $\tilde{q}$  (блок N<sub>2</sub>).

Температурные флуктуации удалось определить аналитически [103, 224, 226, 251] в предположении, что периодические возмущения температуры трения возникают на поверхности и затухают в направлении нормали.

Для стержневой модели уравнение теплопроводности (тело I) можно записать в виде

$$\partial(T)/\partial t = \alpha_1 \partial^2(\delta T) / \partial x^2. \quad (1.33)$$

С граничными условиями:

$$\alpha_1 \frac{\partial(\delta T)}{\partial x} \Big|_{x=0} = -\alpha q_\alpha; \quad \delta T_1 \Big|_{x=\infty} = 0, \quad (1.34)$$

где  $\alpha$  - коэффициент распределения теплового потока от температурных флуктуаций.

Периодический тепловой поток можно упрощенно записать в комплексной форме

$$q_\alpha = \tilde{q} e^{-i\alpha t}, \quad (1.35)$$

а периодическое по времени решение принять в виде



$$\delta T(x, t) = \Theta(x) e^{-i\omega t}. \quad (1.36)$$

После подстановки (1.36) в (1.33) получим

$$\delta T_i(x, t) = \frac{\alpha \tilde{q} \exp\left(-\sqrt{\frac{\omega}{2\alpha_2}} x\right)}{\sqrt{2\lambda_1} \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha_2}}} \exp\left[i\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\alpha_2}} x + \frac{\pi}{4} - \omega t\right)\right]. \quad (1.37)$$

Отделяя в (1.37) вещественную часть, будем иметь

$$\delta T_i(x, T) = \frac{\alpha \tilde{q}}{\lambda_1} \sqrt{\frac{\alpha_1}{\omega}} \exp\left(-x \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha_2}}\right) \cos\left(\omega t - x \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha_2}} - \frac{\pi}{4}\right), \quad (1.38)$$

где

$$\alpha = \frac{\lambda_1 \sqrt{\alpha_2}}{\lambda_1 \sqrt{\alpha_1} + \lambda_2 \sqrt{\alpha_1}}; \quad \tilde{q} = T_{cp} \tilde{v}, \text{ а } \tilde{v} = A\omega. \quad (1.39)$$

С учетом (1.39) выражение (1.38) примет вид

$$\delta T_1 = \delta T_{\max} \exp\left(-x \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha_1}}\right) \cos\left(\omega t - x \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha_1}} - \frac{\pi}{4}\right), \quad (1.40)$$

где

$$\delta T_{\max} = \frac{\tilde{q} \sqrt{\alpha_1 \alpha_2}}{(\lambda_1 \sqrt{\alpha_2} + \lambda_2 \sqrt{\alpha_1}) \sqrt{\omega}} \quad \text{— максимальная амплитуда температурных флуктуаций.} \quad (1.41)$$

Из (1.38) и (1.41) следует важный вывод о том, что с увеличением частоты флуктуационных процессов уменьшается амплитуда температурных возмущений. Так как трение – стохастический процесс, охватывающий спектр возмущений параметров на разных частотах, то оценку температурных возмущений можно провести с использованием несущей частоты флуктуационного процесса, на которой интенсивность флуктуационного источника



тепла будет максимальной. Как показали экспериментальные исследования, при резани металлов твердыми сплавами максимальная интенсивность источника  $\tilde{q}$  проявляется на частотах 5-12 кГц. Полученные результаты следует рассматривать как первое приближение, так как не учитывались флуктуации напряжений на контакте, влияние скорости скольжения на профиль скоростей пластического трения при резании, прямое влияние  $\text{grad } T$  на систему возмущений  $\tilde{\Phi}$  (см. рис. 1.6) и смещение максимума  $\tilde{q}$  по частотным диапазонам.

### 1.2.5. Расчетные зависимости для оценки интенсивности изнашивания инструментальных материалов

Для оценки интенсивности изнашивания инструментальных материалов необходимо учесть флуктуационные процессы в микрообъемах трущихся тел. Дополнительно используем понятие энтропийного критерия разрушения [192, 203, 223]. Смысл его состоит в том, что разрушение при трении микрообъемов изнашиваемого материала произойдет в момент времени  $t^*$ , к которому в материале будет накоплено критическое значение плотности энтропии  $S_*$ . К моменту отделения частицы износа в материале устанавливается соответствующее напряженно-деформированное состояние и температурное распределение; скорость накопления энтропии в микрообъеме обусловлена производством энтропии и ее потоком в среду. Если  $S_0$  – исходная плотность энтропии в материале (константа), то

$$S_* = S_0 + \int_0^{t^*} \dot{S} dt \quad \text{или} \quad \int_0^{T^*} S dt = S_* - S_0 . \quad (1.42)$$

Так как на разрушение микрообъема и образование частиц износа затрачивается лишь часть накопленной энтропии, то, введя коэффициент  $\psi$ , учитывающий долю накопленной энтропии, ответственной за разрушение при износе, получим



$$\int_0^{t''} \dot{S} dt = (S_* - S_0) \psi . \quad (1.43)$$

Интегрируя (1.43) по объему, получаем

$$\int_0^{t''} dT \int_V \dot{S} dV = (S_* - S_0) \psi \int_V dV . \quad (1.44)$$

Полагая, что к моменту образования частиц износа величина  $\int_V \dot{S} dV$  от времени не зависит, проинтегрируем (1.44)

$$t'' \int_V \dot{S} dV = (S_* - S_0) \psi V \quad \text{или} \quad V = t'' \psi^{-1} (S_* - S_0)^{-1} \int_V \dot{S} dV . \quad (1.45)$$

Скорость объемного износа  $dV / dt$  найдем, дифференцируя (1.45) по времени

$$dV / dt = \psi^{-1} (S_* - S_0)^{-1} \int_V \dot{S} dV . \quad (1.46)$$

Энтропию, накопленную в изнашиваемом материале, найдем, усредняя процессы на поверхности контакта. Тогда

$$dV / dt = \psi^{-1} (S_* - S_0)^{-1} F \int_0^h \dot{S} dx . \quad (1.47)$$

Интенсивность изнашивания  $J$  из (1.47) находим на основе известного соотношения  $J = (Fv)^{-1} dV / dt$  ( $F$  – номинальная площадь контакта,  $v$  – скорость трения)

$$J = \left( \int_0^h \dot{S} dx \right) / \psi v (S_* - S_0) . \quad (1.48)$$

Определяя в первом приближении  $\psi$  как отношение



производства избыточной (кинетической) энтропии  $P[\delta S]$  от флуктуационных процессов к накопленной энтропии в микрообъемах  $P[S]$ , получаем

$$J = \left\{ \int_0^h (P[S] - \Phi[S]) dx \right\}^2 / P[\delta S] \nu (S_* - S_0) . \quad (1.49)$$

Используя зависимость (1.28), уравнение баланса энтропии (1.29) и соотношение (1.49), получаем окончательно

$$J = \frac{\left\{ \int_0^h \left[ \lambda \left( \frac{dT/dx}{T} \right)^2 + \sum_{\rho} A_{\rho} \omega_{\rho} \frac{1}{T} + \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}^p \frac{1}{T} + i^2 j^{-1} \frac{1}{T} - \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\mu_{\gamma}}{T} \right) + \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{F_{\gamma}}{T} - p \frac{\partial \nu}{\partial x} \frac{1}{T} \right] dx - \int_0^h \left[ \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \frac{1}{T} + \tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T} + \sum_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}) \frac{\mu_{\gamma}}{T} - \frac{\partial}{\partial x} (\rho \nu S) \right] dx \right\}^2}{P[\delta S] \times \nu (S_* - S_0)} . \quad (1.50)$$

Опуская конвективные члены в (1.50), получаем

$$J = \frac{\left\{ \int_0^h \left[ \lambda \left( \frac{dT/dx}{T} \right)^2 + \sum_{\rho} A_{\rho} \omega_{\rho} \frac{1}{T} + \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}^p \frac{1}{T} + i^2 j^{-1} \frac{1}{T} - \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\mu_{\gamma}}{T} \right) + \sum_{\gamma} \rho_{\gamma} \Delta_{\gamma} \frac{F_{\gamma}}{T} \right] dx - \int_0^h \left[ \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \frac{1}{T} + \tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T} + \sum_{\gamma} \frac{\partial}{\partial x} (\rho_{\gamma} \Delta_{\gamma}) \frac{\mu_{\gamma}}{T} \right] dx \right\}^2}{P[\delta S] \times \nu (S_* - S_0)} . \quad (1.51)$$

Из (1.51) следует, что для снижения  $J$  необходимо термодинамические процессы при трении локализовать в тонкопленочном объекте на поверхности изнашиваемого материала (размер  $h$ ): пленках вторичных структур; слое смазки; сервовитной пленке меди в условиях избирательного переноса; в тонкослойном по-



крытии и др. При этом увеличится  $P[\delta S]$  и уменьшится плотность накопленной энтропии (числитель выражения (1.51)). Меньше изнашиваться будет материал, имеющий наибольшее значение критической плотности энтропии  $S_*$ . Это подтверждается многочисленными экспериментальными данными из практики повышения износостойкости пар трения путем использования различных методов термообработки, поверхностного упрочнения, легирования элементами с большими энергиями активации и др.

В совокупности с максимальной поверхностной температурой на величину  $J$  существенно влияет  $\text{grad } T$ , определяющий степень локализации теплового поля в изнашиваемом материале к поверхности контакта [206, 249], величина плотности накопленной энтропии в изнашиваемом материале, поток тепловой энтропии, обусловленный эффектом Томсона (член  $\tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T}$ ) в числителе выражения (1.50). Влияние  $\text{grad } T$  от тепловых процессов на интенсивность изнашивания в (1.50) учитывается лишь косвенно.

Так как при переносе инструментальных материалов доминирует тепловой канал диссипации энергии трения и налицо неоднородность распределения температуры  $t=t(x)$ , то, выражая в (1.28) производство и поток энтропии через параметры теплового поля [283, 206], получаем величину плотности накопленной энтропии в виде

$$\dot{S} = \lambda \frac{1}{T(x)} \cdot \frac{\partial^2 T(x)}{\partial x^2}.$$

Подставив это выражение в (1.48) и приняв  $\infty$  за верхний предел интегрирования, получим

$$J = \int_0^{\infty} \left[ \lambda \frac{1}{T(x)} \cdot \frac{\partial^2 T(x)}{\partial x^2} \right] dx / \psi v (S_* - S_0). \quad (1.52)$$

Выражая  $\partial^2 T(x) / \partial x^2$  через объемную плотность теплового источника теплопоглощения



$$\omega_0 \left( \partial^2 T(x) / \partial x^2 = -\frac{1}{\lambda} \omega_0 e^{-kx} \right)$$

и принимая, что мощность затрачивается на накопление в изнашиваемых микрообъемах критической плотности энтропии и образование частиц износа, заменяя действительное распределение температуры в изнашиваемом материале  $T(x)$  экспоненциальным вида

$$T(x) = T_{\Pi} \exp \left( x \frac{\partial T}{\partial x} / T_{\Pi} \right)$$

и полагая, что  $\omega_0 = -mT_{\Pi}^n (m > 0, n > 0)$ , а

$$\kappa = q \frac{\partial T(0)}{\partial x} / T_{\Pi} \quad (q > 1),$$

получим после интегрирования

$$J = \frac{mT_{\Pi}^n}{(g-1) \left[ \frac{\partial T(0)}{\partial x} \right] \psi \nu (S_* - S_0)}. \quad (1.53)$$

Здесь  $T_{\Pi}$  - максимальная поверхностная температура.

Из (1.53) следует, что при постоянной температуре контакта  $T$  интенсивность изнашивания инструментального материала, находящегося в стационарном тепловом режиме, зависит от локализации теплового поля к поверхности контакта, т.е. от градиента температуры, и уменьшается при увеличении модуля  $\text{grad } T(0)$ . С термодинамической точки зрения это означает увеличение потока энтропии в среду и уменьшение плотности накопленной энтропии тонкими поверхностными слоями материала. Этот вывод согласуется с результатами исследований В.Н. Кашеева [97] и В.И. Колесникова [108].

Как видно из (1.51), влияние скорости скольжения  $\nu$  на  $J$  неоднозначно, так как  $\nu$  входит в соотношение (1.51) не только в явном виде, но и через температуру [249], а поэтому влияет и на  $P[\delta S]$ , и на  $P[S]$ . Тем не менее, с ростом  $\nu$



(при преобладающем в заданной области режимов трения вида изнашивания) величина  $J$  может увеличиваться, уменьшаться или оставаться на относительно стабильном уровне, что не противоречит известным представлениям о минимизации износа при структурной приспособляемости [122, 123, 173], подтверждается и многочисленными данными, в том числе автора, об экстремальной зависимости износа от скорости как при трении, так и при резании [128, 148, 198, 250]

Предварительный анализ зависимости (1.51) подтверждает, что трибоэлектрические процессы влияют на интенсивность изнашивания двояким образом: могут увеличивать производство энтропии (член  $i^2 j^{-1} T^{-1}$ ) тепловым эффектом Джоуля и ускорением диффузионных процессов силой электрического, электростатического или магнитного полей  $F_\gamma$  (член  $\sum_\gamma \rho_\gamma \Delta_\gamma \frac{F_\gamma}{T}$ ) или влиять на поток энтропии из зоны контакта (член  $\tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T}$ ).

В этом случае, в зависимости от знака коэффициента (тепла) Томсона  $\tau$  и направления тока  $i$ , плотность накопленной в изнашиваемом материале энтропии возрастет (член  $\tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T}$  - со

знаком минус) или понизится (член  $\tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T}$  - со знаком плюс).

Конкретное влияние трибоэлектрических процессов на износ будет оценено после анализа цепей триботока, протекающего через контактные площади инструмента (гл.4).

Существенное влияние теплового эффекта от тока в производстве энтропии (член  $i^2 j^{-1} T^{-1}$  в зависимости (1.51)) маловероятно из-за малости контактного сопротивления [210, 219, 222] и сравнительно малых по силе триботочков.





## Глава 2. ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ ВОЗДЕЙСТВИЕ НА МАТЕРИАЛЫ

### 2.1. Общие сведения

По современным представлениям внешнее трение, кроме известного определения, что "трение – это процесс диссипации энергии", – это процесс упругопластической деформации тонких поверхностных слоев, обусловленный размножением, движением и взаимодействием дислокаций между собой и с другими дефектами структуры. Поэтому не случайно сегодня успешно развиваются подходы к расчетной оценке интенсивности изнашивания с использованием дислокационных моделей [99, 235, 290].

Проблема энергетического воздействия на трение и износ, естественно, должна рассматриваться с точки зрения изменения механо-физико-химических свойств контактируемых материалов пары трения, в первую очередь, поверхностных слоев, воспринимающих силовые и тепловые нагрузки.

Представляется необходимым это энергетическое воздействие (термин условный) рассматривать в двух направлениях: "внешнее" и "внутреннее". К внешним факторам энергетического воздействия на материалы можно отнести:

- наложение электрических и магнитных полей на материалы в условиях различных видов деформаций, а также при трении и резании;
  - введение импульсов электрического тока в зону деформации (электропластический эффект);
  - введение сильных электрических токов в зону трения (резания);
  - облучение электронами высоких энергий;
  - лазерное упрочнение;
  - ионная и электронно-ионная бомбардировка поверхности
- и др.

К внутренним источникам энергетического воздействия на материалы можно отнести явления, сопутствующие процессу трения (резания) и проявляющиеся как результат диссипации энергии:

- контактная электризация;
- электрохимические и электрокинетические явления;
- экзoeлектронная эмиссия;
- электроакустический эффект;



- электромагнитные явления;
- возникновение ЭДС самоиндукции (при разрыве контакта трущихся тел);
- эмиссия электронов высоких энергий;
- возникновение плазмы;
- термоэлектрические явления.



## 2.2. Внешние факторы энергетического воздействия на материалы

### 2.2.1. Влияние электрических и магнитных полей и импульсных токов на характеристики материалов

С точки зрения физических процессов, происходящих в материале при внешнем электромагнитном (в самом общем случае) воздействии, электромагнитное поле может рассматриваться как фактор воздействия на прочностные и пластические характеристики материала и как способ сообщения дополнительной энергии атомам, связанным в кристаллической решетке твердого тела силами электромагнитного происхождения. Анализ [62] показывает, что реально существующие поля не могут изменить энергетического состояния твердого тела с идеальной кристаллической решеткой. При напряженности электрического поля  $E=3$  МВ/м энергия, сообщаемая электронами кристаллической решетке  $W_3=Eae \cong 10^{-3}$  эВ (а – параметр решетки, е – заряд электрона), меньше энергии тепловых колебаний атомов  $W_T = kT \approx 3 \cdot 10^{-2}$  эВ при комнатной температуре (k– постоянная Больцмана, T – абсолютная температура) и меньше энергии, сообщаемой атому в упругом поле при относительной деформации

$$\varepsilon = 1\% - \omega_\varepsilon = \frac{1}{2} \varepsilon^2 C a^3 \approx 1 \text{ эв} \quad (C - \text{модуль Юнга}) \quad [62].$$

Поэтому влияние электромагнитных полей на прочностные и пластические характеристики материалов реально может проявиться через дефекты структуры или вторичные эффекты (нагрев и др.) [62]. Одними из первых отечественных теоретических исследований, где рассматривается воздействие потока электронов на движущиеся дислокации, следует считать работы В.Я. Кравченко [125, 126], в которых решалась задача о влиянии дрейфующих под действием внешнего электрического поля электронов проводимости на дислокацию, движущуюся в направлении дрейфа. Были получены зависимости для оценки дополнительной силы, действующей на дислокацию со стороны электронов для металлов (2.1) и полупроводников (2.2) [126]:



$$F_m \cong \frac{e}{4} \left( \frac{V_o}{V} - 1 \right) \frac{v}{\tilde{v}} \frac{\partial n_0}{\partial \mu} \Delta^2; \quad (2.1)$$

$$F_n \cong \left( \frac{V_o}{V} - 1 \right) \frac{\tau v}{\varphi e^2} \beta^2 e^2 \left( 1 + \frac{\ell}{R} \right). \quad (2.2)$$

Здесь  $F_m$  и  $F_n$  – силы, действующие на единицу длины дислокации,  $\tilde{v}$  – скорость электрона на поверхности Ферми;  $n_0$  – плотность электронов в деформируемой решетке;  $\mu$  – химический потенциал;  $\Delta$  – константа деформационного потенциала;  $\beta$  – вектор Бюргерса;  $v_o = ME_o$  – скорость дрейфа электрона ( $M = e\tau/m$  – подвижность электрона,  $\tau$  – время,  $m$  – эффективная масса,  $e$  – заряд электрона);  $E_o$  – внешнее электрическое поле;  $v$  – скорость дислокационной линии в данной точке;  $R$  – дебаевский радиус экранирования;  $\ell$  – длина свободного пробега электрона;  $\varphi$  – тензор диэлектрической проницаемости;  $\beta$  – пьезоэлектрический тензор.

Зависимости (2.1) и (2.2) качественно отражают степень влияния электрического поля на ускорение движения дислокаций. По оценкам В.Я. Кравченко [126], для металлов электронное ускорение может проявиться при низких температурах и в металлах трудно обеспечить скорость движения дислокаций больше, чем  $v_o$ , так как их высокая теплопроводность препятствует созданию большого  $E_o$ . В полупроводниках эффект ускорения усиливается и, например, для CdS с сильной пьезоэлектрической связью проявляется даже при комнатной температуре [126]. Таким образом, для металлов прямое ускоряющее действие электрического поля на дислокации практически не проявляется.

О.А. Троицким [255] установлено влияние импульсов тока порядка  $10^3 \text{ А/мм}^2$  с продолжительностью  $10^{-4} \text{ с}$  на скачкообразное изменение напряжений течения металла под нагрузкой ("электропластический эффект"). Растяжение монокристаллов Zn, Pb и Sn со скоростью  $1,7 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}$  проводилось в пучке электронов, полученных на ускорителе (совмещенное действие тока и облучения), при этом основные элементы скольжения растягиваемых образцов располагались параллельно пучку электронов (соблюдалось условие совпадения направления дрейфа электронов с направлением движения большинства дислокаций) [126]. На диаграммах наблюдались скачки деформирующего усилия из-за скач-



ков пластической деформации во время действия импульсов тока, причем при облучении пики электропластического эффекта имеют большую величину, чем без облучения. Эти результаты (табл. 2.1) автор [255] объясняет механизмом электронного ускорения пластической деформации за счет взаимодействия электронов с дислокациями.

Таблица 2.1  
Значение пиков электропластического эффекта для облученных ( $\Delta P_o$ ) и необлученных ( $\Delta P_n$ ) кристаллов

Монокристаллы	Величина импульсов, В	Температура, °С	Величина пиков, Г/мм <sup>2</sup>		$\frac{\Delta P_o - \Delta P_n}{\Delta P_n} \cdot 100\%$
			$\Delta P_o$	$\Delta P_n$	
Zn	100	18...20	12...14	9...10	33...40
Sn	100	-52...-54	18...22	10...12	80...83
Pb	100	-52...-54	20...26	10...24	80...100

Из представленных данных табл.2.1 следует, что с понижением температуры при деформации в пучке электронов эффект облучения усиливается; автор [255] объясняет это взаимодействием бомбардирующих и собственных, возбуждаемых облучением, электронов с дислокациями, из-за чего ускоряется их движение. Необходимо обратить внимание еще на один интересный результат, полученный в работе [255]. Обнаружено существенное влияние скорости деформации кристаллов Zn различных ориентаций на величину единичного скачка пластической деформации (в импульсном токовом режиме) (рис.2.1) с наличием двух зон: возрастание эффекта облучения (зона А) и уменьшение эффекта (зона В). Эти экспериментальные результаты объясняются увеличением мощности скопления дислокаций (на участке А); в зоне В при больших скоростях деформации эффект снижается из-за появления в кристалле большого числа движущихся дислокаций и снижением роли скоплений.



Оценивая полученные на рис.2.1 результаты с позиций синергетики, можно утверждать, что точки перелома экспериментальных прямых  $\Delta P - \Delta \ln \dot{\epsilon}$  есть точки бифуркаций в поле усилий и скоростей пластических деформаций кристаллов цинка.

Полярность импульсного тока также оказывает влияние на величину электропластического эффекта, на релаксированную часть напряжений для монокристаллов цинка при растяжении с импульсным током частотой 1200 Гц, амплитудой 30 А/мм<sup>2</sup> и длительностью импульсов

$90 \cdot 10^{-6}$  с при плотностях тока 3 А/мм<sup>2</sup>. Как видно из рис.2.2, при смене полярности эффект составляет 15...20%. Смена полярности вызывает изменение скорости, и деформации ползучести (рис.2.3) [239].

Важным результатом исследований [239, 255] является обнаружение влияния полярности тока на пластическую деформацию металла, скорость релаксации напряжений и скорость ползучести за счет взаимодействия свободных электронов с дислокациями.

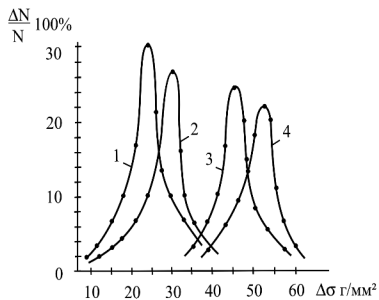


Рис.2.2. Распределение релаксированных напряжений в периоды паузы по 3 мин. (1 и 2) и по 6 мин. (3 и 4) для кристаллов цинка, легированного кадмием: 1 и 3 – прямая полярность; 2 и 4 – обратная полярность [239]

Законченной теории электропластического эффекта пока

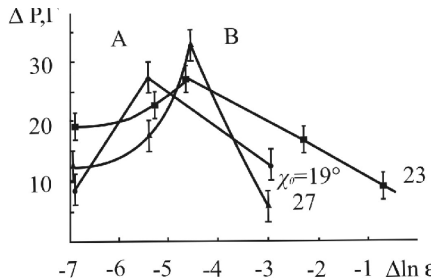


Рис.2.1. Зависимость величины единичного скачка электропластического эффекта от скорости деформации в кристаллах во время прохождения импульсов тока 100 В [255]

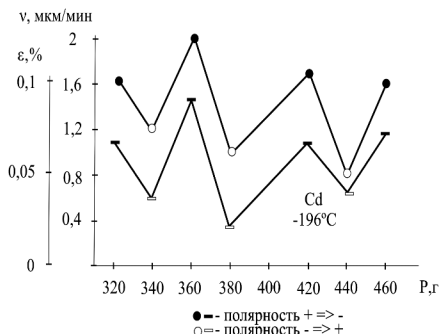


Рис.2.3. Влияние направления тока в кристаллах кадмия на изменение скорости и деформации ползучести за 40 мин. нагружения [239]



нет, но явление пластификации металла при его деформации с пропусканием тока получило практическое применение в новых технологических процессах прокатки и получения труднодеформируемых металлов и сплавов – молибдена, вольфрама и рения [240].

С.Т. Кишкин и А.А. Клыпин [100] изучали роль электрических и магнитных полей на ползучесть как для магнитных, так и немагнитных материалов, кристаллическая решетка которых имеет собственное электромагнитное поле. Применяли магнитные поля напряженностью около 50 Гс, электрические поля напряженностью менее 10 В/мм и тока, проходящего по образцу, с плотностью  $0,15 \text{ А/мм}^2$ . Влияние напряженностей электрического (E) и магнитного (B) полей, а также плотности тока  $i$  на скорость ползучести разных по свойствам металлов и сплавов представлено в табл.2.2 [100], из которой видно, что энергетическое воздействие всех уровней увеличивает скорость ползучести.

Таблица 2.2

Скорость ползучести до и после воздействия электрического и магнитного полей и тока

Металл или сплав	Условия эксперимента					Скорость ползучести, %, ч	
	T, °C	$\sigma$ , кгс/мм <sup>2</sup>	B, Гс	E, В/мм	I, А/мм <sup>2</sup>	до воздействия	после воздействия
Кобальт	500	20	-	10	-	0,1	0,96
	"	20	-	-	0,1	0,06	2,2
	800	8	5	-	-	0,24	1,0
Медь	400	6	5	-	-	0,55	1,5
	"	4	-	10		0,05	0,45
	"	4	-	-	0,15	0,55	1,8
Никель	800	3	-	-	0,15	0,06	1,5
Углеродист. сталь	500	20	-	-	0,15	0,5	3,6
Алюмин. сплав	300	2	-	-	0,15	0,03	1,5
Титан	600	6	-	-	0,15	0,05	1,5



Ю.М. Коробов и Г.А. Прейс [116, 117] установили, что при сухом трении и импульсном воздействии слабых трибоэлектрических токов дрейфовая скорость микронеровности контактируемых поверхностей электронов  $v_o \sim 0,01-0,1$  м/с сопоставима со скоростью движения дислокаций:  $v \approx (0,8-2) \cdot 10^{-5}$  м/с – в титане и  $v \approx (0,1-1)$  м/с – в цинке. Авторы считают, что электропластический эффект облегчает пластическую деформацию по механизму, отмеченному ранее в работах [125, 126, 165, 239, 255], и при трении играет положительную роль. По мере пластического деформирования поверхности металла (речь идет о времени приложения деформирующего усилия) повышается прочность, снижаются пластичность и дополнительный выход дислокаций на поверхность, стимулированный электрическим током. Поэтому для конкретных условий изнашивания, по мнению авторов [116, 117], оценку роли электропластического эффекта следует производить с учетом этих двух конкурирующих процессов.

Электропластический эффект наблюдался при трении никеля по никелю [169] (нагрузка 80 КПа, смазка ЦИАТИМ – 201) с прохождением через контакт относительно слабых электрических токов (до 10 мА) и без тока, причем менялось направление тока (за прямое направление тока применялось присоединение истираемого образца к минусу источника тока). При трении с током (до 10 мА) обнаружено значительное разупрочнение поверхностных слоев, которое изучалось методом ферромагнитного резонанса (ФМР), рентгеноструктурного анализа и микротвердости. Уширение линий ФМР в пластически деформируемом ферромагнетике определяется наличием дислокаций в кристаллической решетке (между плотностью дислокаций  $\rho$  до значений порядка  $1 \text{ мкм}^{-2}$  и шириной  $\Delta N$  линии ФМР существует линейная зависимость) [40]. На рис.2.4 и 2.5 представлены зависимости ширины  $\Delta N$  линии ФМР, микротвердости и ширины  $\Delta \Theta$  рентгеновских дифракционных линий: с увеличением силы тока эти характеристики уменьшаются, достигая минимального значения при токе 10 мА, а затем опять повышаются.



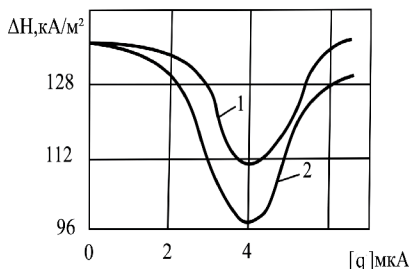


Рис.2.4. Влияние силы тока на изменение ширины  $\Delta H$  линий ФМР: 1- образец подключен к положительному полюсу; 2 – то же, к отрицательному полюсу [169]

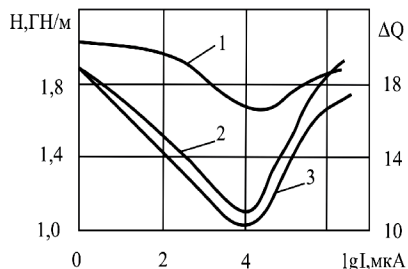


Рис. 2.5. Влияние силы тока на изменение ширины  $\Delta \Theta$  рентгеновских линий и микротвердости  $H$ : 1 –  $H = f(I)$ ; 2 и 3 – плюс и минус на образце [169]

Максимальное сужение линий  $\Delta H$  при прямом направлении тока составляет около 67 % от ширины линии при трении без тока. Значительное сужение линий  $\Delta H$  обусловлено, по мнению авторов [169], достижением критической плотности дислокаций и разупрочняющими процессами в связи с выходом дислокаций на поверхность под влиянием направленно дрейфующих в решетке электронов проводимости. Изменение микротвердости и ширины линий  $\Delta \Theta$  (см. рис.2.5) подтверждает тот факт, что сужение линий ФМР связано с разупрочнением кристаллической решетки.

Разница в сужении линий  $\Delta H$  при прямом и обратном направлении тока вызвана тем, что электроны проводимости "перемещают" дислокации от поверхности контакта вглубь или тормозят этот процесс. При увеличении силы тока (за точками бифуркаций на рис.2.4 и 2.5) уширение линий  $\Delta H$  обусловлено упрочнением кристаллической решетки в результате самозакалывания, затрудняющего перемещение дислокаций.

Обработка материалов импульсным электрическим током изменяет их структуру и характеристики усталости. В [238] изучали механизмы, ответственные за электропластификацию (термин взят из [238]) предварительно закаленной углеродистой стали 60ГС2. Электростимулирование осуществляли импульсным электрическим током частотой 70 Гц в течение 15 с после  $1,2 \cdot 10^5$  циклов нагружения и испытания с током до полного разрушения образцов. В результате электростимулирования усталостных испытаний установили: снижение плотности дислокаций до размеров  $2 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$ ; увеличение средних размеров субзерен до 1,8 мкм (против 1,15 мкм); распад твердого раствора на основе  $\alpha - Fe$  и образование частиц карбидной фазы; частичное  $\alpha - \gamma$  - мар-



тенситное превращение; уход атомов углерода с дислокаций. Эти факторы способствуют повышению ресурса усталостной долговечности материала.

В [24] представлены материалы исследований влияния магнитного поля напряженностью 320 кА/м на твердость и количество остаточного аустенита при отпуске закаленной быстрорежущей стали Р6М5. При 560°С и выдержке 1 ч однократный отпуск стали Р6М5 в магнитном поле приводит к полному превращению остаточного аустенита, в результате чего повышаются твердость и износостойкость стали. Магнитно-импульсная обработка (МИО) сверл из сталей Р18 и Р6М5 при сверлении стали 45 НФ и оптимальной напряженности поля 300...800 кА/м обеспечила повышение стойкости в 1,6...2,5 раза.

В работе показаны результаты исследований упрочнения инструмента импульсным электрическим током, пропускаемым через инструмент, обеспечивая одновременно нагрев под закалку и отпуск. Как утверждает автор [24], импульсный электрический ток действует в первую очередь на элементы структуры с избыточной запасенной энергией – области со скоплением дислокаций, вакансий, примесных атомов, обеспечивая повышение твердости, вязкости, прочности и пластичности, а значит, и износостойкости. Ю.В.Баранов изучал влияние скорости нагрева, задаваемой длительностью импульса и величиной тока, на микротвердость  $H$ , ударную вязкость  $\alpha$  и износостойкость  $J$  стали Р6М5 после нагрева до  $T = 250^\circ\text{C}$ . На рис.2.6 показаны некоторые результаты для одного термоцикла; экспериментальные кривые имеют два экстремума: при  $u < 500^\circ\text{C}/\text{c}$  и при  $u = 800...1000^\circ\text{C}/\text{c}$ . Последний диапазон - оптимальный, так как соответствует минимуму износа, т.е. и в этом случае имеем точки бифуркаций в поле скоростей нагрева (величин токов).

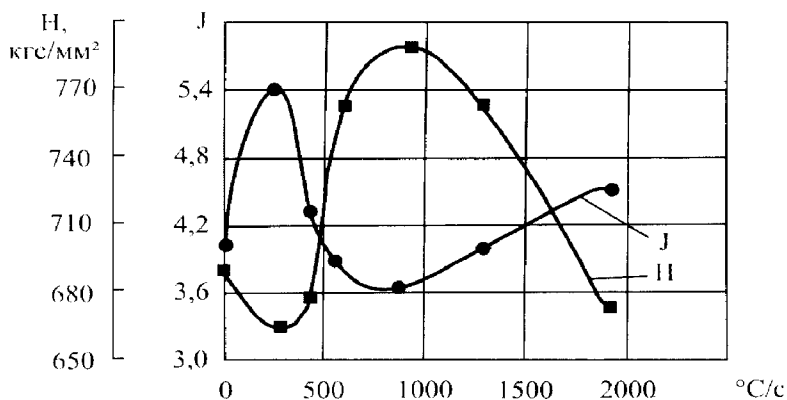




Рис.2.6. Влияние скорости нагрева (величины тока) при пропускании импульсов тока на твердость и износостойкость [24]

К сожалению, в [24] не сделано акцента на физику влияния тока на процесс упрочнения; автор ограничивается лишь влиянием импульсного тока на выделение мелких карбидов, что приводит к упрочнению матрицы. С увеличением скорости нагрева создаются благоприятные условия для образования карбидов WC, MoC и VC, которые зарождаются на дефектах структуры, границах зерен, микропор, скоплениях дислокаций.

Влияние электромагнитных эффектов Риги-Ледюка, Нернста-Эттинсгаузена на процесс изнашивания преимущественно инструментов из быстрорежущей стали (ферромагнетик) отражено в работах Г.И. Якунина с сотрудниками [291, 292]; [285. С.49-55]; [286. С.128-132], С.Н. Постникова [177,178], А.А. Анцупова [12], М.Т. Балабекова [23], Н.Г. Молчановой [157] и др. [109]. Не останавливаясь на анализе этих работ, что уже было неоднократно сделано ранее [179, 230], отметим лишь, что внешние магнитные поля, накладываемые на зону резания и иницируемые термотоком, по мнению авторов [12, 23, 157, 177, 178, 291, 292], влияют на величину и направления тепловых потоков в зоне резания, а через них – на износ и стойкость инструмента, однако, использование этих эффектов не всегда дает положительные результаты.

Следует обратить внимание на изменение энергетического состояния материала при воздействии на него магнитного поля [149]. У ферромагнитных материалов после магнитно-импульсной обработки (МИО) повышается тепло- и электропроводность за счет направленной ориентации свободных электронов вещества внешним полем, т.е. изменяются физические и связанные с ними механические свойства.

Если говорить о конкретном ферромагнитном материале, то в процессе получения в нем содержится некоторое количество избыточной энергии  $F$ , связанной с концентрацией внутренних и поверхностных напряжений. Эту энергию необходимо снизить до минимального уровня внешним воздействием, например, МИО. Очевидно,  $F \rightarrow F_{min}$  (вариант  $F \rightarrow 0$  маловероятен) за счет вводимого в материал некоторого количества электромагнитной энергии  $W_0$ , причем  $W_0 \rightarrow F$ . Если  $W_0 = K_1 BHV$  - энергия магнитного поля (Дж), развиваемая соленоидами установок МИО, то

$$W_0 = WK_2 = K_1 K_2 BHV \equiv F, \quad (2.3)$$

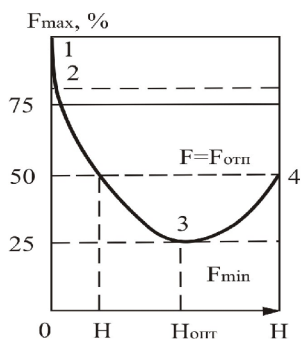


Рис.2.7. Изменение избыточной энергии  $F$  в ферромагнитке в зависимости от напряженности поля  $H$  при МИО [149]

где  $K_1$  – коэффициент потерь энергии при МИО;  $B$  – магнитная индукция в соленоиде, Тл;  $H$  – напряженность магнитного поля, А/м;  $V$  – объем пространства, где концентрируется магнитное поле, м<sup>3</sup>;  $K_2$  – коэффициент неучтенных потерь энергии.

Для каждого материала существует оптимальное значение внешнего магнитного поля  $H$ , при котором избыточная энергия  $F$ , а значит, концентрация напряжений в материале, уменьшаются [149] (рис 2.7).

В условиях трения установлена корреляционная связь относительной износостойкости стали Р6М5 и магнитной проницаемости  $\varphi$  как параметра, определяющего величину намагниченности материала и энергию, затрачиваемую на намагничивание  $W_n = K_3 M$ , где  $M$  – величина намагниченности, а  $K_3$  – коэффициент свойств материала. Из рис. 2.8 следует, что существует (и для каждого материала это будет свое значение) оптимальная величина напряженности, где намагниченность и стойкость имеют максимальные значения.

Таким образом, для условий эксперимента (см. рис.2.8) значение  $H = 4,0 \cdot 10^5$  А/м есть точка бифуркации в поле напряженности  $H$ .

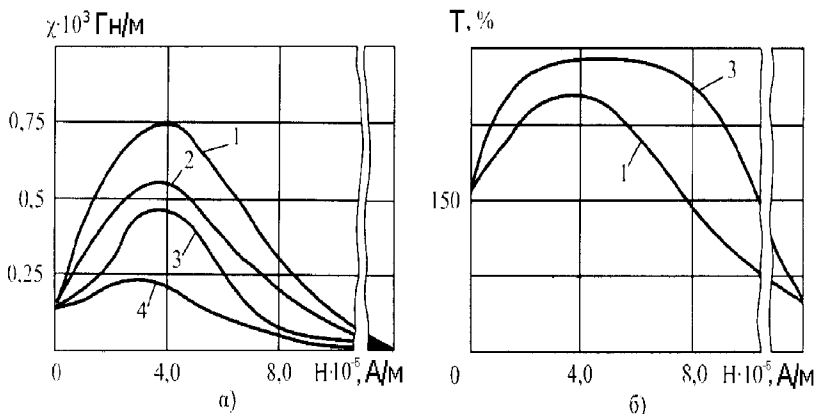


Рис.2.8. Зависимость магнитной проницаемости  $\varphi$  (а) и относительной износостойкости образцов Т(б) из стали Р6М5 от напряженности поля соленоида Н (длительность импульса 0,6 с): 1– Т=293К; 2– Т=343 К; 3– Т=593К; 4– Т= 793К

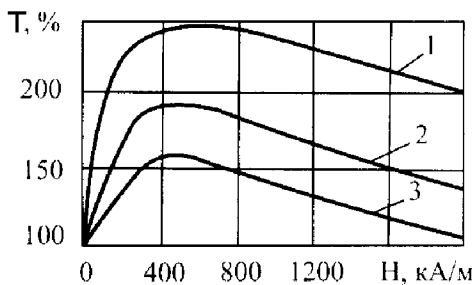


Рис.2.9. Влияние напряженности магнитного поля с длительностью импульсов 1с на стойкость сверл  $\varnothing 10,5 \text{ мм}$  при обработке стали 45ХНФ [149]: 1 – P18; 2 – P9К5Ф; 3 – P6М5

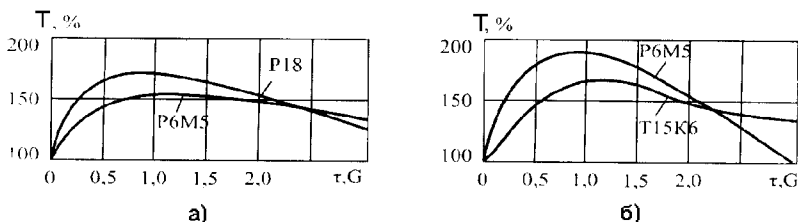


Рис. 2.10. Влияние продолжительности МИО полем  $H = 430 \text{ кА/м}$  на относительную стойкость сверл  $\varnothing 10,5 \text{ мм}$  (а) и фрез  $\varnothing 100 \text{ мм}$



(б) при резании стали 40х [149]

Результаты стойкостных испытаний режущих инструментов, обработанных по технологии МИО [149], также показали наличие оптимальных значений напряженности магнитного поля и времени МИО, при которых стойкость максимальна (рис.2.9-2.10).

## **2.2.2. Электроконтактный подогрев (ЭКП) срезаемого слоя**

### *2.2.2.1. Особенности резания с подогревом срезаемого слоя*

Сравнительно давно в практике металлообработки известен способ подогрева срезаемого слоя для повышения эффективности процесса или осуществления в принципе собственно процесса резания. Систематический обзор выполненных у нас в стране работ по "горячему резанию" приведен в [1, 14, 164, 183]. Известно несколько способов подогрева:

- предварительный подогрев заготовок в плазменных или электрических печах; поверхностный нагрев заготовок токами высокой частоты (ТВЧ);

- зонный подогрев заготовок (срезаемого слоя) с помощью газовой горелки, электрической дуги, электроконтактным способом, с помощью плазмотрона (плазменно-механическая обработка, (ПМО)).

Наибольшее распространение в настоящее время получили методы ЭКП и ПМО, их сравнительные особенности проанализированы в [1, 164, 183].

Независимо от способа "горячего резания", как следует из анализа данных, представленных в [1, 164, 183], и результатов исследований последних лет [110, 121, 161, 298, 299, 309], нагрев срезаемого слоя при точении, сверлении, торцевом фрезеровании и разрезке проката дисками и фрезами эффективен для высокопрочных и труднообрабатываемых чугунов, сталей и сплавов, наплавленных и порошковых покрытий, закаленных сталей. Нагрев срезаемого слоя до оптимальных температур обеспечивает:

- 1) снижение прочности обрабатываемого металла, из-за чего уменьшаются сопротивление материала пластической деформации в зоне стружкообразования, контактные нагрузки на инструмент, силы и работа резания;

- 2) возможность повышения механических характеристик инструментального материала (предела прочности на изгиб), прежде всего, твердого сплава, и снижения выкрашиваний и усталостных разрушений;

- 3) формирование в материале заготовки неравномерного



поля напряжений, которое в совокупности со структурными превращениями в нагретом материале приводит к макроразрывам и другим нарушениям сплошности в поверхностных слоях заготовки, облегчает процесс стружкообразования;

4) изменение характера стружкообразования, переход от стружки скалывания к сливной при обработке твердых и хрупких материалов, из-за чего в 2...3 раза увеличивается длина контакта стружки с передней поверхностью;

5) изменение параметров трения на контактных площадках инструмента, снижение нормальной нагрузки и силы трения, приходящейся на единицу площади, образование на контактных площадках инструмента тонкого пластического слоя толщиной 4...25 мкм;

6) неизменность при нагреве природы и пространственного расположения основных источников теплообразования, но повышение интенсивности каждого из этих источников и, соответственно, общей мощности резания;

7) образование при нагреве электрическим током пленок вторичных структур в виде окислов оптимального состава, выполняющих функцию смазки между контактными поверхностями инструмента и детали и облегчающих процесс резания;

8) переход одного вида изнашивания в другой: абразивного – в адгезионный и окислительный, адгезионного – в диффузионный и др.

Анализ известных автору многочисленных экспериментальных данных показывает, что подогрев срезаемого слоя не эффективен в смысле повышения стойкости инструмента при обработке сверхтруднообрабатываемых жаропрочных сплавов, а также при резании других материалов – стали ШХ15, Г13Л, когда температура подогрева превышает допустимую. Другими словами, существует температура предварительного подогрева  $T_n$  или температура, обусловленная протеканием электрического тока через зону резания, которая в процессе обработки не должна превышать предельной температуры резания  $T_{пр}$ , выше которой резание вообще невозможно; причем, чем выше скорость резания и сечение среза, тем меньше разность  $T_{пр} - T_n$ .

Необходимо обратить внимание и на экспериментально обнаруженные факты экстремальности стойкости (производительности) инструмента при вариации скорости резания, температуры предварительного нагрева или силы тока, вводимого в зону резания.

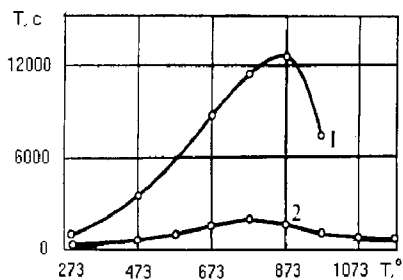


Рис.2.11. Влияние температуры предварительного нагрева стали Г12 на стойкость тердосплавных резцов Т15К6 ( $\gamma=10^\circ$ ,  $\phi=\phi_1=45^\circ$ ): 1 –  $v=0,38$  м/с; 2 –  $v=1,43$  м/с (данные В.Г.Люби-мова [1, 183])

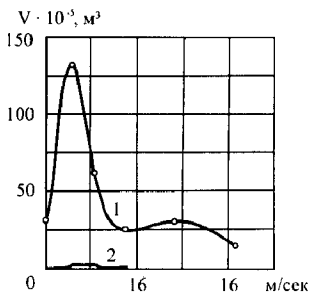


Рис.2.12. Зависимость  $v_c$  объема срезаемого слоя от скорости резания при фрезеровании сплавом ВК8 модифицированного чугуна ( $\gamma=0^\circ$ ,  $\alpha=15^\circ$ ,  $S_z=1 \cdot 10^{-3}$  м/зуб): 1 – резание с подогревом до  $T_n=1073$  К; 2 – обычное резание (данные Т.Н.Лоладзе с сотрудниками [183])

На рис. 2.11 и 2.12 представлены результаты влияния скорости резания и температуры предварительного нагрева на стойкость резцов из Т15К6 и торцевых фрез из ВК8 (цитируем по [183]), а на рис.2.13 и 2.14 – данные, полученные в Познанском техническом университете при точении с ЭКП высокопрочного хромистого чугуна твердым сплавом Н10 [298] и нержавеющей стали Х18Н9Т резцами из быстрорежущей стали SW7М с покрытием TiN [309].

Сравнивая эти результаты с многочисленными данными изучения оптимальных режимов (часть из них представлена в [148, 198, 203], наблюдаем аналогию хода кривых "износ – скорость резания" в обычных условиях резания (данные [198, 203] и с дополнительным нагревом. Поэтому есть все основания применить к анализу процесса резания с ЭКП основные положения термодинамики необратимых процессов, эволюции систем с трением [22], говорить о термодинамических условиях достижения максимальной эффективности ЭКП.



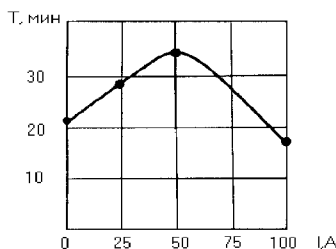


Рис. 2.13. Влияние силы тока, вводимого в зону резания высокопрочного хромистого чугуна (HB=450; Cr=3 %, C = 3,2 %), на стойкость твердосплавных резцов H10 ( $t=1 \cdot 10^{-3}$  м,  $v=0,25$  м/с) (данные А.И. Бокова [298])

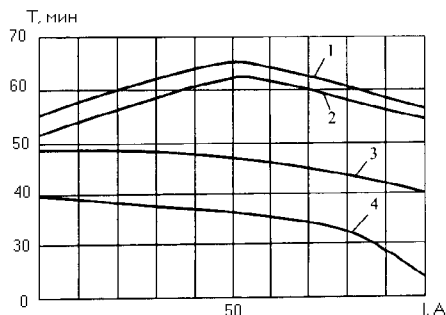


Рис. 2.14. Зависимость  $T=f(I)$  для обработки стали X18H9T резцами из быстрорежущей стали SW 7M (типа P6M5K5) с покрытием TiN ( $t=1 \cdot 10^{-3}$  м/об): 1-  $v=0,36$  м/с; 2-  $v=0,39$  м/с; 3-  $v=0,42$  м/с; 4-  $v=0,45$  м/с (данные А.В. Гордиенко [309])

Другими словами, выбирая оптимальное сочетание режима резания и температуры предварительного нагрева для достижения упомянутого эффекта, получаем реальную возможность управлять интенсивностью изнашивания при ЭКП, прежде всего, созданием оптимального теплового режима в зоне резания.

### 2.2.2.2. Тепловое состояние зоны резания в условиях электроконтактного подогрева

Дополнительная тепловая энергия, введенная в зону резания, независимо от вида комбинированной обработки, как было показано выше, решает две главные задачи: разупрочняет обрабатываемый материал и изменяет условия трения на контактных площадках инструмента.

Если рассматривать процесс ЭКП, реализуемый пропуском через зону резания электрического тока большой силы и малого напряжения, то итоговое температурное поле зоны резания будет определяться, кроме тепла деформации и трения на контактных площадках, еще и теплом, выделенным на сопротивлениях этой зоны согласно зависимости

$$Q_i = I^2 R_i t, \quad (2.4)$$

где  $I$  – сила тока, А;  $R_i$  –  $i$ -е сопротивление в цепи "инструмент-деталь", Ом;  $t$  - время, с.



Анализируя температурные характеристики поля при резании с ЭКП и плазменно-механической обработкой (ПМО), полученные без учета теплоты собственно процесса резания, авторы [164] считают, что преимуществом плазменного нагрева по сравнению с электроконтактным является прогрев зоны деформации вблизи поверхности сдвига, тогда как при ЭКП тепловыделение концентрируется только вблизи контактных поверхностей инструмента. С таким утверждением нельзя полностью согласиться, так как в расчетах полей при ЭКП не учитывалось влияние теплового источника от тока в зоне стружкообразования. Влияние этого источника не учитывал и М.Н. Ларин с сотрудниками [183]; которые считают, что в результате электрического сопротивления «в месте контакта резца с деталью в поверхностном слое обрабатываемого материала создается температурное поле, которое повышает пластичность материала и снижает трение».

По нашему мнению [205], главным источником тепловыделения при резании с ЭКП является зона стружкообразования, ограниченная областью LOM (рис.2.15), и зона контакта по передней поверхности.

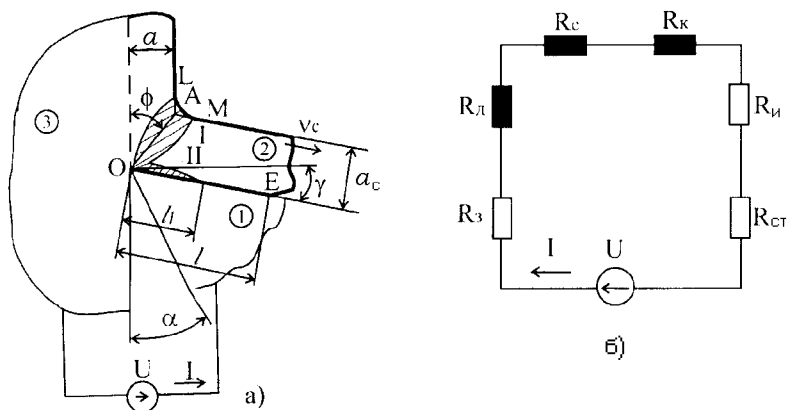


Рис.2.15. Физическая модель (а) и эквивалентная электрическая схема (б) зоны резания при ЭКП:  $R_3$  – электрическое сопротивление заготовки;  $R_d$  – сопротивление зоны стружкообразования LOM;  $R_c$  – сопротивление стружки;  $R_k$  – сопротивление контакта на передней поверхности,  $R_u$  – сопротивление инструмента,  $R_{ct}$  – сопротивление станка [205]



Как известно из механики процесса резания [82, 183], зона ЛОМ (см. рис.2.15) является областью, где изменяются напряжения, деформации и твердость; при этом касательные напряжения вдоль линий сдвигов OL...ОМ распределяются достаточно равномерно, а твердость увеличивается от начальной (OL) к конечной (ОМ) границе зоны стружкообразования и имеет максимальное значение в стружке (рис.2.16). Эти данные получены изучением микротвердости на корнях стружек и расчетно-экспериментальной оценкой касательных напряжений [82] и свидетельствуют о том, что при оценке мощности источника тепловыделения в зоне стружкообразования при резании с током надо учитывать влияние на сопротивление этой зоны напряжений, деформаций и температуры.

Известно [141], что удельное электрическое сопротивление (проводимость) чистых металлов зависит от их электронного строения, а для твердых растворов и гетерогенных структур – от относительного содержания компонентов в сплаве, химического состава, структуры и агрегатного состояния. К сожалению, из-за отсутствия данных по удельным электросопротивлениям конструкционных сталей и чугунов будем использовать информацию о чистых металлах для расчета сопротивления зоны резания.

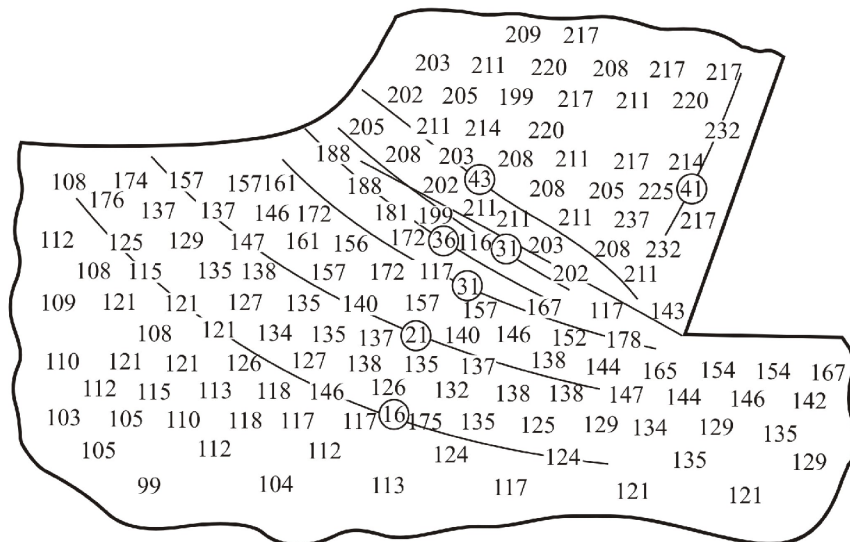


Рис.2.16. Распределение микротвердостей и интенсивности касательных напряжений в зоне стружкообразования при резании латуни ( $\gamma = 17^{\circ}30'$ ,  $a = 0,6 \cdot 10^{-3}$  м) [66]



Электрическое сопротивление металлов и сплавов зависит от температуры и увеличивается пропорционально температуре согласно зависимости

$$\rho_t = \rho_0(1 + \alpha T), \quad (2.5)$$

где  $\rho_0$  – удельное сопротивление (Ом·м) при 0 °С;  $\alpha$  – температурный коэффициент, который для металлов группы железа (Fe, Ni, Co) имеет порядок  $\alpha = 10^{-2}$ .

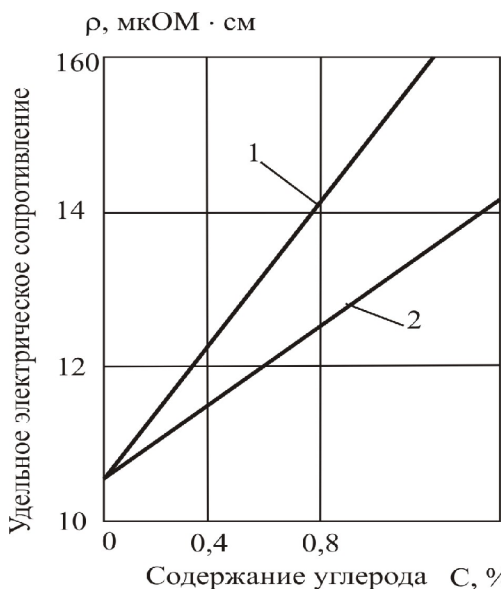


Рис.2.17. Влияние структуры стали на электрическое сопротивление [141]: 1 – пластинчатый перлит; 2 – зернистый перлит

Удельное электрическое сопротивление углеродистой стали зависит и от структуры. На рис.2.17 представлены значения  $\rho$  сталей с разным содержанием углерода и разной структуры [141]. Значение  $\rho$  для малоуглеродистой стали, согласно рис.2.17, соответствует  $\rho_{Fe} = 10 \cdot 10^{-8}$  Ом·м.

У большинства металлов и их сплавов при упрочнении возрастает электрическое сопротивление за счет искажений в кристаллической решетке и увеличения межатомных расстояний, однако, это возрастание, например для Fe, не превышает 2...6% [141]. Для углеродистой стали с содержанием углерода 0,1 и 0,3 % с увеличением обжатия до 80% электрическое сопротивление



увеличивается с 12,25 до 12,35 мкОм·см, т.е. на 10% [141].

С учетом этих данных общее электрическое сопротивление металлического сплава ориентировочно можно определить по зависимости

$$\rho = \rho_T + \rho_\delta . \quad (2.6)$$

где  $\rho_T$  – удельное сопротивление материала, зависящее от температуры;  $\rho_\delta$  - доля прироста  $\rho$ , вызванного деформацией:

$$\rho_\delta = \rho_o K \quad (K=0,06-0,1).$$

Тогда с учетом (2.5) получим

$$\rho = \rho_o (1 + \alpha T) + \rho_o K = \rho_o (1 + \alpha T + K). \quad (2.7)$$

Возвращаясь к рис.2.15,а, б, заметим, что реальный вклад в изменение теплового состояния зоны резания при ЭКП внесут тепловые источники на сопротивлениях  $R_{kr}$ ,  $R_c$  и  $R_\delta$ .

На сопротивлениях  $R_z$ ,  $R_{kr}$ ,  $R_{и}$  и  $R_{ст}$  тепловыделением можно пренебречь ввиду малости сопротивлений детали, станка и инструмента (величина  $R_k$  как сопротивление источника термоЭДС по передней поверхности, по нашим данным [203], не превышает  $(0,5...2,0) \cdot 10^{-3} \text{ Ом}$ ).

Так как максимальные сдвиги и деформации в зоне стружкообразования имеют место в области от линии  $OA$  до  $OL$  (данные Куфарева [183]), то, трансформируя зону стружкообразования в пространство, ограниченное лучами  $OA$  и  $OM$ , получим зону максимальных деформаций (сдвигов) в форме треугольника (рис.2.18). Определим его площадь [205].

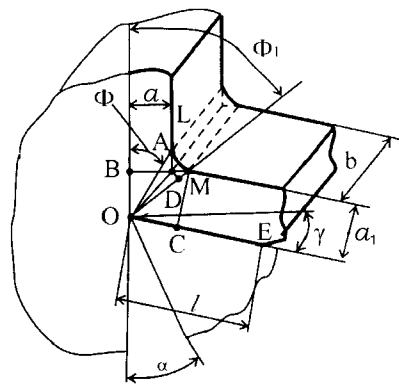


Рис.2.18. Схема к определению площади зоны максимальных сдвигов

Из рис.2.18 следует:

$$OC = MC \cos [(90 - \Phi_1) + \gamma] = a_1 \sin(\Phi_1 + \gamma) ;$$

$$OM = \sqrt{OC^2 + MC^2} = a_1 \sqrt{1 + \sin^2(\Phi_1 - \gamma)} ;$$



$$AD = OA \sin [(90^\circ - \Phi) - (90^\circ - \Phi_1)].$$

Тогда

$$S_{\Delta OAM} = \frac{1}{2} OM \cdot AD = \frac{1}{2} aa_1 \frac{\sin(\Phi_1 - \Phi)}{\sin \Phi} \sqrt{1 + \sin^2(\Phi_1 - \gamma)}. \quad (2.8)$$

С учетом (2.7) и (2.8) сопротивление зоны стружкообразования

$$R_\vartheta = \rho \frac{L}{S} = \rho_o(1 + \alpha T + K) \frac{2b \cdot \sin \Phi}{aa_1 \sin(\Phi_1 - \Phi) \sqrt{1 + \sin^2(\Phi_1 - \gamma)}}. \quad (2.9)$$

Здесь и далее:  $b$  - ширина среза;  $\gamma$  - передний угол инструмента;  $a$  - толщина среза;  $a_1$  - толщина стружки;  $\Phi$  - угол сдвига;  $\Phi_1$  - угол конечной границы зоны стружкообразования, определяемый по зависимости, полученной Н.Н. Зоревым [82]

$$\operatorname{ctg} \sqrt[4]{A\Phi_1} - \operatorname{tg}(\sqrt[4]{A\Phi_1} + \omega) = \operatorname{ctg}\Phi + \operatorname{tg}(\Phi_1 - \gamma), \quad (2.10)$$

где  $A$  - сопротивление обрабатываемого материала сдвигу при относительном сдвиге, равном 2,5;  $\omega$  - угол действия [82].

Электрический ток при ЭКП будет осуществлять нагрев части стружки, ограниченной участком передней поверхности  $\ell = OD$ , конечной границей зоны стружкообразования  $OM$  и линией  $MD$  (см. рис.2.18). Аналогично предыдущему определим сопротивление этой зоны

$$R_c = \rho_o(1 + \alpha_1 T + K_1) \frac{2b}{aa_1 K_a^{0,1} [K_a(1 - \operatorname{tg}\gamma) + \sec \gamma]}. \quad (2.11)$$

Здесь  $S_1 = \frac{1}{2} a_1 \ell = \frac{1}{2} a_1 K_a^{0,1} [K_a(1 - \operatorname{tg}\gamma) + \sec \gamma]$  - пло-

щадь треугольника  $OMD$ ;  $K_a = \frac{\cos(\Phi - \gamma)}{\sin \Phi}$  - коэффициент утолщения стружки;  $\ell$  - длина контакта стружки с передней поверхностью.

Сопротивление  $R_c$  "приведем" к передней поверхности ин-





выделения от электроподогрева в теле 1;  $q_{2\partial} = (1-b^*)q_2$  – плотность теплового потока, поступающего в тело 3 (заготовку);  $q_{2c} = b^*q_2$  – плотность теплового потока, поступающего в тело 2 (в стружку);  $b^*$  – коэффициент распределения теплового потока на плоскости ОА.

Согласно [187]

$$b^* = \frac{1}{1 + 1,15K_a (Pe)^{-0,5}}, \quad (2.13)$$

где  $Pe = \frac{1}{6} \frac{v_a}{a_2 \sin \Phi}$  – критерий Пекле;  $a_2$  – коэффициент температуропроводности материала заготовки;

$$q_{\text{деф}} = \tau v_{\text{сдв}} = \tau_s v \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma)} = 0,165 H v \cdot v \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma)} \text{ Вт/м}^2; \quad (2.14)$$

$$q_{\text{эл}} = \frac{I^2 R_{\partial}}{F_{\text{сдв}}} = \frac{I^2 R_{\partial}}{ab} \sin \Phi, \quad (2.15)$$

где  $F_{\text{сдв}} = \frac{ab}{\sin \Phi}$  – площадь сдвига.  
С учетом (2.11)

$$q_{\text{эл}} = \frac{I^2}{ab} \rho_o (1 + \alpha T + K) \frac{2b \sin \Phi}{aa_1 \sin(\Phi_1 - \Phi) \sqrt{1 + \sin^2(\Phi_1 - \gamma)}} = \frac{2I^2}{a^2 a_1} \rho_o (1 + \alpha T + K) \frac{\sin \Phi}{\sin(\Phi_1 - \Phi) \sqrt{1 + \sin^2(\Phi_1 - \gamma)}}. \quad (2.16)$$

**Зона вторичных деформаций и участок упругого контакта** (см. рис.2.19)

$$q = q_1 + q_2 = q_{\text{тр}} + q_{\text{эл}} = (1 - \chi) q + \chi q, \text{ Вт/м}^2, \quad (2.17)$$

где  $q_{\text{тр}} = \tau_F v_c = 0,165 H v \frac{v}{K_a}$  – плотность поверхностного источника тепловыделения от сил трения на передней поверхности





сти инструмента;  $\tau_F = 0,165Hv$  - среднее касательное напряжение на передней поверхности;  $q_{эл}$  - поверхностная плотность источника тепловыделения от электроподогрева, рассеянная на передней поверхности инструмента;  $q_1 = (1 - \chi)q$  - плотность теплового потока, поступающего в инструмент (см. рис.2.19, тело 1);  $q_2 = \chi q$  - то же, поступающего в стружку со стороны передней поверхности.

$$q_{эл} = \frac{I^2 R_c}{f_n} = \frac{I^2}{bl} R_c, \quad (2.18)$$

где  $R_c$  – электрическое сопротивление участка стружки и контактной площадки передней поверхности.

С учетом (2.11) выражение (2.18) примет вид

$$q_{эл} = \frac{I^2}{bl} R_c = \frac{I^2 2b\rho(1 + \alpha T + K_1)}{baK_a^{0,1} [K_a(1 - tg\gamma) + \sec\gamma]} \times \frac{1}{aa_1 K_a^{0,1} [K_a(1 - tg\gamma) + \sec\gamma]} = \frac{2I^2}{a^2 a_1} \rho_o(1 + \alpha T + K_1) \cdot \frac{1}{K_a^{0,2} [K_a(1 + tg\gamma) + \sec\gamma]^2}. \quad (2.19)$$

**Температура в стружке (тело 2)** (см. рис.2.20).

Формализованная модель стружки (тело 2) представлена на рис.2.20.

Температура в стружке

$$T_2 = T_2(x, y, t) = T_{2c} + T_{2п}, \quad (2.20)$$

где  $T_{2c} = \text{const}$  – температура стружки после прохождения зоны первичных деформаций;  $t$  – время, с;  $T_{2п}(x, y, t)$  – приращение температуры за счет действия источника  $q_2$ .

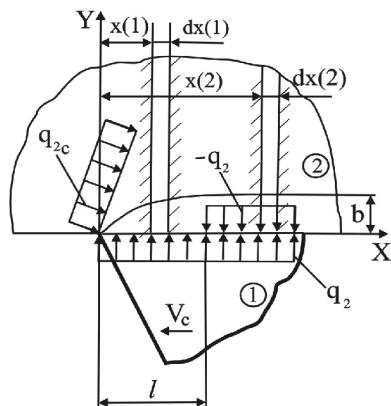


Рис.2.20. Формализованная модель стружки:  
 $b$  – граница теплового пограничного слоя, м;  
 толщина теплового слоя  $1,77 \sqrt{a_2 \tau} \leq b \leq 2,26 \sqrt{a_2 \tau}$

Источник  $q_2$  – быстродвижущийся, так как число Пекле  $P = \frac{v_c \ell}{a_2} \geq (8 \dots 10)$ ;  $a_2 = \lambda_2 / c_2 \rho_2$  – коэффициент температуропроводности материала детали,  $\text{м}^2/\text{с}$  ( $\lambda_2$  – коэффициент теплопроводности материала детали,  $\text{Вт}/\text{м}^\circ\text{C}$ ), и теплота распространяется только по нормали к передней поверхности инструмента. Это допущение позволяет свести задачу к классу задач одномерной нестационарной теплопроводности.

$$T_{2c} = \frac{Q}{W_{c1} c_2 \rho_2}, \quad (2.21)$$

где  $Q$  – доля мощности источников тепловыделения, расположенных в зоне  $l$ , поступающая в стружку, Вт;  $W_{c1}$  – объем стружки,  $\text{см}^3/\text{с}$ ;  $c_2$  – удельная теплоемкость материала детали,  $\text{Дж}/\text{кг}^\circ\text{C}$ ;  $\rho_2$  – плотность материала детали,  $\text{кг}/\text{м}^3$ .

Но  $W_{c1} = v ab$ . Тогда

$$Q = q_{2c} f_{\text{сдв}} = b^* \left[ v \tau_s \frac{\cos \gamma \cdot a \cdot b}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi} + I^2 R_\theta \right] \quad (2.22)$$



и

$$T_{2c} = \frac{b^*}{c_2 \rho_2} \left[ \frac{\tau_s \cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi} + \frac{I^2 R_\delta}{\alpha a \cdot b} \right]. \quad (2.23)$$

Элемент  $dx$  (1) (см. рис.2.20) можно рассматривать как полуограниченный стержень, нагреваемый постоянным тепловым потоком  $q_2$ , действующим в течение времени  $t = x/v_c$  ( $0 \leq t \leq \tau = l/v_c$ ) – полное время контактного взаимодействия.

Для элемента  $dx$  (2) (см. рис.2.20) при  $t > \tau$  добавляется дополнительный фиктивный источник теплопоглощения  $-q_2$  с временем действия  $\frac{x-l}{v_c}$ .

Математическая формулировка задачи нестационарной теплопроводности для стержня с боковой теплоизоляцией (элемент  $dx$ ) определяется уравнением Фурье:

$$\frac{\partial T_{2n}(y, t)}{\partial t} = a_2 \frac{\partial^2 T_{2n}(y, t)}{\partial y^2}. \quad (2.24)$$

С краевыми условиями:

$$T_{2n}(y, 0) = 0;$$

$$q(0, t) = -\lambda_2 \frac{\partial T_{2n}(0, t)}{\partial y} = q_2 \quad \text{при } 0 \leq t \leq \tau,$$

$$q(0, t) = 0 \quad \text{при } t > \tau;$$

$$q(\infty, t) = 0.$$

Решая уравнение (2.24) методом источников, получаем:

$$G_0(y, t) = \frac{Q'}{2c_2 \rho_2 \sqrt{\pi \alpha_2 t}} \exp\left[-\frac{y^2}{4a_2 t}\right], \quad (2.25)$$



где  $Q' = q_2 dt, \left( \frac{Дж}{м^2} \right)$  - энергия единичного теплового импульса.

Для полупространства с адиабатически изолированной границей энергия импульса составляет  $Q = 2Q' = 2q_2 dt$  [187].

Решение задачи получаем, интегрируя (2.25) по времени, с заменой  $Q'$  на  $Q$ :

$$T_{2\pi}(y, t) = \frac{q_2}{c_2 \rho_2 \sqrt{\pi a_2}} \int_0^t \frac{\exp\left[-\frac{y^2}{4a_2 z}\right]}{\sqrt{z}} dz, \quad (2.26)$$

при этом  $0 \leq t \leq \tau$ .

Проводя замену переменной в интеграле  $\xi = \frac{y}{2\sqrt{a_2 z}}$ ,

получим

$$T_{2\pi}(y, t) = \frac{q_2 y}{c_2 \rho_2 \alpha_2 \sqrt{\pi}} \int_{\frac{y}{2\sqrt{a_2 t}}}^{\infty} \frac{e^{-\xi^2}}{\xi^2} d\xi. \quad (2.27)$$

Интеграл в выражении (2.27) при условии, что  $W = \frac{y}{2\sqrt{a_2 t}}$ , равен

$$\int_W^{\infty} \frac{\xi e^{-\xi^2}}{\xi^2} d\xi = \frac{e^{-\xi^2}}{\xi} \Big|_{\infty}^W - 2 \int_W^{\infty} e^{-\xi^2} d\xi = \frac{e^{-w^2}}{w} - \sqrt{\pi} \operatorname{erfc} W, \quad (2.28)$$

где  $\operatorname{erfc} W = 1 - \operatorname{erf} W = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_w^{\infty} e^{-z^2} dz = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^w e^{-z^2} dz$ .

Окончательно получим:

при  $0 \leq t \leq \tau$



$$T_{2\pi}(y,t) = \frac{2q_2\sqrt{a_2t}}{\lambda_2} \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{\frac{y^2}{4a_2t}} - \frac{y}{2\sqrt{a_2t}} \operatorname{erfc} \frac{y}{2\sqrt{a_2t}} \right] = \quad (2.29)$$

$$= \frac{2a_2\sqrt{t}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_2t}},$$

где  $\operatorname{ierfc} U = \int_u^\infty \operatorname{erfc} \xi d\xi = \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-U^2} - U \cdot \operatorname{erfc} U$  ;

при  $t > \tau$

$$T_{2\pi}(y,t) = \frac{2q_2}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \left[ \sqrt{t} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_2t}} - \sqrt{t-\tau} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_2(t-\tau)}} \right]. \quad (2.30)$$

Объемную температуру в стружке получим, суммируя (2.23) и (2.30)

$$T_2(y,t) = T_{2c} + T_{2\pi}(y,t).$$

При  $0 \leq t \leq \tau$  имеем

$$T_2(y,t) = \frac{b^*}{c_2 \rho_2} \left[ \frac{\tau_s \cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi} + \frac{I^2 R_\delta}{Vab} \right] + \quad (2.31)$$

$$+ \frac{2a_2\sqrt{t}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_2t}};$$

при  $t > \tau$

$$T_2(y,t) = \frac{b^*}{c_2 \rho_2} \left[ \frac{\tau_s \cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi} + \frac{I^2 R_\delta}{Vab} \right] + \frac{2q_2}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \times \quad (2.32)$$

$$\times \left[ \sqrt{t} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_2t}} - \sqrt{t-\tau} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_2(t-\tau)}} \right].$$

Максимальную поверхностную температуру контакта стружки с инструментом по передней поверхности получим, полагая в уравнении (2.32)  $y=0$  и  $t = \tau$ . Тогда



$$T_{2\max} = T_{2c} + T_{2n}(0, \tau) = T_{2c} + \frac{2qx\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi}\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}}. \quad (2.33)$$

**Температура в инструменте (тело 1)** (см. рис.2.21).

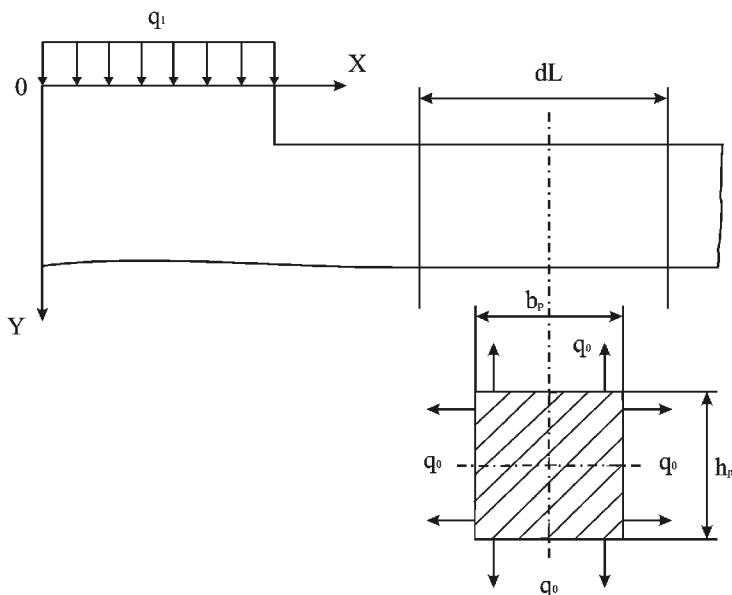


Рис.2.21. Схема для определения температуры в инструменте

Математическая формулировка задачи стационарной теплопроводности (координата  $y$  развернута внутрь рассматриваемого тела)

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T_1}{\partial y^2} + \frac{q_{v1}}{c_1 \rho_1} = 0, \quad (2.34)$$

где  $a_1 = \frac{\lambda_1}{c_1 \rho_1}$  - коэффициент температуропроводности инструментального материала;  $\lambda_1$  - коэффициент теплопроводности инструментального материала;  $\rho_1$  - плотность инструментального материала;  $c_1$  - удельная теплоемкость инст-



рументального материала;  $qv_1 = -\alpha_1 T_1 \frac{1}{\delta}$  - объемная плотность источника, учитывающего конвективный теплообмен с окружающей средой на свободных поверхностях инструмента по закону Ньютона  $q_0 = (T_1 - T_{0C})$  (здесь и далее полагаем  $T_{0C} = 0$ );  $\delta = \frac{6_{php}}{2(\epsilon_p + h_p)}$ ;  $\alpha_1$  - коэффициент теплоотдачи.

В результате

$$\frac{\partial^2 T_1(y)}{\partial y^2} - \frac{\alpha_1}{\lambda_1 \delta} T_1(y) = 0 \quad (2.35)$$

или

$$\frac{\partial^2 T_1(y)}{\partial y^2} - m_1^2 T_1 = 0, \quad (2.36)$$

где  $m_1 = \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_1 \delta}} = \frac{\sqrt{B_i}}{\delta}$ , а  $B_i = \frac{\alpha_1 \delta}{\lambda_1}$  - критерий Био.

Граничные условия к (2.36):

$$T_1(0) = T_{1K} \text{ и } T_1(\infty) = 0.$$

Общее решение уравнения (2.36) стационарной теплопроводности в стержне без боковой теплоизоляции имеет вид

$$T_1(y) = Ae^{m_1 y} + Be^{-m_1 y}. \quad (2.37)$$

Постоянные интегрирования А и В определяются из граничных условий:

$$\text{при } y = \infty \quad A = 0, \text{ а при } y = 0 \quad B = T_{1K}.$$

Тогда

$$T_1(y) = T_{1K} e^{-m_1 y}; \quad (2.38)$$



$$q_1 = (1-x)q = -\lambda_1 \frac{dT_1(0)}{dy} = \lambda_1 m_1 T_{1K}.$$

Окончательно получаем выражение для определения температурного поля в теле 1

$$T_1(y) = \frac{(1-x)q}{\lambda_1 m_1} e^{-m_1 y} \quad (2.39)$$

и при  $y = 0$  температура контакта

$$T_{1K} = \frac{(1-x)q}{\lambda_1 m_1}. \quad (2.40)$$

**Определение коэффициента распределения теплового потока.**

Для определения коэффициента распределения тепловых потоков приравняем правые части уравнений (2.33) и (2.40)

$$T_{2c} + \frac{2q\chi\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi}\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} = \frac{(1-x)q}{\lambda_1 m_1}.$$

Откуда

$$\chi = \frac{\sqrt{\pi}\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} (q - T_{2c} \lambda_1 m_1)}{q [2\alpha_1 m_1 \sqrt{\tau} + \sqrt{\pi}\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}]}. \quad (2.41)$$

Пренебрегая в (2.41) температурой  $T_{2c}$ , получаем

$$\chi = \frac{1}{1 + 2 \frac{\lambda_1 m_1 \sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi}\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}}}. \quad (2.42)$$

Зависимости (2.32) и (2.39) с учетом входящих в них значений параметров применимы для оценки теплового поля в стружке и инструменте в условиях ЭКП. Ориентировочные значения температурных распределений в стружке показаны на рис. 2.22.



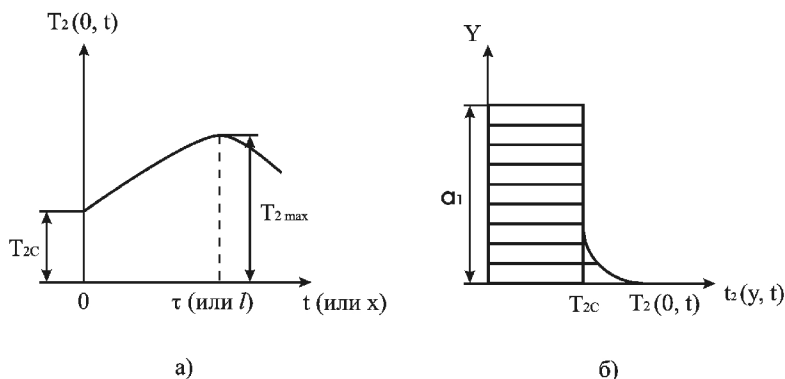


Рис.2.22. Значения температурных распределений в стружке в функции времени (длины контакта) (а) и по сечению (б)

Полученные формулы (2.23), (2.29), (2.31)-(2.33), (2.39), (2.42) применимы для расчета температурных распределений в стружке и инструменте при резании с ЭКП, которые можно использовать для выбора оптимального режима электроподогрева зоны резания. Контроль температуры наружной поверхности стружки  $T_{2c}$ , например, оптическим пирометром, и сравнение расчетных и измеряемых температур позволят внести окончательные коррективы в формулах для расчета сопротивления зоны стружкообразования и определения коэффициента теплоотдачи.

### 2.2.3. Обработка лазером поверхностного слоя металлов и сплавов

При лазерной обработке используются тепловые источники высокой энергонасыщенности, плотность мощности которых составляет сотни кВт/см<sup>2</sup>, а время действия миллисекунды. При этом достигаются гипервысокие скорости нагрева (10<sup>6</sup> град./с) до критических температур и значительные температурные градиенты по глубине, обеспечивающие охлаждение со скоростью 10<sup>4</sup>–10<sup>6</sup> град/с [64, 104, 136, 150, 227]. Поверхностный слой обработанных лазером сталей имеет высокодисперсное кристаллическое строение, особую структурную организацию, характеризующуюся повышенной плотностью дефектов кристаллического строения (дислокаций), дисперсионных блоков и др., что обеспечивает аномально высокую твердость поверхности порядка (10-12,5) ГПа [104, 136, 227].

Как уже отмечалось выше, с повышением плотности дислокаций растут прочность и твердость материала. Это положение реализуется при лазерной обработке, когда из-за высоких скоростей нагрева и охлаждения в совокупности с большими темпера-



турными градиентами в материале формируются поля термонапряжений как основной фактор получения высокой плотности дислокаций.

При формировании в условиях лазерной обработки структур, устойчивых к внешним энергетическим воздействиям, необходимо, чтобы плотность поглощенной и накопленной материалом энергии равнялась плотности отведенной энергии (идеальный вариант) или разность между ними (изменение внутренней энергии) была минимальной.

Представляем следующую упрощенную схему диссипации энергии лазерного излучения и формирования упрочненных структур. Внешняя энергия, включая поглощение поверхностными слоями материала в виде упругой энергии, вызывает приращение плотности дислокаций  $\Delta\rho$ . Затем материал, стремясь к состоянию энергетического равновесия, высвобождает избыток внутренней энергии в виде тепла и возвращается к оптимальной плотности дислокаций, т.е. приращение внутренней энергии  $\Delta U$  равно приращению количества выделившегося тепла  $\Delta Q$

$$\Delta u = \Delta Q. \quad (2.43)$$

Приращение внутренней упругой энергии при изменении плотности дислокаций  $\Delta\rho$  равно [150]

$$\Delta u = \frac{G\epsilon^2 \Delta\rho}{4\pi(1-\nu)} \ln\left(\frac{1}{\epsilon\sqrt{\rho}}\right), \quad (2.44)$$

а количество выделившегося тепла

$$\Delta Q = \frac{\Delta\rho \cdot q}{\epsilon}. \quad (2.45)$$

Здесь  $G$  – модуль упругости материала;  $\nu$  - коэффициент Пуассона;  $\epsilon$  – вектор Бюргерса;  $\Delta\rho$  – приращение плотности дислокаций;  $q$  – плотность теплового потока.

Приравняв правые части выражений (2.44) и (2.45) согласно (2.43), получим



$$\ln\left(\frac{1}{\nu b p}\right) = \frac{4\pi(1-\nu)q}{G\epsilon^3},$$

откуда после потенцирования или окончательно

$$\rho = \frac{1}{\nu} e \chi \rho \left[ \frac{4\pi(1-\nu)q}{G\epsilon^3} \right]. \quad (2.46)$$

Расчетами  $\rho$  для  $\alpha$  - Fe ( $G = 8 \cdot 22 \cdot 10^{10}$  Н/м<sup>2</sup>,  $q = 8 \cdot 10^{19}$  Дж,  $\nu = 0,3$ ,  $\epsilon = 2,5 \cdot 10^{-10}$  м) найдено, что  $\rho = 2,8 \cdot 10^{12}$  см<sup>-2</sup>. Эта величина соответствует предельной плотности дислокаций при образовании диссипативной структуры ( $\rho = 2,58 \cdot 10^{14}$  см<sup>-2</sup>) [150].

При такой предельной плотности дислокаций возможно существование устойчивой упрочненной структуры; при превышении этой величины начинается самопроизвольная релаксация, проявляющаяся в том, что даже при незначительных внешних возмущениях выделяется упругая внутренняя энергия, связанная с аннигиляцией дислокацией или их движением с выходом на поверхность.

Каковы же технологические варианты воздействия импульсного лазерного излучения на поверхность металла и конкретные механизмы упрочнения? В работе [207] были использованы лазерная закалка из твердого состояния (без оплавления), закалка из жидкого состояния и лазерное легирование, а обрабатывались углеродистые инструментальные стали У10А и У12, инструментальная легированная сталь ХВГ и быстрорежущие стали Р18 и Р6М5 на установках Квант – 16 и Квант – 18 с удельной мощностью излучения 80-250 кВт/см<sup>2</sup>. На стальной поверхности при лазерной обработке образуется упрочненный участок толщиной 80...120 мкм по нормали к поверхности, состоящей из трех зон, отличающихся температурным интервалом образования, твердостью, степенью травимости и фазовым составом. Не рассматривая в данной работе особенности фазового состава тонких поверхностных слоев легированных сталей после лазерной обработки, отметим, что при лазерной закалке без оплавления «размывается» профиль дифракционных линий основных фаз, что обусловлено повышенной плотностью дефектов. В этом случае зафиксировано уширение дифракционных линий (200) и (311) аустенита, интегрально отражающих плотность и распределение дислокаций. В случае оплавления поверхности и закалки из жидкого состояния профиль рентгеновских линий  $\alpha$ - и  $\gamma$ - фаз утол-



няется из-за уменьшения концентрационной неоднородности образующихся фаз и снижения плотности дефектов в облученном материале.

Так как лазерное воздействие на поверхность металла – предельно неравновесный в термодинамическом смысле процесс, то на оптимальные значения выходных характеристик этого процесса влияют энергетические параметры лазерного облучения (плотность энергии, длительность и форма импульса), теплофизические константы и структура обрабатываемого материала. Установлено [207], что зависимость твердости от энергии излучения при различных длительностях импульса имеет вид кривой с максимумом (рис.2.23). При этом стабильность процесса лазерного упрочнения возрастает с увеличением времени импульса. По нашему мнению, самое важное состоит в том, что в поле энергетических состояний процесса лазерного облучения наличие точек бифуркаций, при которых реализуется максимальное значение одного из важных выходных параметров процесса – твердости.

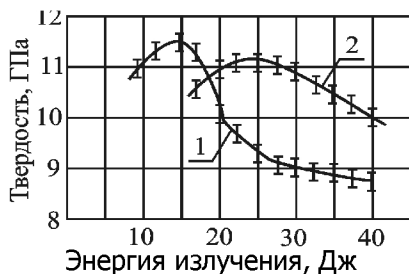


Рис.2.23. Влияние энергии излучения на твердость упрочненного слоя стали Р6М5:  
1-  $\tau \sim 1$  мс; 2-  $\tau \sim 4-6$  мс [207]



а)



б)



Рис. 2.24. Зависимость средней твердости (1) и глубины (2) упрочненных зон от плотности мощности лазерного излучения [207]:

а -  $\tau_{\text{имп}} = 1$  мс; б -  $\tau_{\text{имп}} = 3-6$  мс



Рис.2.25. Влияние удельной нагрузки на коэффициент трения стали Р6М5 по стальному контртелу после стандартной термообработки (1), лазерной закалки (2), лазерного легирования (3) [207]

Возвращаясь к вопросу оптимального уровня энергетического воздействия лазерного облучения на стальную поверхность, отметим, что в практике упрочнения металлорежущего инструмента рекомендуются [207] плотности мощностей лазерного облучения, узкий диапазон значений которых обеспечивает максимальную твердость (рис. 2.24), т.е. кривая  $H_v = f(W)$  также имеет максимум. Аналогичная закономерность изменения одной из основных трибологических характеристик – коэффициента трения от удельного давления – обнаружена при трении стали Р6М5 по стальному контртелу (рис.2.25).

## 2.2.4. Облучение металлов и сплавов электронами высоких энергий

Проблема изучения прочностных и пластических свойств твердых тел в связи с воздействием на них высокоэнергетических электронов и  $\gamma$  - квантов возникла в связи с необходимостью надежного функционирования ускорительной и атомной техники, и в этом направлении достигнуты определенные результаты [151].

Процесс взаимодействия электронов с металлами характеризуется проникновением электронов на некоторую глубину, рассеиванием энергии электронного потока, появлением интенсивного тепловыделения и рентгеновского излучения, вторичной электронной эмиссии, созданием в материале радиационных дефектов.



Причиной изменения свойств облученных электронами металлов и сплавов является взаимодействие радиационных дефектов с другими несовершенствами кристаллической решетки, имевшимися в металле до облучения или появляющимися в результате облучения. Из-за взаимодействия закалочных вакансий с радиационными в поверхностных слоях формируется дислокационная структура, определяющая увеличение твердости, изменение модуля Юнга, напряжения деформации и улучшение антифрикционных свойств [151]. Обнаружен рост зерен при облучении (без потери прочностных свойств) на Армко-Fe, распад мартенсита на мелкозернистый перлит (закаленная сталь 45). Износостойкость облученных электронами образцов Армко-Fe при трении о сталь 2Х13 выше, чем необлученных (рис.2.26).

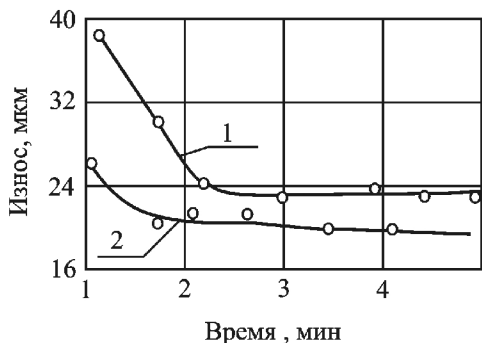


Рис.2.26. Износостойкость необлученного (1) и облученного электронами (2) образцов Армко-Fe [151]

Представляют определенный интерес полученные нами результаты облучения электронами высоких энергий ( $W=5$  МэВ) пластины из твердых сплавов разных марок при различных токах.

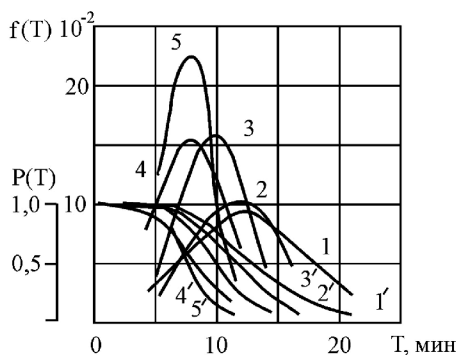


Рис.2.27. Функции плотности вероятностей стойкости  $f(T)$  (кривые 1-5) и надежности  $P(T)$  (кривые 1' - 5') для твердосплавных пластин Т15К6: 1 и 1' - облучаемые по режиму № 7; 2 и 2' - режим №6; 3 и 3' - режим № 4; 4 и 4' - режим № 5; 5 и 5' - необлучаемые пластины

Установлено [106] изменение структуры тонкого поверхностного слоя облученного твердого сплава глубиной до 20 мкм с изменением положения карбидных зерен  $WC$  и  $(W, Ti)_mC_n$ , ориентированных по нормали к поверхности параллельно пучку электронов, без заметных следов связующей фазы – кобальта. В результате стойкость облученных пластин при токарной обработке стали 45 оказалась выше, чем необлученных (рис. 2.27, [106]).



Анализ выполненных исследований внешнего энергетического воздействия на характеристики прочности, твердости, пластичности, теплопроводности, износостойкости и других, независимо от вида (источника) энергии, позволяет сделать следующие выводы.

1. Внешние электромагнитные поля не могут изменить энергетического состояния твердого тела с идеальной кристаллической решеткой, а только за счет дефектов структуры или вторичных эффектов (нагрев). Теоретическими расчетами показано [125, 126, 165], что электроны ускоряют движение дислокаций, определяющих прочность и пластичность металла, только при низких температурах; для полупроводников получена лучшая сходимости теории и эксперимента.0

2. Полярность электрического тока влияет на параметры, обусловленные плотностью дислокаций, - скорость ползучести, микротвердость [40, 169, 239, 240, 255]; эффект электропластичности проявляется даже при малых значениях токов (термотоки [116, 117] или токи от внешнего источника силой до 10 мА [40, 169]).

3. Экспериментально обнаружены, независимо от вида энергетического воздействия, факты немоного изменения выходных параметров процессов, обусловленных плотностью дислокаций,

- деформации, прочности, пластичности и износостойкости при вариации определяющих факторов (кривые с максимумом или минимумом): "приращение деформирующего усилия – скорость деформации" [239, 240, 255]; "твердость – скорость нагрева"; "износ инструмента – скорость резания" [24]; "избыточная энергия – напряженность магнитного поля" (кривая с минимумом) [149]; "магнитная проницаемость – напряженность магнитного поля"; "стойкость инструмента – напряженность магнитного поля" [149]; "стойкость резца – температура подогрева" (электро-током большой силы) [1, 189]; "стойкость резцов – сила вводимого тока" [298, 309]; "твердость – энергия лазерного излучения"; "твердость – плотность лазерной мощности"; "коэффициент трения – удельная нагрузка" [207].

Приведенные данные свидетельствуют о том, что в пространстве энергетических состояний твердых тел (металлов и их сплавов) при различных видах деформации диссипативные процессы реализуются на разных структурных макро- и микроуровнях.

Макроскопические проявления диссипации энергии в условиях деформирования при трении и резании, выразившие-



ся в экстремальном характере изменения выходных параметров процесса, являются следствием сложных синергетических процессов, протекающих в контактной зоне; при этом точки экстремальных значений выходных параметров есть точки бифуркаций.





## 2.3. «Внутренние» источники энергетического воздействия на процессы трения и износа

### 2.3.1. Электрические процессы, сопутствующие трению и износу материалов

Под термином «внутренние источники...» мы понимаем электрические процессы, сопутствующие трению и износу металлов и их сплавов, полимеров и композиционных материалов на их основе, в том числе и при резании неметаллов, в частности, при обработке дерева, и являющиеся своеобразными каналами диссипации энергии трения (резания). К этим процессам относятся [142, 230]: контактная электризация; электрохимические и электрокинетические явления; экзоелектронная эмиссия; электроакустический эффект; возникновение ЭДС самоиндукции; электромагнитные явления; эмиссия электронов высоких энергий; возникновение плазмы; термоэлектрические явления.

**Контактная электризация** обусловлена контактной разностью потенциалов при соприкосновении двух тел с разной работой выхода электронов ( $W_{AB} = \Phi_A - \Phi_B$ ); проявляется в условиях трения даже металлических тел, так как в зазоре между трущимися телами из-за наличия между впадинами микровыступов шероховатых поверхностей, пленок твердой или жидкой смазки с диэлектрическими свойствами образуется своеобразный конденсатор [177], [285. С.35-48]. Адсорбция на поверхности отрицательных ионов, увеличивающая работу выхода электрона, кроме эффекта конденсатора, может стать причиной возникновения больших потенциалов и значительных термоэлектронных токов. Самостоятельное значение контактная электризация имеет при трении металлополимерных пар [26-28, 31, 32, 108, 273]. В.И. Колесниковым, В.А. Белым, Ш.М. Биликком, В.П. Цурканом и другими [55, 273] установлено, что в парах трения «металл – полимер» в зависимости от сорта полимера, свойств среды возникают потенциалы от десятков до нескольких тысяч вольт, причем полимеры заряжаются положительно и отрицательно.

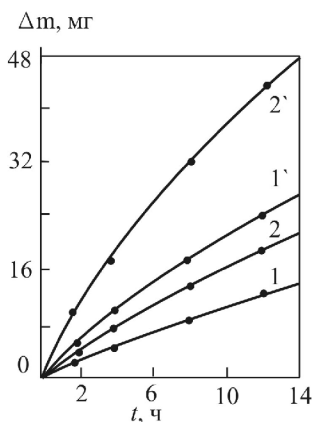


Рис.2.28. Зависимость весового износа стали (кривые 1 и 1') и материала 8-1-66 (кривые 2 и 2') от времени при подаче на пластмассу потенциала +30 В (кривые 1' и 2') и -30 В (кривые 1 и 2) [ 108 ]

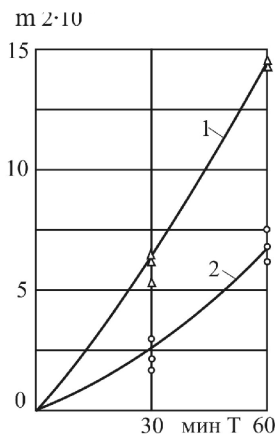


Рис. 2.29. Износ стального подшипника в паре «ДПК (с графитом) – сталь»:  
1 – пара трения замкнута (оба элемента заземлены); 2 – пара трения разомкнута изоляцией [131]

Величина переменного сигнала в этих парах колеблется от десятков до сотен милливольт [31]. Оказалось, что величина и знак заряда полимера (электрического поля, потенциала) влияют на интенсивность изнашивания. Исследованиями В.И. Колесникова [108], например, установлено, что при подаче на пластмассу (материал тормозных колодок) положительного потенциала от внешнего источника износ контртела в 2-3 раза выше, чем при отрицательной полярности (рис.2.28). Для обратных пар трения (вал изготовлен из пластмассы, а тормозная колодка – из стали [31]) при замкнутой цепи по ней протекал ток величиной  $(1-2) \cdot 10^{-6}$  А с направлением от подшипника к валу; размыкание электрической цепи снижает износ подшипника (рис.2.29). Для электропроводной пластмассы ФК-24С ток от внешнего источника может увеличивать и снижать трение [55].

**Электрохимические процессы** [138] проявляются при контакте металла с жидкостью, куда переходят ионы металла, при этом металлическая поверхность приобретает потенциал, устанавливающий равновесие между процессом выделения и осаждения ионов. Если в растворе находится контакт из двух металлов, то по этой цепи будет течь электрический ток до тех пор, пока в растворе сохраняются ионы металла и раствора.

Электрические токи этой природы могут протекать между



разными участками неомогенной поверхности [98], кроме этого возможна электризация поверхности металла и жидкости до десятков вольт, например, масла как смазки, при ее движении [286. С.41-48]. С.Н. Постников [177], [285. С.35-48] обнаружил скачок потенциала на металле при наличии смазки, который объясняется действием гальванических пар и электрокинетическими явлениями.

С электрохимических позиций объяснимы коррозионно-механический износ [179] и феномен избирательного переноса (ИП) [51, 137, 253, 254, 282].

При трении пары «бронза – сталь» в среде глицерина в результате электрохимического действия поверхность медного сплава подвергается избирательному растворению. Это происходит от того, что все элементы сплава обладают значительно большей химической активностью по сравнению с медью и являются анодами, о чем свидетельствует величина стандартных электродных потенциалов компонентов, например, сплава Бр. ОЦС-5-5-5 (- 0,136В - Sn; - 0,7628 В - Zn; - 0,126 В - Pb; + 0,337 В - Cu [282]). Избирательное анодное растворение компонентов и удаление их со смазкой из зоны трения приводят к образованию тончайшего медного покрытия на поверхности бронзы. Затем ионы меди оседают на катодных участках стали, образуя медную пленку. Доказательством электрохимической природы избирательного переноса является установленная связь между износостойкостью металлов и величиной гальвано - ЭДС, а также проявление ИП в таких коррозионно-активных средах, как серная кислота и едкий натр [51, 179].

Явление водородного износа в большинстве случаев также имеет электрохимическую природу и определяется электродным потенциалом металла. А.А. Поляков и Ю.С. Симаков [175] рассмотрели с позиций электрохимии возможные превращения на фрикционном контакте, которые приводят к образованию свободного водорода. Трение, с одной стороны, ускоряет десорбцию водорода с поверхности, а с другой – усиливает способность металла поглощать водород. Обычно при трении потенциал смещается в катодную область, что способствует более интенсивному выделению водорода.

Уместно привести здесь результаты не цитированного ранее в отечественной литературе исследования влияния электризации на стойкость деревообрабатывающего инструмента [314]. Э. Кивимаа изучал износ ножей фрезерных головок из низколегированной стали (HRC=59) и оснащенных твердым сплавом (11% Co+89% WC) по изменению главной составляющей усилием резания при обработке сосны и березы разной влажности. Усиленный износ ножей, проистекавший в некоторых случаях с большой ско-



ростью, объясняется (хотя бы частично) химическими процессами, при которых некоторые вещества в свежем дереве, например, органические кислоты, «травят режущую кромку» (термин Э. Кивимаа). Полагая, что феномен имеет электрохимическую природу, автор воздействовал на процесс износа посредством электризации при обработке свежего дерева, являющегося относительно хорошим проводником. Электризация осуществлялась подачей потенциала 1500В (сила тока составляла несколько ампер), причем один полюс источника постоянного тока соединялся с обрабатываемым деревом, другой – с фрезой, изолированной от шпинделя станка. На рис.2.30 и 2.31 представлены результаты на двух скоростях – 5 м/с, при которой в обычных условиях наблюдался максимальный износ, и 50 м/с, близкой к ее оптимальному значению.



Рис.2.30. Кривые затупления при резании со скоростью 5 м/с свежей сосны (влажность 110%): 1– без электризации; 2 – инструмент подключен к отрицательному полюсу; 3 – инструмент подключен к положительному полюсу [314]



Рис.2.31. Кривые изменения силы резания при фрезеровании со скоростью 50 м/с свежей сосны (влажность 110 %) от пути резания: 1 – без электризации; 2 - фреза подключена к отрицательному полюсу [314]

Как видно из рис.2.30, при малой скорости резания в обычных условиях, без применения электризации износ протекал равномерно и сравнительно быстро (см. рис.2.30, кривая 1); более высокое значение силы резания является следствием большего затупления инструмента. Если инструмент подключался к положительному полюсу источника тока (см. рис.2.30, кривая 3), затупление происходило с еще большей скоростью, и величина износа, как в первом случае, достигалась после 1/5 времени работы или после пути резания в 200 м. Соединяя инструмент с отрицательным полюсом (см. рис.2.30, кривая 2), Э. Кивимаа получил еще больший эффект. При увеличенной на порядок скорости резания (50 м/с) "отрицательная" электризация также эффективна (см. рис.2.31, кривая 2). Твердый сплав для обработки древесины со скоростью 5 м/с показывает худшую стойкость, чем



инструмент из углеродистой стали, тем не менее его "отрицательная" электризация тоже эффективна.

Э. Кивимаа высказывает предположение, что в описанных выше экспериментах, когда затупление инструмента происходило быстро (обычное резание и отрицательная электризация), причиной износа является межкристаллическая коррозия под напряжением. Этот «процесс протекает вдоль границ кристаллов, а в твердом сплаве – вдоль связующего металла, что в итоге приводит к растворению лезвия».

Важным в цитируемой работе [314] является то, что автор определяющую роль отводит электризации в процессе электрохимической коррозии по границам зерен структурных составляющих твердых сплавов, что, по его мнению, открывает возможности для создания инструментальных материалов для деревообработки (видимо, для условий трения и резания, когда реализуется механизм межкристаллической коррозии).

**Экзоэлектронная эмиссия (эффект Крамера)** – это процесс излучения электронов с поверхности твердых тел в результате возбуждения поверхности деформациями при различных видах обработки, а также в результате облучения источниками различной физической природы ( $\gamma$ -кванты, ультразвуковое излучение и др.) [77].

Данные исследований интенсивных экзоэмиссий при сухом трении показывают, что по кривым эмиссии, снятым в динамике трения, можно получить информацию о процессах в зоне контакта, оценить состояние поверхностей трения в связи с развитыми дефектами их структуры, уровень свободной поверхностной энергии и изучить закономерности реверсивного трения. В.Д. Евдокимов [77] установил, что в начальный момент трения увеличивается интенсивность экзоэмиссии, твердость, и снижается работа выхода электрона, причем в период приработки наблюдается прямая зависимость между экзоэмиссией и твердостью; при реверсе эта закономерность нарушается. Уменьшение при реверсе работы выхода электронов соответствует возрастанию экзоэмиссии (центрами ее являются места скопления дефектов структуры).

При обработке резанием нами была также обнаружена эмиссия экзоэлектронов [76]. Из других внутренних источников электризации при трении необходимо отметить: явление самоиндукции с появлением ЭДС- самоиндукции, возникающей при разрыве контакта трущихся тел [177]; звуковые явления (электроакустический эффект) [230]; кратковременное возникновение при сухом трении плазмы [331]; электроадгезионные явления [230].

Рассмотрим более подробно термоэлектрические явления,



проявляющиеся в условиях контактного взаимодействия при трении и резании, которые можно в этой связи называть трибоэлектрическими.

### 2.3.2. Эволюция взглядов и экспериментальные исследования трибоэлектрических явлений

Влияние на процесс изнашивания, прежде всего, термоэлектрического тока (термоЭДС) в цепи естественной термопары «инструмент-деталь» обнаружено в начале 50-х годов прошлого столетия. Это дало толчок многочисленным исследованиям этого направления с пиком опубликованных работ (около 300) в отечественной и зарубежной литературе в 60-70-е годы и дискуссиям в монографической и периодической литературе, а также в материалах авторитетных научных семинаров и конференций [155, 248, 285-287] в Москве, Одессе, Ташкенте, Киеве. Наряду с самым простым средством борьбы с вредными влияниями триботоков – электрической изоляцией одного из элементов пары трения – появились другие методы электрического воздействия на зону трения (резания), конкурирующие в определенной мере с методом разрыва цепи термотока. В работах [195, 201] проанализированы основные исследования в этой области, касающиеся трения металлических тел и износа режущих инструментов и инструментальных материалов; считаем необходимым изложить их в монографии с небольшими сокращениями с учетом последних публикаций, чтобы, используя оригинальные источники, проследить эволюцию взглядов на *физическую природу* действия триботоков и триботермоЭДС на процесс изнашивания.

Одной из первых работ, посвященных исследованию трибоэлектрических явлений в условиях трения, следует считать статью Шнурмана и Дэвиса [220], которые изучали возникновение скачков силы трения при протягивании штифтов через цилиндрические кольца и установили, что причиной скачков являются электростатические явления в слое смазки и контактных поверхностях металлических элементов пары трения. Диэлектрические свойства смазочной пленки определяют величину пробойного напряжения (15-20 кВ) и тока, проходящего через контакт. В среде парафина, например, для стальной пары при прохождении тока 2А скачок силы трения уменьшается почти в 2 раза по сравнению с бестоковым режимом. Авторы считают, что в общую силу



трения вносит существенный вклад ее электростатическая составляющая, и чтобы обеспечить плавное, без скачков, скольжение, требуется ток большей плотности.

Анализируя причины возникновения электрического тока при трении, А.Д. Дубинин [71, 72] установил, что электрический ток возникает даже при трении образцов из одного материала. Это обстоятельство позволило автору сделать вывод, что при трении твердых тел электрический ток протекает за счет термоЭДС и термоэлектронной эмиссии. Эксперименты, проведенные в производственных и лабораторных условиях при трении и холодной обработке (опилровке напильником, шабрени, распиловке материала ножовкой, точении пруткового материала на токарном станке), подтвердили наличие электрического тока. Зафиксированные автором средние значения тока при опилровке напильником и трении пластин из различных металлов со смазкой и без смазки, показали, что величина и направление тока различны для разных металлов.

Исследования А.Д. Дубинина показали, что термоэлектронные токи являются решающим фактором, влияющим на величину износа сопряженных пар. Для проверки влияния электрического тока на износ трущихся образцов были проведены долговременные испытания [72] образцов при работе в нормальных условиях и с наложенным закорачивающим шунтом. При одинаковых условиях работы износостойкость трущихся пар с закорачивающим шунтом (частичная компенсация термоЭДС) в 2 раза выше износостойкости образцов без шунта (рис.2.32).

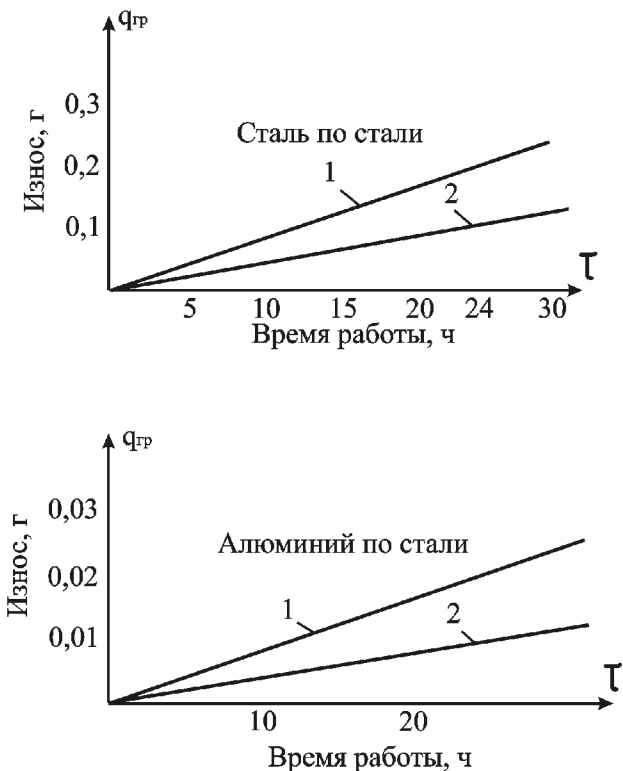


Рис.2.32. Износ трущихся поверхностей стальных и алюминиевых образцов при работе: 1 – без шунта; 2 – при наложении шунта [71, 72]

Аналогичные результаты получены А.Д. Дубининым и при введении в зону трения постоянного тока от внешнего источника. Установлено, что при токе 80...120 мкА колебание потенциалов минимальное и характеризуется на осциллограммах относительно ровной линией; для каждой трущейся пары существует оптимальное значение силы тока. В производственных условиях А.Д. Дубининым было проверено влияние тока на износ фильеров при протягивании проволоки; стойкость фильеров с подключенным конденсатором в 3 раза выше стойкости их при работе в обычных условиях.

Исследованиями влияния электрического тока на износ при трении несколько позднее А.Д. Дубинина занимались братья П.Л. и С.Л. Гордиенко [63], которые изучали влияние тока на





износ образцов из оловянистой бронзы при полусухом трении о торец стального закаленного диска. Испытанию подвергались одновременно два образца, изолированные друг от друга и корпуса установки, а износ определялся на одном из образцов. Опыты проводились на  $v=12,5$  м/с и удельном давлении  $p=1,6$  кгс/см<sup>2</sup> со смазкой трущихся поверхностей техническим вазелином. Устанавливалось влияние тока от постороннего источника ( $I=6A$ ,  $E=1B$ ) и его направление на износ образца, а также термотока, возникающего при изоляции исследуемого образца на площадке трения. Термоток в этом случае был меньше, чем при соединении двух образцов, и возникал, как указывают авторы, вследствие разности скоростей трения на разных участках площадки трения.

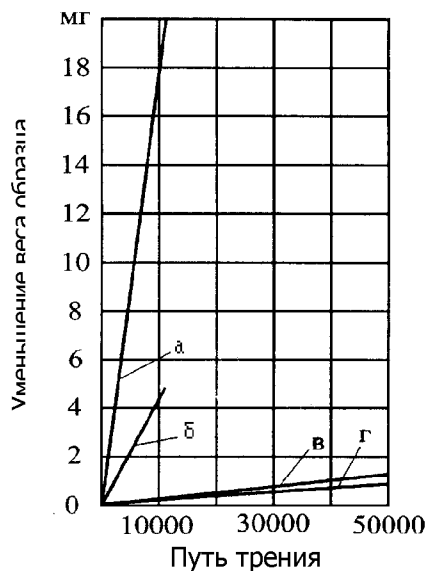


Рис.2.33. Влияние электрического тока на износ из оловянистой бронзы при трении о закаленную сталь [63]: а – образец присоединен к положительному полюсу батареи; б – то же, к отрицательному полюсу; в – цепь термотока замкнута; г – образец изолирован

Из рис. 2.33 видно, что наибольший износ наблюдается в случае протекания тока от истираемого образца к диску (см. рис.2.33, линия а); при обратной полярности (см. рис.2.33, линия б) износ образца уменьшается в 4 раза. Наименьший износ ус-



тановлен, когда стираемый образец не являлся частью ческой цепи (см. рис. 2.33, линия г) и был приблизительно в 1,5 раза меньше, чем при замкнутой цепи (см. рис. 2.33, линия в).

Аналогичное влияние электрического тока на износ подшипников установили Simpson и Russell [232]. Испытание шариковых подшипников в течение 24 часов с целью выяснения физического воздействия тока показало, что при максимальном токе 50 А дорожка качения на наружном кольце, соединенном с положительным полюсом источника постоянного тока, сильно потемнела, и на шариках также появились темные полосы. При перемене направления тока потемнение происходило на внутреннем кольце; внешний вид наружного кольца не изменялся, но шарики также покрывались темными полосами. При пропускании токов силой 25, 12, 6, 3, 1А и 500, 250 и 125 мА характер повреждений подшипниковых колец и шариков такой же, как при токе 50 А, но интенсивность почернения снижается с уменьшением тока. При токах меньше 3А на кольцах не обнаружено следов повреждений, а на шариках появляется большое количество глубоких ямок. Шарики при малых токах также темнеют, и с уменьшением тока до 125 мА, как указывают авторы, коррозионный питтинг (износ) их не уменьшается, а становится точечным.

Применительно к процессу резания влияние слабых электрических токов на износ инструмента изучали ряд отечественных и зарубежных исследователей. Необходимо прежде всего отметить опубликованную и цитированную нами выше статью Э. Кивимаа [314] по фрезерованию дерева, где установлено влияние электрического тока на износ стальных и твердосплавных ножей.

Опубликованные в ФРГ Аксером [296, 297] и Опитцем [322] данные о влиянии термоэлектрического тока на износ твердосплавных резцов при резании металлов являются, по существу, первыми. Аксер изучал износ твердосплавных образцов марки ТТЗ при точении нелегированной стали ( $\sigma_s = 88 \text{ кгс/мм}^2$ ) с сечением среза  $a \times s - (2 \times 0,28) \cdot 10^6 \text{ м}^2$  при скоростях резания 1,17...2,5 м/с. При резании фиксировалась термоЭДС, в зону резания вводилась компенсирующая ЭДС, равная по величине термоЭДС, но противоположная по знаку. Установлено довольно ощутимое влияние термотока на износ твердосплавной пластинки по задней поверхности. На рис.2.34 приведены результаты опытов Аксера при обычном резании и при компенсации термоЭДС. В опытах с компенсацией резец изолировался от массы станка, а от источника тока через делитель напряжения ток подводился в зону резания.

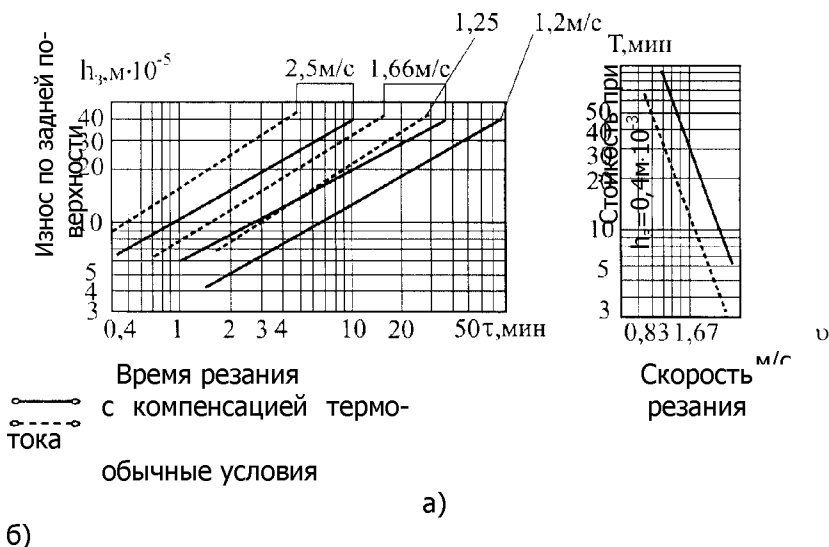


Рис.2.34. Влияние компенсации термоЭДС на износ (а) и стойкость (б) твердосплавных резцов (по Аксеру) [296, 297]

Как видно из рис.2.34, в выбранном диапазоне скоростей компенсация ТЭДС уменьшает износ по задней поверхности (см. рис.2.34,а) и повышает стойкость (см. рис.2.34,б) более чем в 2 раза (59 мин. с компенсацией и 23 мин. – при обычном резании) Г. Опитц [322] повторил опыты Аксера и подтвердил их результаты. При обычном точении нелегированной стали с сечением среза  $(0,2 \times 0,23) \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$  твердосплавными резцами марки L3 со скоростью 1,67 м/с стойкость до износа по задней поверхности 0,4 мм составляла 13 мин; подведение компенсирующей ЭДС повысило стойкость до 33 мин.

Влияние слабых электрических токов на износ инструмента изучал также Т. Хеенкамп [310, 311]. Им установлено, что между компенсацией напряжения и простой изоляцией резца от массы станка нельзя ставить знак равенства, так как даже при разомкнутой внешней цепи "резец-деталь-станок" существует так называемая внутренняя цепь тока "стружка-резец-деталь", по которой протекает ток, вызванный разностью температур передней и задней поверхностями резца. На рис.2.35 представлены результаты экспериментов Хеенкампа для двух марок сталей С60W3 и St52 резцами из твердых сплавов S3 и S4 с резцами среза  $(2 \times 0,2) \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$  (сплав S4) и  $(0,2 \times 0,28) \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$  (сплав S3). В режиме избыточной компенсации термоотоков получено снижение изно-



са почти 2 раза.

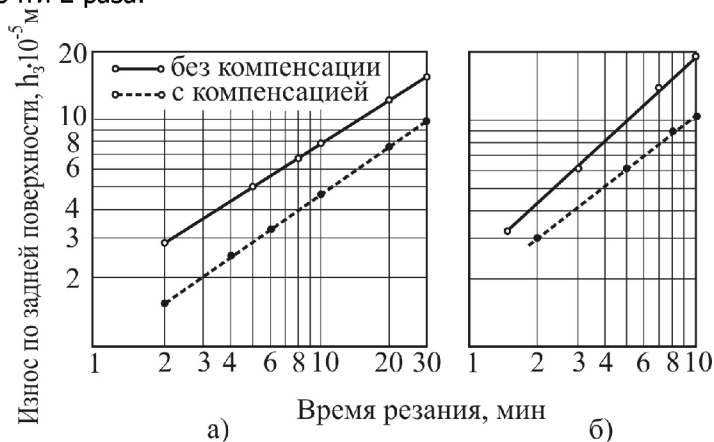


Рис.2.35. Зависимость износа резцов по задней поверхности от времени работы в обычных условиях и с компенсацией: а - твердый сплав S4 – сталь CGn3, ( $v=120$  м/мин.); б - твердый сплав S3 – сталь St52 ( $v=230$  м/мин.) [310]

Среднее значение вводимого в зону резания компенсирующего тока равнялось  $62,5 \cdot 10^{-6}$  А (а) и  $10 \cdot 10^{-6}$  А (б) (см. рис.2.35).

Т. Хеенкамп выдвинул новую, для своего времени, гипотезу о влиянии тока на износ задней поверхности, о чем будет сказано ниже, и в общем износе задней поверхности резца выделил долю износа от тока ("электрический износ", по терминологии Хеенкампа).

После опубликования данных исследований Г. Аксера и Г. Опитца за рубежом появились работы, в которых не было обнаружено положительного влияния компенсации термоЭДС (термотокков) на износ при резании. Так, в лаборатории механической технологии Королевского технологического института в Стокгольме (Швеция) полученные в ФРГ результаты проверялись Энгстрандом [304, 305] экспериментально при точении болванок  $150 \times 250$  мм из отпущенной углеродистой стали ( $C=0,7\%$ ) твердостью  $H_B=180$  ед резцами с механическим креплением четырехгранного столбика из твердого сплава S2. Столбик облучался в атомном реакторе потоком нейтронов, и износ инструмента определялся путем измерения остаточной радиоактивности в стружках. После резания в шести случаях - цепь термотока разомкнута, цепь замкнута, компенсация термоЭДС, избыточная компенсация током 10 мА, то же - 100 мА и 500 мА, скорость резания  $v=13,3$  м/с, размеры среза  $(2 \times 0,41) \cdot 10^{-3}$  м<sup>2</sup> оказалось, что относительный износ в единицу времени шести резцов практически одинаков. На



наш взгляд, применение в данном случае способа изучения износа с помощью радиоактивного резца небезупречно в методическом отношении, так как испытаниям подвергался всего один радиоактивный столбик для упомянутых шести случаев резания. Найти решение спорной проблемы путем использования всего лишь одного 6-кромочного столбика, весьма сложно, но этим Энгstrand гарантировал себя от случайностей, вызванных частичной неоднородностью разных режущих пластин. Результаты опытов могли быть иными, если бы автор варьировал сечением среза, скоростью и для каждого случая использовал бы отдельные резцы, предварительно протаривав все режущие пластины, или измерял износ другим (не косвенным, а прямым) методом.

Шолая и Хьюз [195] при чистовом точении мягкой стали подтвердили данные опытов Энгстранда, т.е. разницы в износе задних поверхностей резцов при точении с замкнутой цепью термотока и компенсации термоЭДС не обнаружено. По данным Барроу и Спенсера, Эллиса и Барроу [303], обработка стали ХС45N твердым сплавом К11 при скорости резания  $v=0,5$  м/с, подаче  $S=0,152 \cdot 10^{-3}$  м/об и глубине резания  $t=1,27 \cdot 10^{-3}$  м с изоляцией инструмента неэффективна; средняя стойкость резцов здесь составила  $24,6 \pm 7,6$  мин, а в обычных условиях –  $25,5 \pm 6,9$  мин. Компенсация термоЭДС не обеспечила увеличения стойкости, среднее значение которой равнялось 26 мин.

У нас в стране эффект повышения стойкости при вводе в зону резания слабых токов обнаружил М.Т. Галей при сверлении [47, 48]. При обработке с охлаждением стали 45 ( $H_B=200$ ) быстрорежущими сверлами  $\varnothing 2-10$  мм он вводил в зону резания слабый ток противоположного направления с термотоком, в результате чего стойкость сверл повышалась в 2...4 раза при условии, что напряжение от внешнего источника в 4...5 раз выше ЭДС, генерируемой зоной резания [47]. Однако автором не указаны режимы резания, и отсутствуют сравнительные результаты по износу сверл при резании с током и без него. Позднее М.Т. Галей опубликовал данные о влиянии тока и его направления на износ при трении и сверлении, а также на тепловые явления [48, 195]. При разомкнутой цепи «станок - изделие – инструмент» путем изоляции последнего в цепь подключался внешний источник тока и исследовался износ образца из Р18 при трении по диску из стали 45. При скорости 1,67 м/с и давлении на образец 20 кгс автор фиксировал термоЭДС, которая равнялась 2,3; 2,5; 2 и 3 милливольт; после включения в цепь отрицательной ЭДС износ уменьшился в 3 раза. Данные экспериментов, полученные М.Т. Галеем



при трении, были им проверены для сверления сверлами диаметром 7,3 мм при скорости  $v=0,42$  м/с и подаче  $S=0,1 \cdot 10^{-3}$  м/об. При положительной ЭДС было просверлено 30 отверстий (общая длина сверления 0,6 м); сверло изнашивалось по уголкам на 0,5 мм. Введение отрицательной ЭДС (-10...-15 милливольт, 20...32 мА) после обработки 24 отверстий уменьшило износ сверла по уголкам до 0,1 мм. С увеличением скорости резания до 35 м/мин ( $S=100$  мм/мин) оказалось, что отрицательная внешняя ЭДС также повышает стойкость сверла, но только на 15-16%, т.е. при большей скорости эффект влияния отрицательной ЭДС снижается. М.Т. Галей отмечает, что аналогичная картина наблюдалась и при трении образца из Р18 о сталь 45.

В.А. Бобровским [37] был подтвержден эффект снижения износа быстрорежущих сверл  $\varnothing 6,0$  мм при разрыве цепи результирующего термотока изоляцией инструмента (детали). Для этого обрабатывалась без охлаждения сталь 18Х2Н4ВА ( $v=0,17$  м/с,  $S=0,1 \cdot 10^{-3}$  м/об, глубина сверления  $3d$ ), и стойкость сверл на этом режиме была в 3,3...3,9 раза выше, чем при обычном резании. Расширение диапазона обрабатываемых материалов (Ст 35, Ст 45, 30ХГСА, 38ХС, 37ХН1М, 1Х18Н9Т, ВТ3-1) и диаметров сверл из Р18 (4-20 мм) позволило автору получить в лабораторных и производственных условиях увеличение стойкости сверл при их изоляции в 1,58 - 3,67 раза.

В наших ранних работах [2, 3, 191, 195, 197, 199, 208] исследовалось влияние трибоэлектрического тока на износ быстрорежущих и твердосплавных сверл марок Р18, Р6М3, Р8М3Ф4, Р6М4Ф4, Р4М4Ф4, ВК15, обрабатывающих стали 1Х18Н9Т, ЭИ696А, Ст45, У8. Изоляция сверл от массы станка при работе на форсированных режимах увеличивает среднее время безотказной работы в 1,2...1,8 раза (табл. 2.1) [208].

Таблица 2.1

Время (мин) безотказной работы сверл с вероятностью 0,9

Материал сверл	Обрабатываемый материал		
	1Х18Н9Т	Ст45	У8
Р6М3	0,5/0,9	0,4/0,7	0,2/0,35
Р18	0,4/0,7	3,0/5,4	1,1/2,0
Р4М4Ф4	0,3/0,37	2,8/3,4	7,7/8,8
Р6М4Ф4	5,6/7,3	1,2/1,6	4,1/5,3
Р8М3Ф4	4,4/6,3	0,8/1,2	3,7/5,3

*Примечание:* данные в числителе – обычное резание; в знамена-



теле – сверло изолировано.

Обрабатывая сверлами из P18 Ø 65,1; 7,2; 10 и 15 мм нежелезующие стали Ж654 и ВЖ-5, а также титановый сплав ВТ5, С.Н. Постников и другие [286. С.61-70] получили 1-7 - кратное увеличение стойкости инструмента при размыкании внешней цепи термотока.

Нами были рассмотрены в определенном смысле «пионерские» работы, авторы которых внесли существенный вклад в изучение проблемы "электрического" износа пар трения, токарного и сверлильного инструмента. Естественно, что за почти сорокалетний период с момента опубликованных первых работ в области трибозлектрики (термин И.В. Крагельского) проведено достаточно исследований применительно к этим и другим операциям механической обработки, например, зенкерования, фрезерованию, резьбонарезанию, зубообработке, дорнованию.

В табл.2.2 и 2.3 представлены обобщенные данные этих исследований. Не акцентируя пока внимание на "электрическом режиме" пар трения (резания), отметим огромный разброс экспериментальных данных по коэффициентам эффективности  $K_{и}$  и  $K_{т}$  (см. табл.2.2 и 2.3): в условиях трения  $K_{и}=1...4,0$ , а для резания –  $K_{т}=0,63...7,0$ . Возникают вопросы: эффективно ли управление слабыми трибозлектрическими токами, протекающими по цепи "станок - приспособление – инструмент – деталь" для стабильного повышения стойкости инструмента? Какими причинами обусловлен разброс экспериментальных данных даже в пределах одного вида обработки (уникальной является операция сверления, для которой эффективность разрыва цепи термотока варьируется в пределах 0,63...7 раз)? Существуют ли сегодня научные предпосылки, позволяющие приоткрыть завесу над сложным физическим явлением взаимодействия режущего инструмента материала с трибозлектрическими процессами как "продуктами" диссипации энергии трения (резания)? Мы постараемся дать ответы на эти и другие вопросы в последующих главах, предварительно ознакомившись с оценкой существующих гипотез, объясняющих влияние триботоков на процесс изнашивания, а затем представим нашу позицию по рассматриваемому вопросу.



Таблица 2.2

Влияние постоянного электрического тока на износ при трении

№ п/п	Источник информации	Материалы пары	Режим трения	Электрические условия на контакте	Коэффициент снижения износа $K_{и}$
1	2	3	4	5	6
1	[71]	Сталь-платина	-	шунтирование	2,2
		Алюминий по стали	-	-«-	2,0
2	[48, 63, 285]	Бронза по стали	$v = 17,5$ м/с	противоток 6А	4,0
		P18 по Ст45	$v = 1,5-1,85$ м/с $P = 0,16$ Мпа	изоляция против-ЭДС	1,5 3,0
3	[ 120 ]	Никель по стали 2Х13	$v = 15$ м/с $N = 10Н$	ток $1 \cdot 10^5$ А	2,0
		Армко-железо по стали 2Х13	$v = 15$ м/с $N = 10Н$	ток $1 \cdot 10^4$ А	4,0
		Цинк по стали 2Х13	$v = 15$ м/с $N = 50Н$		2,8
4	[286, 287,] [ 286]	БрАЖ9-4 – закаленная Ст45	$v = 4$ м/с $P = 0,5$ МПа	шунтирование против-ток $1 \cdot 10^{-3}$ А	1,25- 2,3
	ШХ15 по ШХ15	$v = 0,33$ м/с $N = 1000Н$	ток – 10 А	1,2	





5	[89]	БРОФ по БРОЦС	$v = 2,5$ м/с $P = 0,25$ МПа	отрица- тельный ток 125А/см <sup>2</sup> положи- тельный ток 10А/см <sup>2</sup> изоляция	1,3
		БРОФ по Ст45	$v = 2,5$ м/с $P = 0,14$ МПа		1,5
6	[61]	Co-A <sub>9</sub> -MoS <sub>2</sub> по стали 2X13	$v = 0,3$ м/с $P = 0,9$ Мпа		1
7	[ 4 ]	T15K6 по Ст45	$v = 4,2$ м/с	компенса- ция	1,6
8	[ 203 ]	T15K6 по Ст45	$v = 3,0$ м/с	изоляция -«-	1,5
		P18 по Ст45	$v = 0,6$ м/с		2,05



Таблица 2.3

Влияние трибологических токов на стойкость металлорежущих инструментов

№ п/п	Вид обработки	Источники информации	Материал		Режим резания	Электрические условия в зоне резания	Коэффициент увеличения стойкости Кт
			4	5			
1	Точение	[38, 116, 152, 155, 159, 160, 172, 203, 211, 229, 274, 285, 286, 296, 300, 304, 305, 310, 322]	Твердые сплавы и быстрорежущие стали	Углеродистые, легированные, жаропрочные стали, титановые сплавы, чугун	$D=0,18-5,7$ м/с, $S=0,04-0,046 \cdot 10^{-3}$ м/об, $t=0,12-2$ мин.	7	8 1-2,5
2	Сверление	[2, 3, 38, 41, 111, 112, 143, 170, 177, 191, 195, 199, 208, 237, 245, 285, 286]	Быстрорежущие стали и твердые сплавы	Углеродные, легированные, жаропрочные, титановые сплавы, чугун	$d=1-24,0 \cdot 10^{-3}$ м, $D=0,06-0,55$ м/с, $S=0,03-0,28 \cdot 10^{-3}$ м/об	изоляция, компенсация, протирок	0,63-7,0
3	Зенкерование	[36, 171]	Твердый сплав ТТ10К8Б	Жаропрочные стали ЭИ-481, Х18Н22В2Г2, Ст40, Ст45	$D=4-20$ м/с, $S=0,03-0,28 \cdot 10^{-3}$ м/об	изоляция, компенсация, протирок	2,0 1,4-4,0
4	Развертывание	[287. С. 11-14]	Р6М5	Спеченый композиционный материал на основе железа	$D=0,15$ м/мин; $S=0,25 \cdot 10^{-3}$ м/об.	изоляция, компенсация, протирок	2,0 1,4-4,0



Окончание табл. 2.3

1	2	3	4	5	6	7	8
5	Фрезерование	[38, 203], [124], [233], [286, С.70-80], [287, С.54-56]	Твердый сплав, быстрорежущая и легированная стали	Легированные стали	$v = 0,3-0,9$ м/с, $S = 0,08-0,1$ мм/об.	изоляция, компенсация	1,3-2,4
6	Нарезание резьбы метчиками	[111, 193, 236]	Углеродистая инф. сталь, легированная инструментальная сталь, быстрорежущая сталь, твердый сплав	Латунь, нержавеющая сталь	$v = 0,15-0,31$ м/с, $S = (1-1,75) \cdot 10^{-3}$ м M12-M27	изоляция	1,2-2,0
7	Зубонарезание	[286, С.85-95], [287, С.54-56]	Быстрорежущая сталь	Углеродистые и легированные стали	$D = 0,27-0,9$ м/с, $S = (0,24-2 \cdot 10^{-3})$ м/об, $F = (5-14,25) \cdot 10^{-3}$ м	изоляция	1,1-2,3
8	Протягивание	[36]	P18	Ст45,40X	--	изоляция	1,4-1,7

Поддаляющее большинство исследователей изучали влия-



ние трибоэлектрических процессов (термоЭДС и обусловленных ими токов) на износ трущихся пар и режущих инструментов всех типов, применяя следующие схемы:

1) закорачивание шунтом цепи термотока, нагружение зоны трения сопротивлением величин которого равен или меньше сопротивления контакта;

2) разрыв электрической цепи трущейся пары или цепь "инструмент – деталь - станок" путем электроизоляции одного из элементов этой цепи (чаще всего инструмента);

3) компенсация термоЭДС, возникающей при трении (резании) путем подведения к зоне контакта ЭДС, равной по величине, естественно возникающей, но противоположной ей по знаку (противоЭДС); в результате результирующей термоток становится равным нулю;

4) подведение к контакту противоположной по знаку ЭДС и по величине большей, чем естественно возникающая ЭДС, при этом по цепи потечет ток в направлении, противоположном термотоку (метод противоЭДС);

5) компенсация результирующих термотоков, протекающих по цепи "инструмент-деталь-станок", путем введения в зону трения (резания) постоянного тока от постороннего источника, равного термотоку, но противоположного ему по знаку;

6) пропускание по цепи постоянного тока от постороннего источника, превышающего величину результирующего термотока и противоположного ему по знаку - метод противотока; в паре "инструмент - деталь" твердый сплав является отрицательным полюсом, а быстрорежущая или легированная инструментальная сталь – положительным;

7) воздействие на термотоки и тепловые потоки магнитными полями путем намагничивания стального инструмента, при этом используется термомагнитный эффект;

8) включение в цепь результирующего триботока электрической цепочки типа RC для подавления импульсных разрядов.

Не останавливаясь на преимуществах и недостатках каждой из названных схем, отметим, что при их реализации авторы ставили совершенно конкретную цель – обосновать собственную точку зрения на природу влияния трибоэлектрических процессов на процесс изнашивания или уточнить обнаруженный эффект.

### **2.3.3. Многоуровневый подход к изучению трибоэлектрических процессов и их влияние на трение и износ**



Остановимся на анализе гипотез, высказанных разными авторами, о влиянии трибоэлектрических процессов на трение и износ, опуская детализацию точек зрения (это сделано на высоком уровне в монографии С.Н. Постникова [177]) по работам, опубликованным на тот период, а также в наших ранних исследованиях [191, 195, 197, 208, 324], обратив особое внимание на публикации последних лет.

1. **Эрозионное разрушение** поверхности трения под влиянием термотока обнаружили П. Л. и С. Л. Гордиенко [63]. Они считают, что ток на трущиеся поверхности оказывает эрозионное действие, по природе аналогичное тому, которое наблюдается при электроэрозионной обработке. Этой точки зрения придерживаются А.Д. Дубинин [71, 72], Ю.С. Дубров с сотрудниками [4, 241], [285. С.56], [286. С.93, 70] и Ю.М. Коробов [155].

2. **Термоток и ток от внешнего источника** проявляют себя как **стимуляторы газовой коррозии (окисления) и электрохимической коррозии**, когда трение осуществляется в среде электролита. Первой работой в этом направлении было исследование Аксера [296, 297] применительно к твердосплавным резцам; при трении известны работы И.И. Бакрадзе и М.А. Иванова [286. С.25-27], [84], Я.Л. Глускина [61], Л.Г. Коршунова и Р.И. Минца [120], Симпсона и Рассела [232].

Достаточно серьезные исследования окислительного изнашивания резцов были проведены в Ташкентском политехническом институте под руководством Г.И. Якунина [12, 293, 294], [286. С.132-137]; необходимо вспомнить здесь работы А.П. Москалева [159, 160], Е.В. Бурмистрова и А.В. Тарасова [41], В.А. Жилина [78], Эллиса и Барроу [179], Ю.М. Коробова [116] и уже упоминавшееся выше оригинальное исследование Кивимаа [314].

В наших ранних работах изучалось влияние трибоэлектрических процессов на износ сверл при обработке отверстий в жаропрочных сталях [191, 195]. Так как широкому кругу специалистов основные результаты этих исследований неизвестны, приведем фрагменты этих работ.

Термоэлектрический ток в известной степени обуславливает окислительный износ. В настоящее время износ инструмента от окисления кислородом воздуха еще всесторонне не исследован. Больше того, существует мнение, что окисление вообще невозможно, так как из-за плотного контакта поверхностей инструмента со стружкой и обрабатываемой деталью кислород воздуха не может проникать в зону резания, и трение происходит по ювелирным поверхностям. Наряду с этим имеются данные [195] о существенном влиянии кисло-



резании.

Проникновение кислорода воздуха в зону резания можно объяснить несколькими причинами:

1) контакт между поверхностями инструмента, стружкой и изделием из-за наличия шероховатостей имеет не сплошной характер, а островной;

2) мельчайшие частицы инструментального материала уносятся потоком сбегавшей стружки, и в местах отрыва образуется мгновенный вакуум, куда устремляются молекулы кислорода;

3) при резании с небольшими скоростями, в частности, при сверлении, когда периодически возникает и срывается нарост, задняя поверхность инструмента подвергается воздействию кислорода воздуха;

4) проникновению кислорода в зону резания способствуют в некоторых случаях автоколебания и образование опережающей трещины.

Громадные удельные давления на контактных поверхностях инструмента препятствуют проникновению воздуха в зону резания. С другой стороны, из-за пластической деформации поверхностных контактных слоев инструмента и отсутствия на них в начальный момент резания промежуточных пленок поверхности становятся химически активными. В результате этого, а также за счет искажений кристаллической решетки обеспечивается высокая скорость диффузии кислорода в решетку материала, сопоставимая с обычными скоростями резания. Образующиеся окисные пленки удаляются при трении с поверхностями инструмента, обуславливая их износ.

Долю окислительного износа инструмента можно уменьшить, осуществляя процесс резания в нейтральной среде или устраняя вредное влияние термотока разрывом его цепи, или же вводом в зону резания противотока. Предложенная нами схема влияния термотока, а также направления внешней ЭДС при резании представлена на рис. 2.36.

Если резание осуществляется при средних и повышенных температурах, то рост пленки окисла на инструменте при работе с разомкнутой цепью термотока подчиняется закону Вагнера и происходит только за счет диффузии или миграции катионов инструментального материала (Me) в электрическом поле, создаваемом разностью потенциалов между внешней и внутренней поверхностями первичной пленки окисла (см. рис.2.36,б). При обычном резании, когда по цепи «инструмент – деталь – станок» протекает термоток (см. рис.2.36,а), ускоряется доставка электронов к границе окисел – кислород воздуха, так как омическое сопротивление внешней цепи меньше, чем у слоя окисла.



Одновременно усиливается миграция катионов го материала к границе окисел – кислород воздуха для получения устойчивого термодинамического равновесия. В случае наложения на инструмент ЭДС того же знака, что и ТЭДС (см. рис.2.36,в), картина принципиально не изменяется; здесь также ускоряется встречная миграция катионов материала ( $Fe^{2+}, W^{6+}$  - для быстрорежущей стали;  $W^{6+}, Co^{2+}$  - для однокарбидных твердых сплавов) и анионов кислорода и электронов, в результате чего окисная пленка утолщается. Приложение встречной внешней ЭДС (см. рис.2.36,г), наоборот, затрудняя миграцию электронов, необходимых для ионизации кислорода, будет приводить к образованию более тонкой пленки окисла.

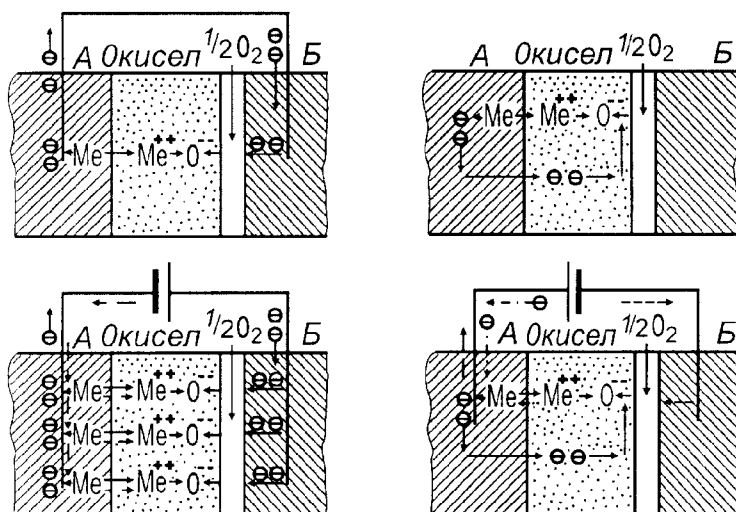


Рис.2.36. Схема влияния термотока и направления внешней ЭДС на скорость окисления: а – обычное резание; б - компенсация ТЭДС; в – положительная ЭДС; г - отрицательная ЭДС

На основании вышеизложенного была получена приближенная формула, которая может быть использована для качественного анализа влияния направления внешней ЭДС на скорость роста окисной пленки:

$$\frac{dy}{dt} = B \frac{E_0 \pm E}{R_1 + R_2 + \frac{y}{Sm_o(n_a + n_k)}} \quad (2.47)$$



Здесь  $y$  – толщина окисной пленки;  $t$  – время;  $B$  – коэффициент пропорциональности;  $E_0$  – разность потенциалов между внешней и внутренней поверхностями окисла;  $\pm E$  – внешняя ЭДС;  $R_1$  – сопротивление инструментального материала;  $R_2$  – сопротивление обрабатываемого материала;  $R = y / S \nu n_s (n_a + n_k)$  – сопротивление пленки окисла;  $S$  – площадь окисной пленки;  $\nu$  – ее удельная проводимость;  $n_z$ ,  $n_k$  и  $n_a$  – числа переноса для электрона, катиона и аниона.

Для проверки изложенных положений исследовали влияние слабых токов и их направления на процесс окисления образцов из P18 и BK15M в печи, а также сверл из этих материалов при сверлении жаропрочной стали 1X18H9T. Предварительно проводился рентгеноструктурный анализ P18 и BK15M на специально подготовленных образцах, рабочие поверхности которых протравливались. Фазовый анализ показал наличие в структуре P18 сложного карбида  $Fe_3W_3C$  и  $\alpha$  - Fe (мартенсита), а в BK15M – WC и Co.

Образцы инструментальных материалов в паре со сталью 1x18H9T нагревались в специальной печи при разомкнутой и замкнутой цепи термотока и подключении их к положительному и отрицательному полюсам внешнего источника постоянного тока. Результаты расшифровки рентгенограмм этих образцов показали, что направление тока влияет на фазовый состав окислов. Если направление тока, вводимого извне, совпадает с направлением ТЭДС данной пары, то на рентгенограммах быстрорежущей стали, кроме основных фаз и окислов железа  $Fe_2O_3$  и  $Fe_3O_4$ , обнаружены также окислы вольфрама  $WO_3$ . При нагревании без тока и при перемене полярности вводимого тока окисление уменьшается, о чем свидетельствует наличие окислов железа  $Fe_3O_4$  – в первом случае,  $Fe_2O_3$  и  $Fe_3O_4$  – во втором. Для твердосплавных образцов из BK15M попутная полярность внешней ЭДС способствует образованию окислов вольфрама  $WO_3$ ,  $W_{20}O_{58}$  и окисла кобальта CoO с максимальным содержанием кислорода в окислах. В остальных случаях образуется окисел  $WO_2$ , и отсутствуют окислы кобальта.



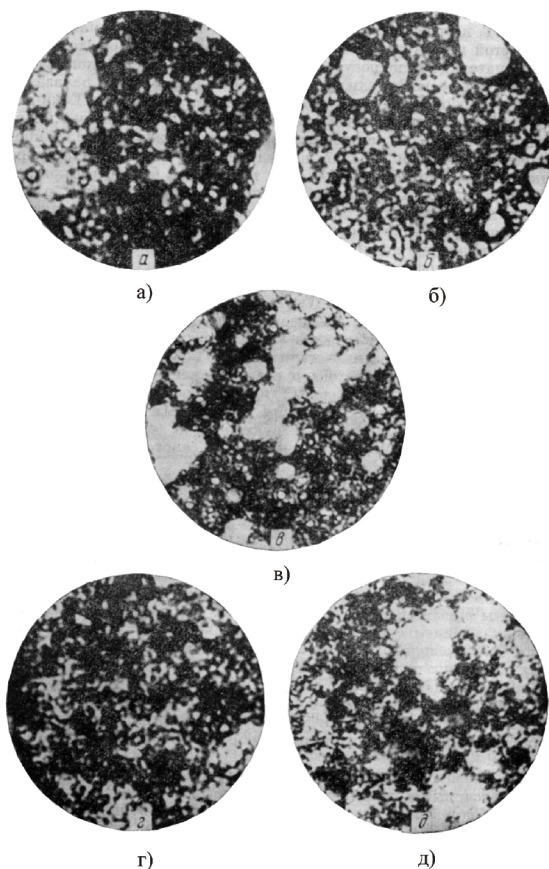


Рис.2.37. Изменения в структуре образцов из быстрорежущей стали P18, нагретых в печи в паре со сталью 1X18H9T в течение 1,5 ч (x 800): а – цепь термотока замкнута; б – цепь термотока разомкнута; в – исходная структура; г –  $I=+1,2$  А; д –  $I=-1,2$  А

Металлографическим анализом поверхностей окисленных образцов и контактных площадок задних поверхностей сверл после кратковременного резания стали 1X18H9T установлено существенное влияние слабого тока и его направления на вид поверхности. На рис.2.37 показаны микрофотографии травленых образцов из быстрорежущей стали, окисленных в печи при различных условиях. Исходная структура P18 (см. рис.2.37,в) – белые пятна карбидов  $Fe_3W_3C$  и мартенсит  $\alpha$  - Fe (серого цвета), расположенный по полю между карбидами. При нагревании обе фазы подвергаются окислению. Карбиды покрываются цветами побежалости



сти, желтого, сиреневого и фиолетового цветов, а окислы железа имеют темно-бурый, светло-коричневый и светло-серый цвет. Подключение образца из P18 к положительному полюсу батареи ( $I = 1,2A$ ), интенсифицируя процесс окисления, приводит к частичному разложению карбидов (см. рис.2.37,г); отсутствие карбидов на этом снимке говорит о том, что они или разложились, или, что вероятнее всего, покрыты окислами железа. При нагреве без тока (см. рис.2.37,б) или с подключением образца к отрицательному полюсу батареи (см. рис.2.37,д) карбиды сохраняются, хотя и покрыты цветами побежалости; окислению подвергается, в основном, мартенсит (темные пятна по полю на рис.2.37,б и 2.37,д). В случае нагревания образцов с разомкнутой цепью термотока (см. рис.2.37,б) окисление протекает менее интенсивно.

Аналогичная картина наблюдается при нагревании образцов и из твердого сплава BK15M. Изменения в структуре инструментальных материалов, зафиксированные в печи после нагревания в различных условиях, были обнаружены и на контактных площадках задних поверхностей сверл [191]. Разрыв цепи термотока и введение в зону резания встречного термотоку тока уменьшают окисление; при попутном токе обнаружены даже окислы FeO, что видно из протокола расшифровки рентгенограмм (табл. 2.4).

Таблица 2.4

Результаты рентгеноструктурного анализа задней поверхности сверл

Но- мер ли- ний	Сверло P18, $\varnothing 5,5$ мм; $v = 0,19$ м/с, $S = 0,125 \cdot 10^{-3}$ м/об, $I = +1,2A$						
	1 мм	Интен- сив- ность линий	$\Theta^0$	$\sin \Theta$	$\alpha, \beta$	d, кХ	Фаза
1	67,0	Слабая	20,40	0,3486	$\alpha$	2,7714	Fe <sub>3</sub> W <sub>3</sub> C
2	73,1	"	22,30	0,3795	$\alpha$	2,5455	Fe <sub>3</sub> W <sub>3</sub> C
3	74,7	"	22,30	0,3875	$\alpha$	2,4929	FeO
4	79,5	"	24,24	0,4106	$\beta$	-	-
5	82,9	Сред- няя	25,28	0,4261	$\beta$	-	-
6	88,15	"	26,85	0,4518	$\alpha$	2,1388	FeO; Fe <sub>3</sub> W <sub>3</sub> C
7	92,5	Силь- ная	28,20	0,4726	$\alpha$	2,0443	$\alpha$ -Fe



8	96,7	Очень слабая	29,50	0,4924	$\alpha$	1,9618	$\text{Fe}_3\text{W}_3$ С
---	------	-----------------	-------	--------	----------	--------	------------------------------

Таким образом, результаты влияния слабого тока и его направления на процесс окисления в печи подтвердились данными металлографического и рентгеноструктурного анализов задних поверхностей сверл, выполненных после резания.

При проведении исследований перед нами стояла задача - оценить эффективность разрыва цепи термотока, а также влияние вводимых извне в зону резания токов на износ и стойкость сверл из быстрорежущей стали Р18 и цельных твердосплавных сверл из ВК15М.



Особое внимание уделялось качеству сверл. Разрыв электрической цепи осуществлялся изоляцией сверла от шпинделя станка, а посторонний ток в зону резания вводился согласно [2]. Результаты экспериментов, выполненных в лабораторных и заводских условиях по сверлению жаропрочных сталей 1X18H9T и ЭИ696А, представлены на рис.2.38 и 2.39. Анализ полученных данных показывает, что с увеличением скорости резания и подачи, а также с уменьшением диаметра сверла влияние разрыва цепи термотока на стойкость сверл возрастает. В зависимости от условий резания стойкость быстрорежущих сверл по сравнению с обычным резанием возрастает в 1,3...2,8 раза. Несколько меньший эффект получен для цельных твердосплавных сверл – стойкость их при этом повышается в 1,5...1,76 раза. Введение встречного термотока также повышает стойкость сверл, но по сравнению с резанием при разомкнутой цепи термотока она возрастает не более чем на 20%.

Указанное выше положительное влияние увеличения параметров, определяющих режим резания ( $v, S, d$ ), на эффективность изоляции сверла от станка отмечено нами впервые и может быть объяснено следующим образом.

С возрастанием скорости подачи и уменьшением диаметра сверла температура в зоне резания увеличивается. В связи с этим при обычном резании усиливается окисляющее действие термотока. Образующийся на задней поверхности слой окислов, разупрочняя поверхностный слой инструментального материала, удаляется при трении о поверхность реза-

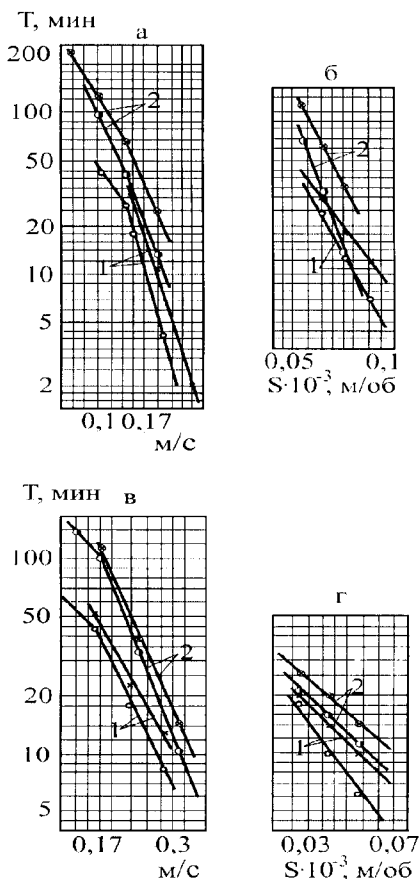


Рис.2.38. "Влияние разрыва цепи термотока (компенсации термо-ЭДС) на стойкость быстрорежущих сверл (а, б): 1 – сверло  $\varnothing 6,0$  мм, P18;  $S = 0,125$  мм/об,  $v = 12,6$  м/мин; 2 – сверло  $\varnothing 4,0$  мм, P18;  $S = 0,072$  мм/об,  $v = 8,4$  м/мин; и цельных твердосплавных (в, г): 1 – сверло  $\varnothing 3,2$  мм;  $v = 13,8$  м/мин,  $S = 0,033$  мм/об; 2 – сверло  $\varnothing 5,0$  мм,  $v = 21,5$  м/мин,  $S = 0,058$  мм/об; о – обычное резание; х – компенсация



ния. Если цепь термотока разомкнута, окисление меньше.

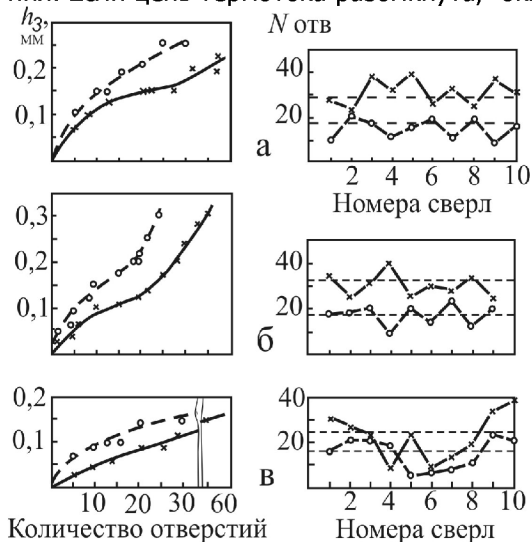


Рис. 2.39. Износ и диаграммы стойкости сверл при сверлении жаропрочной стали ЭИ696А в производственных условиях – цепь термотока замкнута (x) или разомкнута (o): а – сверло  $\varnothing 3,3$  мм, P18,  $v=0,2$  м/с, S – ручная; б – сверло  $\varnothing 5,0$  мм, P18,  $v=0,15$  м/с, S – ручная; в – сверло  $\varnothing 4,1$  мм, BK15M,  $v=0,25$  м/с,  $S = 0,06 \cdot 10^{-3}$  м/об

В этом случае не исключено также влияние эффекта Пельтье, масштаб которого несколько увеличивается с повышением температуры.

Не следует думать, что разрыв цепи термотока приводит к увеличению стойкости сверл при произвольном увеличении температуры за счет режимов резания. Необходимо иметь в виду, что температура должна быть ниже предела красностойкости инструментального материала и устойчиво поддерживаться на неизменном уровне путем интенсивного охлаждения. Кроме того, форсирование режимов резания должно иметь верхний предел, определяемый экономическим периодом сменности инструмента.

Установлены характерные особенности изнашивания задних поверхностей сверл по сравнению с обычным резанием [216]. В последнем случае износ имеет форму треугольника, обращенного максимумом величин штрихов износа к периферии сверла. Если разорвать цепь термотока или пропустить в зону резания ток, встречный термотоку, то износ получается почти равномерный по длине лезвия сверла (рис.2.40) в течение всего периода стойкости, вплоть до катастрофического износа. Аналогичный характер износа сверл из быстрорежущей стали P18 при обработке стали 18X2H4BA отмечал ранее В.А. Бобровский [37].

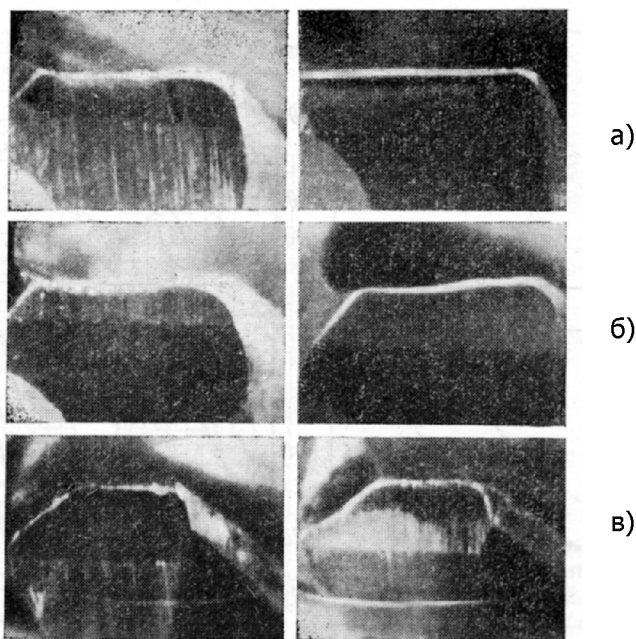


Рис. 2.40. Виды износа задних поверхностей сверл при обработке стали ЭИ696А: слева – обычное резание; справа – цепь термотока разомкнута: а – сверло  $\text{Ø}5,5$  мм, Р18,  $\nu = 10$  м/мин, S – ручная; б – сверло  $\text{Ø}6,5$  мм, Р18,  $\nu = 11,8$  м/мин, S = 0,06 мм/об; в – сверло  $\text{Ø}4,1$  мм, ВК15М,  $\nu = 15,5$  м/мин, S = 0,06 м/об

Предположительно это явление может быть объяснено следующим образом. Обычное резание (цепь термотока замкнута) и с внешней ЭДС, полярность которой совпадает с полярностью ТЭДС, обеспечивает непрерывный рост пленки окисла на инструменте. Трением кромки о поверхность резания она удаляется, но и быстро восстанавливается, чему способствуют высокие локальные температуры в зоне резания (до  $500^\circ$ ) и высокая химическая активность контактной поверхности инструмента, обусловленная его пластической деформацией. Поскольку на периферийном участке сверла скорость скольжения и температура максимальны, то и износ здесь выше, чем на лезвии в области перемычки.

Если термоэлектрический ток в цепи «сверло – деталь – станок» отсутствует, или резание производится с вводом внешней



ЭДС, полярность которой противоположна полярности ТЭДС, на лезвиях сверла также образуются пленки окислов. Имея другой фазовый состав и физико-механические свойства, чем в первом случае, эти пленки, по-видимому, меньше по толщине, и прочность сцепления их с основным материалом выше. Вероятно, тонкие окисные слои, являясь антифрикционной прослойкой между задней поверхностью сверла и обрабатываемой деталью, при резании не удаляются полностью с периферийного участка лезвия и предохраняют его от истирания. В результате лезвие сверла, несмотря на некоторое различие скоростей скольжения по его длине, изнашивается менее интенсивно и почти равномерно, а стойкость возрастает.

В пользу гипотезы окисляющего действия термоэлектрического тока говорят полученные нами данные по изучению шероховатости поверхности при точении осевой стали на станке 1К625 четырехгранными неперетачиваемыми пластинками твердого сплава Т15К6 [191],[208]. Режим резания:  $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м;  $S=0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об;  $v=0,83 \dots 5$  м/с. Скорость резания в выбранном диапазоне бесступенчато регулировалась вариатором; обработка велась без охлаждения.

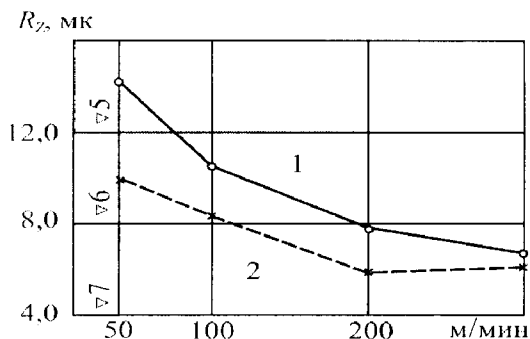


Рис.2.41.Зависимость шероховатости от скорости резания:

1 – обычное резание; 2 – цепь термотока разорвана

Опытами установлено, что разрыв цепи термоэлектрического тока путем изоляции реза от резцедержателя снижает высоту неровностей на детали по сравнению с точением в обычных условиях на всех скоростях резания. Характерно, что с увеличением скорости резания разница в величинах  $R_z$  для точения обычного и с разорванной цепью термотока уменьшается



(рис.2.41). Другими словами, эффект уменьшения шероховатости поверхности от разрыва цепи термотока с ростом скорости резания снижается. Вероятно, при точении с разорванной цепью термотока образуются более тонкие окисные пленки, снижающие средние коэффициенты трения, препятствующие схватыванию, образованию нароста и уменьшающие застойные явления на передней поверхности резца. Если по цепи «резец – деталь – станок» циркулирует термоток, более толстые, рыхлые окисные слои, разрушаясь периодически на контактных площадках инструмента под действием больших удельных нагрузок, не могут препятствовать образованию металлических связей на микроучастках контактной зоны и уменьшать наростообразование. Это обстоятельство обуславливает получение большей шероховатости на обработанной поверхности. С увеличением скорости резания шероховатость поверхности при разорванной цепи термотока снижается меньше по той причине, что, несмотря на увеличение температуры в зоне резания, сокращается время на образование окисных пленок.

Шероховатость поверхности при точении определяется и макрогеометрией активного участка режущего лезвия резца и ее постоянством в процессе резания. Для точения стали 50 обнаружен специфический износ задних поверхностей неперетачиваемых пластин, характеризующийся образованием бороздок на фаске износа в направлении главного движения (рис.2.42) с максимальной высотой их на главном лезвии в месте наибольшей глубины резания.

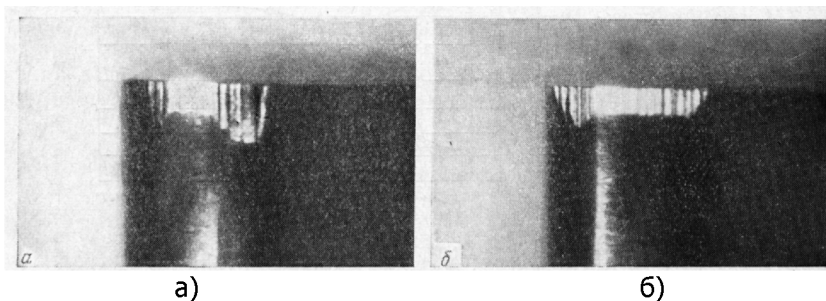


Рис. 2.42. Износ резцов из Т15К6 при резании стали 50: а – обычное резание;  
б – цепь термотока разорвана ( $v = 3,3$  м/с,  $h_3 = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м)

Как видно из рис. 2.42, разрыв цепи термотока уменьшает высоту продольных бороздок и их глубину, способствуя снижению шероховатости обработанной поверхности.





Интересные результаты получил Н. Дидерих [300] (Высшая техническая школа Аахен, ФРГ). Он исследовал влияние триботока на образование защитных оксидных слоев при резании специально выплавленной стали С45 резами из твердого сплава Р10 на скорости резания 3,3 м/с и сечении среза  $t \times s = 2 \times 0,25$  мм<sup>2</sup> при времени резания 20 мин. Н. Дидерих установил, что триботок при резании может оказывать влияние на отложение и образование оксидных слоев на контактных поверхностях из твердого сплава. Оксидные отложения, по Дидериху, появляются тогда, когда возникающая термоЭДС меньше внешней противоЭДС, и когда существует ток 0,5А, противоположный триботоку. Вследствие компенсации образование защитных оксидных слоев сильно тормозится, и из-за этого появляется усиленный износ передней и задней поверхностей резцов. Результаты опытов Н. Дидериха в принципе не расходятся с нашими данными.

Следует упомянуть здесь о том, что предложенный нами механизм влияния слабого тока на процесс окисления был позднее использован другими авторами [29, 159] для оценки роли триботок в износе сверл, а принципиальная правильность этого механизма подтверждена исследованиями как при резании [41, 78], так и при трении [287. С.4-7], [120], [286. С.25-27], [89. С.224-228].

**3. Термоток оказывает тепловое воздействие через тепло Джоуля.** Учитывая возможность появления высокотемпературных вспышек в микрообъемах контактируемых при трении и резании поверхностей и вызванных ими ЭДС порядка 40...50 мВ, а также малое сопротивление контакта и внешней цепи ( $1 \cdot 10^3 \dots 1 \cdot 10^{-1}$  Ом), С.Н. Постников [177, 178] допускает протекание при резании (трении) токов силой 0,05...10 А. Такие токи, по мнению Постникова, помогают объединению кристаллических решеток при трении, а джоулево тепло, возникающее при обратной трансформации электрической энергии в тепловую, может способствовать преодолению энергетического порога схватывания. Исчезновение границы между кристаллическими решетками приводит, по Постникову, к диффузионному спеканию материалов, а ограничение термоэлектрических токов является одной из мер, препятствующих прилипанию и свариванию поверхностей.

К аналогичному выводу пришел А.С. Шамшур [280, 281]. Он показал, что наведенная термосила, обусловленная разницей в поглощенной энергии различными участками зоны контактирования и недеформированным основанием, вызывает в области стягивания выделение дополнительного джоулева тепла от круговых термоток. Это тепло приводит "к развитию процесса схва-



тивания и других тепловых процессов, которые способствуют интенсивному изнашиванию трущихся поверхностей". Расчетные данные А.С. Шамшура по установлению величин термоЭДС, необходимых для развития в зоне касания микровыступов температур размягчения, плавления и кипения (для Fe соответственно равные 210, 600 и 850 мВ), явно завышены. Это можно подтвердить тем, что ни при одном виде контактного взаимодействия (трение, резание) металлов не были обнаружены такие громадные значения термоЭДС (исключение составляют, естественно, материалы с явно выраженными полупроводниковыми свойствами, например, окислы). Величины сопротивлений пятен касания должны быть высокими для выделения тепла Джоуля, а фактически они малы. Так, по нашим данным [211], сопротивление контактной зоны  $r$  при трении равно  $\sim(2-5) \cdot 10^{-3}$  Ом. Если термоЭДС пары "твердый сплав-сталь" принять даже равной  $E \sim 30 \cdot 10^{-3}$  В, расстояние между гребешками микронеровностей шлифованной поверхности твердого сплава – 2...5 мкм, то общая проводимость контакта равна сумме проводимостей пятен касания:

$$1/r = \sum_i 1/r_i \quad \text{или} \quad r_i = rn,$$

где  $n$  – число пятен касания, на длине контакта в 1 мм, равно  $\sim 200$ .

В этом случае  $r_i \sim (2-5) \cdot 10^{-3} \times 2 \cdot 10^2 = (4-10) \cdot 10^{-1}$  Ом, а ток через пятно касания  $i_i = E/r_i \sim (3-8) \cdot 10^{-2}$  А. Тепловая мощность от нагрева джоулевым теплом током такой силы будет  $\sim 1,5 \cdot 10^{-3}$  Вт, что составляет ничтожный процент от реальной мощности трения. Маловероятно, что по этой причине реально увеличивается плотность теплового потока в зоне контакта от тепла Джоуля; можно допустить незначительное возрастание вклада этого дополнительного источника при высокой температуре, с увеличением которой электрическое сопротивление металлов увеличивается [141].

Трудно согласиться поэтому с утверждением А.С. Шамшура в его последней публикации [28. С.629] о том, что "из-за выделения джоулева тепла (от круговых токов – А.Р.) увеличивается подвижность атомов металла и происходит самовозбуждающийся процесс высвобождения поверхностной энергии, т.е. схватывание трущихся поверхностей". Тепловой эффект от тока в короткозамкнутом контуре "передняя поверхность – стружка – задняя поверхность" действительно имеет место, но совершенно по другой физической причине [203, гл.3 и 4].

#### 4. Влияние термотокков на перенос массы и



**электродиффузию.** Г. Опитц предположил [322], что уменьшение износа задней поверхности резца, вызванное компенсацией термоЭДС, аналогично процессу, происходящему в электролитах. На базе теории электролитической диссоциации Г. Опитц полагал, что возникающий при резании ток представляет собой сумму двух различных токов, один из которых не связан с переносом массы (электронная проводимость), а другой – обуславливает перенос массы, в результате чего происходит унос атомов инструментального материала (ионная проводимость). С такой позицией вряд ли можно полностью согласиться, так как ионная проводимость может иметь место только в растворах электролитов.

Т. Хеенкамп [34], не отрицая влияния направления тока на процесс окисления в контактной зоне, считает, что на износ инструмента от механического и теплового воздействия накладывается и электрический износ. Последний вид износа обусловлен токами, вызывающими перенос массы вещества, причем направление этого переноса зависит от эффекта Холла. Т. Хеенкампу удалось выразить величину электрического износа через характеристики процесса резания при точении и ориентировочно найти числа переноса для конкретных условий резания. Для оценки электрического износа Хеенкамп рекомендует формулу:

$$h_3 = \sqrt{\frac{2BEt \sin \varphi}{a(R_p + R_c + R_k) \frac{\sin \alpha}{\cos(\alpha + \gamma)} \cos \gamma}}, \quad (2.48)$$

где  $h_3$  – износ резца, вызванный электрическим током;  $B = \frac{V}{It}$  – коэффициент переноса массы;  $V$  – объем перенесенного вещества;  $It$  – количество проходящего тока, А.с;  $E$  – средняя ЭДС пары «обрабатываемое изделие – инструмент»;  $t$  – время резания;  $a$  – глубина резания;  $R_p, R_c, R_k$  – электрическое сопротивление резца, стружки и контакта;  $\varphi$  – главный угол в плане;  $\alpha$  – задний угол и  $\gamma$  – передний угол резца.

Хеенкамп считает, что для повышения износостойкости твердосплавных резцов необходимо уделять внимание электрическим характеристикам твердых сплавов. Так, если довести значение  $E$  до весьма малых величин или даже до нуля, то, согласно уравнению (2.48), электрический износ должен отсутствовать. Такой же результат, по его мнению, получится, если инструмен-



тальный материал будет иметь малый коэффициент переноса массы или высокое удельное электрическое сопротивление. Увеличение стойкости, вызванное введением в зону резания избыточной ЭДС, Хеенкамп объясняет прекращением или уменьшением переноса массы электрическим током.

Взяв за основу предположение Т. Хеенкампа о влиянии термоотоков на перенос вещества, В.А. Бобровский [38] выдвинул гипотезу электродиффузионного износа, подразумевая под электрической диффузией "явление перераспределения компонентов инструментального и обрабатываемого материалов при прохождении тока через микроплощадки взаимного контакта со стружкой и обрабатываемой деталью" [38. С.139]. Подвергнув критике выдвинутые другими авторами гипотезы о природе влияния термоотоков на износ инструмента, Бобровский считает, что многие факты могут быть объяснены только с позиций выдвинутой им гипотезы (увеличение эффекта от изоляции с увеличением скорости резания, разрыв цепи термоотока увеличивает стойкость как твердосплавного, так и быстрорежущего инструмента, хотя направление термоотоков в этих случаях будет различно; увеличение эффекта от изоляции при малых затуплениях задней поверхности и др). Автор утверждает, что при высоких температурах нагрева пятен фактического контакта инструмента с деталью и стружкой "ионы отдельных компонентов инструментального и обрабатываемого материалов приобретают высокую подвижность и мигрируют при прохождении термоотока". Считаем, что В.А. Бобровский совершенно прав в том, что независимо от направления тока ослабляется структура инструментального материала, и создаются более благоприятные условия для его механического разрушения. К сожалению, В.А. Бобровским не было выполнено даже ориентировочных расчетов вклада электрической диффузии в общий диффузионный поток вещества, движущими силами которого, как известно [135], являются градиенты концентрации, химического и электрического потенциалов. По-видимому, роль электродиффузии может серьезно проявиться при высоких температурных градиентах на контакте, достаточной напряженности электрического поля, в том числе и на границах разделов фаз (материалы с гетерогенной структурой), а термоэлектрический ток выступает как стимулятор само- или гетеродиффузии.

Кстати, изменение фазового состава на контактных площадках инструмента при обычном резании и с разрывом цепи термоотока было обнаружено нами рентгеновским методом [155. С.24-26], [69, 209] – продукты реакционной диффузии  $Fe_3W_3C - Fe_4W_2C$ ,  $Fe_{21}W_3C_6$ . В последних работах Н.П. Черемушникова и других [215], Ю.А. Плюща и В.В. Иванова [172] на корнях стружек изучалось распределение диффундирующих элементов через границу "твердый сплав – жаропрочная сталь" – угле-



рода, кобальта, железа, никеля, хрома после резания в обычных условиях и с разрывом цепи термотока. В последнем случае глубина проникновения углерода из твердого сплава в сталь снизилась до минимальной величины; не наблюдалась диффузия Ni, Fe и Cr из стали в сплав по кобальтовой связке.

5. **Эффект Пельтье.** Физическая суть эффекта Пельтье, как известно, состоит в том, что если по электрической цепи, состоявшей из двух разнородных металлов, течет электрический ток, то в месте контакта выделяется или поглощается тепло в зависимости от направления тока.

В 1955 году в ФРГ было запатентовано устройство [301] для повышения стойкости твердосплавных инструментов, основанное на вводе в зону резания слабых токов противоположного с термотоком направления. В результате лезвие резца и часть заготовки охлаждаются из-за эффекта Пельтье.

М.Т. Галей [47, 48] не только допускал влияние эффекта Пельтье на стойкость быстрорежущих сверл, но и подтвердил это экспериментально. С целью проверки влияния отрицательной ЭДС на перенос тепла с инструмента на изделие в образцах из стали 45 сверлом 7,3 мм обрабатывались отверстия глубиной 3 диаметра. Образцы после получения отверстия быстро опускались в калориметр. При включении отрицательной ЭДС температура образца повышалась в среднем на 35-50°C. Отрицательная ЭДС равнялась 10-12 мВ, ток 24 мА. Как указывает М.Т. Галей, температура образца могла повыситься только за счет переноса тепловой энергии электронами, которые изменяют направление под действием внешней ЭДС.

Явлением Пельтье эффект повышения стойкости инструмента при пропускании токов, противоположных термотоку направления, объясняют и некоторые зарубежные фирмы [302, 315].

Г.И. Якунин, А.А. Анцупов, Э.А. Умаров, Ф.Я. Якубов [12, 293], [286. С.132-137], [294], [256, 257] считают, что стойкость быстрорежущих инструментов связана с проявлением эффекта Пельтье в зоне резания и с потоком тепла в тело инструмента. Плотность потока тепла Пельтье определяется по известной зависимости  $q_{\pi} = \pi I$ , где  $I$  – ток, протекающий через контакт,  $\pi$  – коэффициент Пельтье. Авторы [257] правильно отмечают, что для чистых металлов значения  $\pi$  весьма малы и предлагают учитывать при оценке  $q_{\pi}$  этот параметр с учетом наличия на контактных поверхностях пленок окислов, являющихся полупроводниками, для которых  $\pi$  может быть на несколько порядков больше. В связи с этим нельзя согласиться с позицией В.А. Бобровского



[38], который подвергает сомнению гипотезу эффекта Пельтье лишь на том основании, что эффект повышения стойкости проявляется при разрыве цепи термотока без ввода в зону резания компенсационного или протivotока.

Дело в том, что В.А. Бобровский не учитывает внутреннюю цепь термотока, которая существует всегда, есть внешняя цепь или нет. Токи в этой внутренней цепи могут достигать значительных величин, и с учетом данных, полученных ташкентскими учеными, по окислению возможно изменение теплового состояния зоны резания (в гл.4 мы приведем, на основании экспериментальных данных, значения  $\pi$  для инструментальных и обрабатываемых материалов и результаты теоретических расчетов теплового состояния зоны трения, показавших ничтожно малое влияние эффекта Пельтье).

**6. Влияние электромагнитных эффектов** (Риги-Ледюка, Нернста-Эттингаузена) на процесс изнашивания в условиях резания металлов изучались в работах Г.И. Якунина, М.Т. Балабекова, Н.Г. Молчановой, С.Н. Постникова и др. В дальнейшем мы не будем на них останавливаться, отметим только, что их использование для улучшения фрикционных характеристик процесса трения в условиях резания не всегда дает положительные результаты.

**7. Дислокационный механизм влияния термотоков** на износ при резании. Ю.М. Коробов и Г.А. Прейс [116, 117], [155. С.29-34], используя идею электропластического эффекта [255, 239, 240], установили, что при импульсном воздействии термотоков на микронеровности контакта дрейфовая скорость электронов  $v_0 = 0,01 \dots 0,1$  м/с сопоставима со скоростями движения дислокаций:  $v \approx (0,8 \dots 2) \cdot 10^6$  м/с - в титане и  $v = 0,1 \dots 1$  м/с - в цинке. Авторы [116] считают, что при сухом трении металлов роль электропластического эффекта может быть сведена к регулированию изменения прочности микрообъемов поверхности в зависимости от плотности дислокаций. Создавая условия для выполнения правила положительного градиента механических свойств по глубине, электропластический эффект, облегчая пластическую деформацию, при трении играет положительную роль. Однако по мере пластического деформирования повышается прочность и снижается пластичность поверхностного слоя, и дополнительный выход дислокаций (от электрического тока) в этом случае может оказать отрицательное влияние на процесс трения. Другими словами, при трении конкретных металлов оценку роли электропластического эффекта следует, по Коробову и Прейсу, производить с учетом этих двух конкурирующих процессов, т.е. в некоторых случаях вместо разрыва электрической цепи трущихся



пар полезно пропускание импульсов тока определенной длительности и частоты.

При резании металлов, в условиях интенсивного наростообразования, электропластический эффект, интенсифицируя выход дислокаций на поверхность инструмента, способствует образованию дополнительных очагов схватывания. В условиях пластического износа твердого сплава ( $t > 900^{\circ}\text{C}$ ) из-за высокотемпературной ползучести можно ожидать, что электрические импульсы будут увеличивать пластическую деформацию микрообъемов, способствуя износу. В отмеченных условиях резания, как считают авторы [116], ликвидация протекания триботоков через контакт должна играть положительную роль. В пользу гипотезы электропластического эффекта ее авторы приводят следующие факты:

- электроизоляция более эффективна при чистовой обработке, так как выполняется с высокими скоростями (температурами) резания, что способствует проявлению пластического износа;

- шероховатость обработанной поверхности ухудшается при воздействии электрических импульсов из-за возрастания пластичности микронеровностей;

- увеличение сил резания при электроизоляции связано с уменьшением пластичности обрабатываемого материала.

На основании этих данных авторы [116] утверждают, что "гипотеза о действии электропластического эффекта при трении и резании является более общей, чем предыдущие", однако здесь же делают оговорку [116. С.159]: "результат взаимодействия тока и дислокаций в зависимости от режимов трения и резания, видов изнашивания, свойств трущихся материалов, среды может быть различным".

В.Г. Солоненко [234, 235] предложил вакансионный механизм управления износом инструментальных материалов, полагая, что процесс изнашивания при резании (трении) необходимо оценивать как "стохастический процесс эволюции системы внутренних дефектов материала". Превалирующую роль автор отводит точечным дефектам – вакансиям, которые важны с точки зрения разрушения: вакансии мигрируют, упорядочиваются в поле напряжений, создают объемный эффект, ведущий к искажениям кристаллической решетки, увлекаются электронами в условиях электронно-решеточного взаимодействия. Вакансии являются термодинамическими равновесными элементами тонкой структуры материала, обладают небольшой энергией образования и поэтому всегда присутствуют в кристаллах твердых тел [234]. Предполагается, что при трении в тонких поверхностных слоях изменяется плотность вакансий, что ослабляет эти слои из-за "по-



ристости" объема, прилегающего к поверхности.

С учетом воздействия теплового поля на эволюцию плотности вакансий и полей напряжений и электрического поля В.Г. Солоненко получена система уравнений, описывающая эволюцию плотности вакансий, теплопроводность и механические напряжения на контакте, а также диффузионный поток вакансий, зависящий от термоэлектрических процессов.

В качестве критерия износа автор принимает прочностную характеристику изнашиваемого материала – максимальные касательные напряжения и показывает, что разрушение поверхности трения происходит при достижении плотностью вакансий некоторого критического значения; при этом разрушение (собственно акт износа) эквивалентно движению фронтов критической концентрации вакансий вглубь материала, считая от поверхности контакта.

Решением упомянутой системы уравнений получена зависимость для оценки износа инструмента [235]

$$h_3 = 2\sqrt{\pi} \left( \sqrt{D} + \frac{D}{k\sqrt{a}} \frac{eZ}{R} \frac{E}{\Theta\Delta\beta} \right) \sqrt{t}, \quad (2.49)$$

где  $D$  – коэффициент диффузии вакансий,  $m^2/c^2$ ;  $\alpha$  – коэффициент температуропроводности материала,  $m^2/c^2$ ;  $e$  – заряд электрона, Кл;  $Z$  – валентность увлечения вакансий;  $k$  – постоянная Больцмана, Дж/К;  $E$  – термоЭДС зоны резания, В;  $\Theta$  – температура контакта, К;  $\Delta\beta$  – критерий износа;  $t$  – время.

Автором получены выражения для оценки коэффициента диффузии вакансий  $D$  и валентности увеличения вакансий  $Z$ ; расчетом износа по (2.48) установлено, что износ определяется, в основном, коэффициентом диффузии вакансий и в меньшей степени остальными факторами.

В.Г. Солоненко теоретически найдено значение коэффициента повышения стойкости инструмента за счет прерывания цепи термотока электроизоляцией; этот коэффициент есть отношение диффузионного потока вещества, найденного с учетом электропереноса (инструмент не изолирован), к диффузионному потоку без учета электропереноса (инструмент изолирован):

$$K = 1 + \left( \frac{e}{k} \cdot \frac{\sum Z_i - Z}{Z} \cdot \frac{\sum \varphi_i}{\rho_0} \cdot \eta \right), \quad (2.50)$$





где  $\sum Z_i$  - сумма валентностей легирующих компонентов, которых в сплаве меньше по сравнению с основным элементом;  $Z$  – валентность основного элемента;  $\sum \varphi_i$  - суммарное удельное электрическое сопротивление компонентов смеси в инструментальном материале;  $\rho_0$  - удельное сопротивление инструментального материала;  $\eta$  - дифференциальная термоЭДС, В/К.

По данным [234], зависимость (2.50) качественно и в первом приближении количественно отражает влияние разрыва цепи термотока на снижение износа; экспериментами по трению установлено, что взаимный перенос компонентов контактируемых при трении материалов при электроизоляции уменьшается.

Предложенный В.Г. Солоненко подход к оценке влияния трибозлектрических явлений на износ через вакансионный механизм, безусловно, заслуживает внимания и определяет влияние термоЭДС на диффузионную подвижность вакансий. Однако из представленных материалов трудно определить, каким же образом повлияет направление триботока (полярность термоЭДС) на дрейф вакансий, во-первых, и, во-вторых, как учесть зависимостями (2.49) и (2.50) циркуляцию триботоков во внутренней цепи "стружка – деталь - поверхность инструмента".

В недавней публикации А.С. Шамшура и А.Ф. Илющенко [270] предложена дислокационная модель круговых термотоков в металлах при трении скольжения. Приведем практически без сокращений точку зрения этих авторов.

При пластической деформации приповерхностных слоев трущихся металлических тел под действием градиента напряжений дефекты кристаллической решетки, обусловленные направлением чередований атомных плотностей, т.е. дислокации, перемещаются. При этом они встречают разные препятствия, которые могут задерживать их движение в одном направлении, но при перемене знака напряжений могут двигаться в обратном направлении. Кроме того, частично задержанные дислокации при увеличении напряжения могут преодолеть потенциальный барьер и продолжить движение. При этом часто отцепляются новые дислокации или происходит цепная генерация за счет имеющихся. В реальных телах имеют место и другие типы дислокаций. Существует определенная зависимость плотности дислокаций от величины деформации. С учетом кинетики дислокаций зависимость их плотности  $U$  от величины деформации  $\xi$  определяется сле-



дующим образом:

$$\frac{dU}{d\xi} = a_o + aU - \gamma U^2, \quad (2.51)$$

где  $a_o$  - постоянная, пропорциональная вероятности спонтанного рождения дислокаций;  $a$  - вероятность рождения новых дислокаций;  $\gamma$  - вероятность гибели дислокаций.

На плотность дислокаций  $U$  значительное влияние оказывает не только величина деформации  $\xi$ , но и ее скорость, как при больших скоростях деформации превалирующим является вероятность рождения новых дислокаций и увеличение их плотности. В процессе пластической деформации приповерхностных слоев часть дислокаций выходит на поверхность трения, вызывая так называемую наведенную термоЭДС (термоэлектродвижущая сила, которая возникает в двух частях одного и того же металла, если они находятся в разных состояниях). На наведенную термоЭДС влияют внутренние дефекты решетки, создаваемые пластической деформацией (дислокации и вакансии), и упругие искажения решетки, а также и связанные с ними изменения электронной плотности. Обозначив  $U$  - плотность дислокаций,  $U_1$  – суммарную плотность вакансий, получим зависимость величины наведенной термоЭДС  $e$  от плотности дислокаций, вакансий и включений

$$e = K_1 U + K_2 U_1, \quad (2.51)$$

где  $K_1$  и  $K_2$  – коэффициенты пропорциональности.

Электронная плотность имеет значительную величину вдоль дислокационной линии, и изменение термоэлектродвижущей силы будет пропорционально длине дислокационной линии, т.е. плотности дислокаций.

Макро-, микро- и субмикрообъемы трущихся поверхностей имеют различную плотность дислокаций и, как следствие, различный электрический потенциал относительно недеформированного основания, т.е. между макро-, микро- и субмикровыступами будет существовать разность потенциалов наведенной термоэлектродвижущей силы, вызывающей в зоне трения круговые термотоки. Когда неоднородность плотностей дислокаций, вакансий и других включений макро-, микро- и субмикрообъемов поверхностей трения достигает критической величины, наблюдается резкое повышение температуры в областях стягивания круговых термотоков, самовозбуждающийся процесс высвобождения по-



верхностной энергии, т.е. происходит схватывание трущихся поверхностей [279].

Полагая, что причиной возникновения круговых триботочков в зоне трения является неоднородность пластической деформации, ее степень и скорость, авторы [280] предлагают несколько методов для устранения этих первопричин. Основными из них являются:

- воздействие на механизм размножения, движения и взаимодействия дислокаций в процессе деформации при трении (введение в матрицу сплава упрочняющих твердых фаз);
- уменьшение абсолютной величины круговых триботочков или их устранение (поверхностное пластическое деформирование, увеличение электросопротивления материалов;
- создание в контакте слоев с полупроводниковыми свойствами, пропускающих ток в одном направлении, разделение поверхностей контакта слоем изолятора (полимерные присадки в СОТС);
- отвод токов из зоны контакта выступов путем замыкания их в каждом из трущихся тел (нанесение на поверхность трения мягких материалов с малым электрическим сопротивлением - медь, латунь, кобальт).

При таком методе предотвращения схватывания и увеличения износостойкости основную нагрузку будут воспринимать выступы твердого материала; мягкие материалы одновременно уменьшают и степень неоднородности пластической деформации приповерхностных слоев.

Полагая, что рассмотренный подход А.С. Шамшура и А.Ф. Ильющенко является шагом вперед в понимании физики процесса воздействия триботочков на закономерность изнашивания металлов, отметим, что авторы не рассматривают функционирование "поля пятен" гетерогенной поверхности [324], которые предлагаемыми выше способами устранить не удастся.

Проводя параллель между внешними и внутренними энергетическими воздействиями на зону трения (резания) (к числу последних относятся и трибоэлектрические процессы), необходимо посмотреть, выполняются ли специфические принципы их проявления на разных уровнях, т.е. имеют ли место точки бифуркаций в изменении выходных параметров процесса. К ним относятся: износ; стойкость; прочность; качество поверхностей при вариации входных (управляющих) параметров: элементов режимов резания; геометрии инструмента; величины и направления электрических токов, величины и знака компенсирующей ЭДС. Тщательный анализ с этой точки зрения опубликованных работ показал, что зависимости "стойкость-скорость резания", "сила ре-



зания – скорость резания" для разных токовых режимов не имеют экстремума в большинстве исследований, а отображаются параллельными логарифмическими анаморфозами или эквидистантными линиями [38, 177, 235, 286, 296, 297, 310]. Вместе с тем в ряде работ такая экстремальность обнаружена. Ю.М. Коробов [114] исследовал влияние ЭДС на износ и шероховатость поверхности при чистовом точении стали 45Г17Ю3, чугуна В4 и Ст3 твердосплавными резцами Т30К4, Т15К6, ВК4, ВК6М и из быстрорежущей стали Р18. Показанная на рис.2.43 экстремальная зависимость износа для пары ВК8 – чугун СЧ, типична для всех исследованных пар. При компенсации по сравнению с обычным резанием уменьшение износа составило 25-50%.

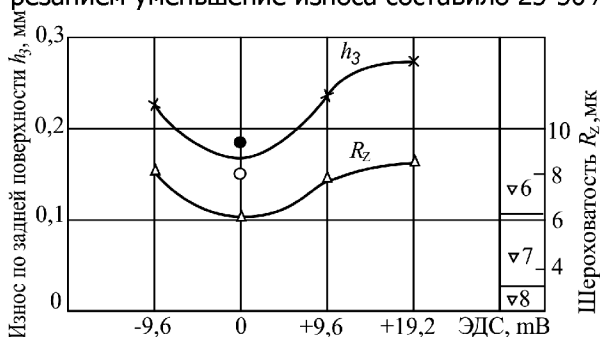


Рис.2.43. Влияние ЭДС на износ и шероховатость поверхности при обработке без охлаждения чугуна В4 твердым сплавом ВК4 ( $v=2,83$  м/с,  $S=0,1 \cdot 10^{-3}$  м<sup>3</sup>/об,  $t=0,1 \cdot 10^{-3}$  м) [114]

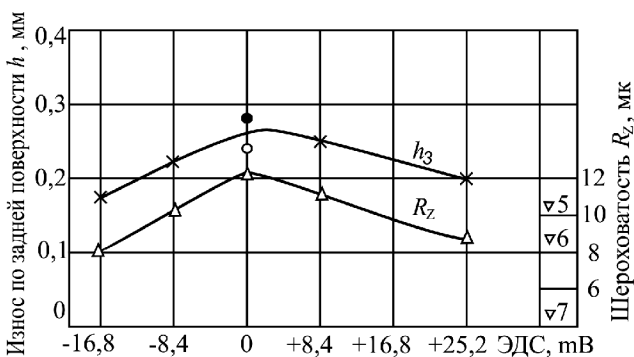


Рис.2.44. Влияние ЭДС на износ и шероховатость поверхности при точении стали 45Г17Ю3 твердым сплавом Т15К6 ( $v=2,67$  м/с,  $S=0,1 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t=0,25 \cdot 10^{-3}$  м) с охлаждением 5%-ной эмульсией



Применение охлаждения принципиально меняет характер влияния тока на износ и шероховатость (рис.2.44), и наибольшая величина износа соответствует наименьшей величине ЭДС, т.е. при изоляции резца или компенсации термоЭДС. Ю.М. Коробов объясняет этот факт диссоциацией молекул СОЖ под действием ЭДС, увеличивающей проникающую способность ионов СОЖ на контактной поверхности инструмента. Данные рис.2.43 и 2.44 свидетельствуют о том, что направление ЭДС не влияет на износ резца; этот факт автором не объясняется, но согласуется с данными Энгстранда [304].

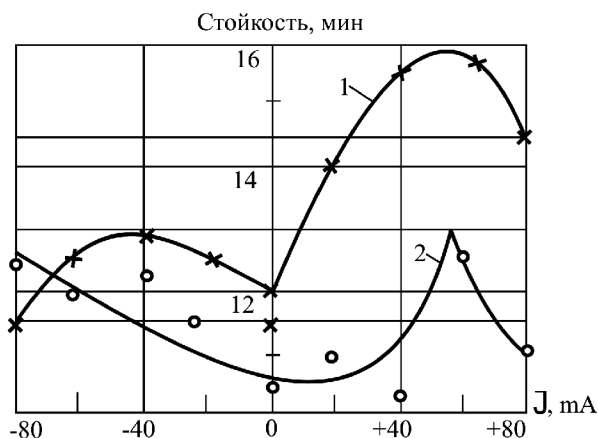


Рис.2.45. Влияние силы и направления тока, вводимого в зону резания при точении стали EN9 твердым сплавом K11 ( $v=1,5$  м/с,  $S=0,2 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t=2 \cdot 10^{-3}$  м): 1 – стойкость по износу задней поверхности; 2 – стойкость по глубине лунки на передней поверхности [303]

Эллис и Барроу [303] измеряли износ по передней и задней поверхностям, вводя в зону резания слабые токи разных направлений, и установили (рис.2.45), что стойкость по износу на задней поверхности минимальна при изоляции и имеет два максимума примерно при токах  $\pm 60$  мА, причем положительные токи более эффективны. Стойкость по луночному износу также минимальна при нулевых токах (изоляция) с характерным пиком в положительной области токов, при этом стойкости при положительных и отрицательных токах примерно одинаковы, как и в опытах Ю.М. Коробова [114]. К сожалению, Эллис и Барроу никак



не прокомментировали результаты своих экспериментов, обратив лишь внимание на то, что применение изоляции для повышения стойкости "имеет какую-то пользу" и "детальные изучения коррозионных процессов при высоких температурах могут помочь объяснить зависимость между стойкостью и током" [303].

На рис. 2.46, построенном нами по данным А.В. Степаненко [241], показана зависимость коэффициента увеличения стойкости от скорости при изоляции резца Т15К6 при обработке стали 30ХГСА на разных скоростях. Минимум значения  $K_T$ , т.е. эффективность разрыва цепи термотока, наблюдается в определенном диапазоне скоростей, причем с увеличением подачи минимум смещается в зону меньших скоростей.

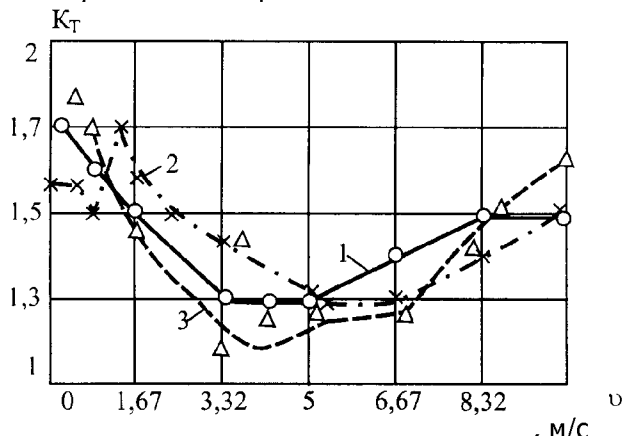


Рис.2.46. Зависимость коэффициента увеличения стойкости от скорости резания; пара Т15К6 – сталь 30ХГСА,  $t=0,5$  мм:  
 1–  $S=0,1 \cdot 10^{-3}$  м/об;  
 2–  $S=0,15 \cdot 10^{-3}$  м/об; 3–  $S=0,2 \cdot 10^{-3}$  м/об [24]

Автор [24] считает, что изменение величины  $K_T$  происходит на границах перехода от одного вида изнашивания к другому. В зоне малых скоростей (абразивно-химический износ) "термоток за счет дополнительного тепловыделения может усилить окислительные процессы и интенсифицировать износ"; в зонах адгезионного и диффузионного износа термоток стимулирует "схватывание и диффузионное растворение инструментального и обрабатываемого материала" [241. С.105-106]. Нам кажется, что такой вывод требует серьезных мотиваций, тем более, что невозможно установить, соответствуют ли точки минимума на рис.2.46 оптимальным скоростям при обычных условиях резания.

Высказанные гипотезы дают качественное толкование механизма воздействия трибоэлектрических токов на износ, но ни одна из них не может быть признана универсальной, так как це-



лый ряд экспериментально обнаруженных фактов нельзя удовлетворительно объяснить с точки зрения ни одной из рассмотренных выше гипотез. Приведем некоторые из этих фактов.

Путем компенсации ТЭДС можно понизить износ при трении (резании) пары тел, одно из которых не является электронным проводником (исследования Кивимаа [314] по обработке фрезами дерева, трение металлополимерных пар – Билик и Цуркан [32] и др.).

Экспериментально обнаружено, что изоляция инструмента (компенсация термоЭДС, токов) снижает износ только задних поверхностей. В то же время известно, что при получистой и черновой обработке наблюдается преимущественно износ по передней поверхности с образованием лунки, определяющий в этом случае стойкость инструмента. Другими словами, при изменении толщины среза в широких пределах не было установлено различия в износах передней и задней поверхностей инструмента, если он изолирован от станка.

Изоляция инструмента или компенсация термоЭДС одинаково снижает износ как твердосплавного, так и стального инструмента, в то время как при обработке сталей и сплавов твердый сплав является отрицательным полюсом естественной термодопары «инструмент - деталь», а стальной инструмент – положительным, т.е. направление триботока в этих двух случаях будет противоположным.

Наибольший эффект от изоляции инструмента в смысле увеличения его стойкости наблюдается для сверл, цилиндрических фрез и метчиков, т.е. инструментов, работающих с малыми толщинами срезаемого слоя. На этом обстоятельстве никто из цитированных выше авторов внимание не акцентировал.

Экспериментально установленное отсутствие положительного эффекта электроизоляции инструмента научного обоснования не получило. Приведенные факты свидетельствуют о том, что вряд ли изоляцию инструмента (детали) всегда можно рекомендовать в качестве основного метода снижения износа инструмента, не принимая во внимание конкретных условий резания, и указывают на недостаточную изученность физики процесса изнашивания в связи с трибоэлектрическими явлениями. Разнообразие сочетаний пар «инструментальный и обрабатываемый» материал, произвольный и притом случайный выбор каждым автором элементов режима резания и в особенности сечения среза в рамках одного исследования, отсутствие глубокого анализа физических явлений в зоне резания (трения) в условиях циркуляции токов между контактными площадками инструмента, узкий подход к объяснению роли трибоэлектрических явлений при деформации вообще – вот далеко не полный перечень причин того, что иногда уделяется основное внимание не изучению физики процесса,



а «решающим экспериментальным проверкам эффективности тода разрыва цепи результирующего термотока» [229].

Подводя предварительные итоги рассмотрения внешних и «внутренних» энергетических воздействий на трение и износ,

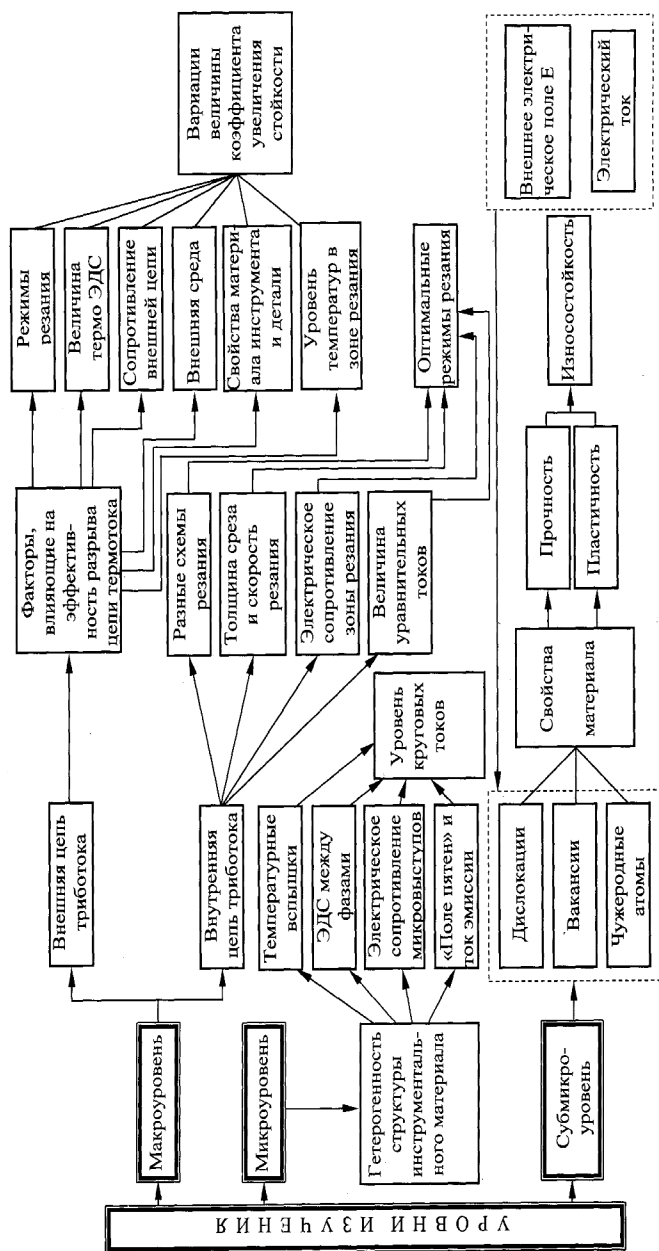


Рис.2.47. Схема многоуровневого подхода к изучению трибоэлектрических процессов при резании





отметим, что процесс их познания и эволюционного развития взглядов на физическую природу происходит от макро-, микро- до субмикроуровня. Естественно, речь идет, прежде всего, о роли трибоэлектрических процессов на износ, закономерности влияния которых на каждом из этих уровней до конца еще не раскрыты.

На рис.2.47 показана схема многоуровневого подхода к изучению трибоэлектрических процессов и их влияние на износ. Следует обратить внимание на важные моменты, косвенно отображенные в рис.2.47. Имеет место экстремальное изменение выходных параметров процесса трения - износа, стойкости, шероховатости и других при вариации входных параметров – скорости и давлении

(макроуровень, внешняя цепь трибоэлектрического тока). Влияние внутренней цепи триботока проявилось при изменении соотношения между ЭДС (температурами) на передней и задней поверхностях инструмента; величина критической подачи, при которой  $E_{II} = E_3 (T_{II} = T_3)$ , есть точка бифуркаций .

На микроуровне также проявляются синергетические причины: например, трибоэлектрическая (теплофизическая) совместимость структурных составляющих твердых сплавов на границе раздела фаз обеспечивается равенством работ выхода электронов карбидов и связки, а также коэффициентов их тепловой совместимости. Применительно к субмикроуровню синергетическим признаком может служить оптимальная плотность дислокаций, определяющая прочность, пластичность и износостойкость материала. Вероятные на сегодня методы воздействия на дислокационную структуру – внешнее электрическое поле и электрический ток.

$K_T$

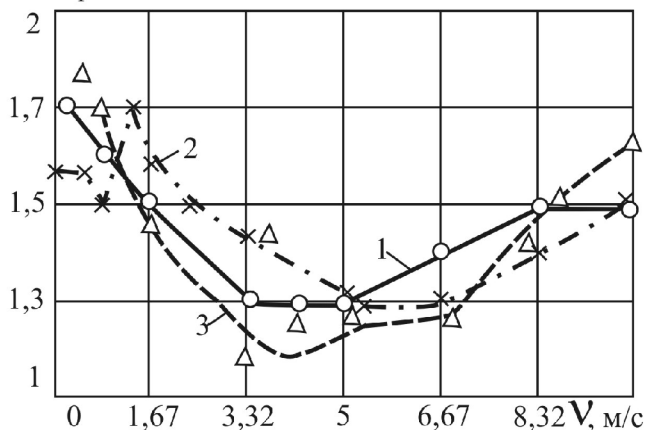


Рис. 2.45. Изменение коэффициента увеличения стойкости от скорости резания: пара Т15К6 – сталь 30ХГСА;  $t = 0,5$  мм.

Кривые: 1 –  $S = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м/об;

2 –  $S = 0,15 \cdot 10^{-3}$  м/об;

3 –  $S = 0,2 \cdot 10^{-3}$  м/об [190]



Автор [190] считает, что изменение величины  $K_T$  происходит на границах перехода от одного вида изнашивания к другому. В зоне малых скоростей (абразивно-химический износ) "термоток за счет дополнительного тепловыделения может усилить окислительные процессы и интенсифицировать износ"; в зонах адгезионного и диффузионного износа термоток стимулирует "схватывание и диффузионное растворение инструментального и обрабатываемого материала" [190, с. 105-106]. Нам кажется, что такой вывод требует серьезных мотиваций, тем более, что невозможно установить, соответствуют ли точки минимума на рис. 2.45 оптимальным скоростям при обычных условиях резания.

Высказанные гипотезы дают качественное толкование механизма воздействия трибоэлектрических токов на износ, но ни одна из них не может быть признана универсальной, так как целый ряд экспериментально обнаруженных фактов нельзя удовлетворительно объяснить с точки зрения ни одной из рассмотренных выше гипотез. Приведем некоторые из этих фактов.

Путем компенсации ТЭДС можно понизить износ при трении (резании) пары тел, одно из которых не является электронным проводником, (исследования Кивимаа [ 161 ] по обработке фрезами дерева, трение металлополимерных пар Билик и Цуркан [ 154 ] и др.)

Экспериментально обнаружено, что изоляция инструмента (компенсация термоЭДС, токов) снижает износ только задних поверхностей. В то же время известно, что при получистой и черновой обработке наблюдается преимущественно износ по передней поверхности с образованием лунки, определяющий в этом случае стойкость инструмента. Другими словами, при изменении толщины среза в широких пределах не было установлено различия в износах передней и задней поверхностей инструмента, если он изолирован от станка.

Изоляция инструмента или компенсация термоЭДС одинаково снижает износ как твердосплавного, так и стального инструмента, в то время как при обработке сталей и сплавов твердый сплав является отрицательным полюсом естественной термопары инструмент-деталь, а стальной инструмент – положительным, т.е., направление триботока в этих двух случаях будет противоположным.

Наибольший эффект от изоляции инструмента в смысле увеличения его стойкости наблюдается для сверл, цилиндрических фрез и метчиков, т.е. инструментов, работающих с малыми толщинами срезаемого слоя. На этом обстоятельстве никто из цитированных выше авторов внимание не акцентиро-



вал.

Экспериментально установленное отсутствие положительного эффекта электроизоляции инструмента научного обоснования не получило.

Приведенные факты свидетельствуют о том, что вряд ли изоляцию инструмента (детали) всегда можно рекомендовать в качестве основного метода снижения износа инструмента, не принимая во внимание конкретных условий резания, и указывают на еще недостаточную изученность физики процесса изнашивания в связи с трибоэлектрическими явлениями. Разнообразии сочетаний пар инструментальный и обрабатываемый материал, произвольный и притом случайный выбор каждым автором элементов режима резания и, в особенности сечения среза, в довольно узких пределах в рамках одного исследования, отсутствие глубокого анализа физических явлений в зоне резания (трения) в условиях циркуляции токов между контактными площадками инструмента, узкий подход к объяснению роли трибоэлектрических явлений при деформации вообще – вот далеко не полный перечень причин того, что иногда уделяется основное внимание не изучению физики процесса, а "решающим экспериментальным проверкам эффективности метода разрыва цепи результирующего термотока [ 214 ].

Подводя предварительные итоги рассмотрения внешних и внутренних энергетических воздействий на трение и износ, отметим, что процесс их познания и эволюционного развития взглядов на физическую природу происходит от макро-, микро- до субмикроуровня. Естественно, речь идет, прежде всего, о роли трибоэлектрических процессов на износ, закономерности влияния которых на каждом из этих уровней до конца еще не раскрыты.

В итоговой таблице 2.5. развернута идея многоуровневого подхода к изучению трибоэлектрических процессов и их влияния на износ.

Следует обратить внимание на важные моменты, косвенно отображенные в таблице 2.5. Имеет место экстремальное изменение выходных параметров процесса трения - износа, стойкости, шероховатости и др. – при вариации входных параметров – скорости и давлении (макроуровень, внешняя цепь трибоэлектрического тока). Влияние внутренней цепи триботока экстремально проявилось при изменении соотношения между ЭДС (температурами) на передней и задней поверхностях инструмента; величина



критической подачи, при которой  $E_{II} = E_3(T_{II} = T_3)$ , есть точка бифуркаций .

На микроуровне также проявляются синергетические причины: например, трибоэлектрическая (теплофизическая) совместимость структурных составляющих твердых сплавов на границе раздела фаз обеспечивается равенством работ выхода электронов карбидов и связки, а также коэффициентов их тепловой совместимости. Применительно к субмикроуровню синергетическим признаком может служить оптимальная плотность дислокаций, определяющая прочность, пластичность и износостойкость материала. Вероятные на сегодня методы воздействия на дислокационную структуру – внешнее электрическое поле и электрический ток.



## Глава 3. ЗОНА РЕЗАНИЯ (ТРЕНИЯ) КАК ИСТОЧНИК ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ

### 3.1. Обоснование физической природы термоэлектрических явлений, возникающих при трении и резании

Для понимания природы физических процессов в контактной зоне при резании, в том числе и трибоэлектрических, определяющих трибологические свойства материала инструмента, необходимо рассматривать взаимодействие между собой атомов в кристалле, осуществляемое валентными электронами.

Структурно-чувствительным параметром сплава может служить величина и знак термоЭДС, которые определяются характером распределения плотности электронных состояний (ПЭС) в окрестностях уровня Ферми.

#### 3.1.1. Основные соотношения для термоЭДС

При наличии градиента температуры в электрической цепи, состоящей из последовательно соединенных разнородных материалов, возникает электрический ток – это физическая причина происхождения термоэлектрического эффекта. Из решения кинетического уравнения, устанавливающего наличие взаимосвязи между потоками электричества и тепла [81], следует:

$$\vec{E} = \frac{1}{eT} (\vec{K}_0^{-1} \vec{K}_1) \nabla T = \alpha_{AB} \nabla T, \quad (3.1)$$

где  $E$  – напряженность электрического поля;  $T$  – абсолютная температура;  $e$  – элементарный заряд;  $K_0$  и  $K_1$  – кинетические коэффициенты;  $\alpha_{AB}$  – абсолютная термоЭДС.

ТермоЭДС обусловлена тремя причинами:

- зависимостью уровня Ферми от температуры;
- диффузией электронов;
- увлечением электронов фононами.

При переходе от одного металла к другому обычно наблюдается скачок потенциала, который связан с зависимостью уровня Ферми от температуры. Для сплавов, находящихся при разных температурах, сумма скачков потенциала отлична от ну-



ля. Этого достаточно для возникновения ЭДС в цепи

$$\varepsilon_{\text{коннт}} = \int_{T_1}^{T_2} \left( \frac{1}{e} \frac{dW_F^B}{dT} dT - \int_{T_1}^{T_2} \left( \frac{1}{e} \frac{dW_F^A}{dT} \right) dT \right), \quad (3.2)$$

где  $W_F^{A(B)}$  - энергия Ферми материала пары А и В;  $T_1$  и  $T_2$  – абсолютные температуры спаев 1 и 2.

Градиент температуры в цепи обуславливает возникновение градиента концентрации электронов вдоль проводника. Действительно, пусть  $T_2 > T_1$ . Тогда концентрация электронов с  $W > W_F$  у нагретого спаев ( $T_2$ ) будет больше, чем у холодного ( $T_1$ ); концентрация электронов с  $W < W_F$  у нагретого спаев ( $T_2$ ) будет меньше. Этим объясняется преобладание диффузионного потока быстрых электронов над потоками медленных электронов. В результате вблизи холодного спаев ( $T_1$ ) образуется избыток электронов, а вблизи горячего ( $T_2$ ) – их недостаток. Это приводит к возникновению диффузионного вклада в величину термоЭДС [35]

$$\varepsilon_d = -\frac{\pi^2 k^2}{3e} T \left( 3 / 2 W_F - N'_d / N_d \right) W_F, \quad (3.3)$$

который получен, следуя модели Мотта, для двухзонного (s- и d-состояния) проводника. Предварительные оценки величины термоЭДС в карбидных системах типа Ti-Cr-C показали, что соотношение  $(N'_d / N_d) W_F$  определяет величину и знак  $\varepsilon_d$ . Таким образом, в случае выполнения условия  $(N'_d / N_d) \gg 3 / 2 E_F$  можно воспользоваться приближением вида

$$\varepsilon_d \approx 0,18 \cdot 10^{-8} T \left( \frac{dN_d}{N_d dE} \right)_{W_F}, \quad (3.4)$$

где  $\varepsilon_d$  - определяется в В/К; энергия – в ридбергах (Ry); T – в кельвинах (K).

При наличии градиента температуры вдоль цепи возникает дрейф фононов. Можно утверждать [34], что в рамках фонон-электронного рассеяния электроны поглощают фононный импульс и "увлекаются" вдоль фононного тока, как в вязкой жидкости. В результате электроны стремятся собраться на холодном спае. Этот избыток заряда вызывает внутреннее электрическое поле, которое противодействует движению электронов, и в какой-то



момент устанавливается стационарное состояние. Составляющую термоЭДС, возникающую за счет увлечения фононов, можно представить в виде (рассматривая фонон-электронное рассеяние)

$$\varepsilon_g = C_g / (n_0 e), \quad (3.5)$$

где  $C_g$  – решетчатая теплоемкость.

С ростом температуры определяющим становится вклад фонон-фононного рассеяния. Тогда термоЭДС из-за фононного увлечения для высоких температур определяется соотношением вида

$$\varepsilon_g^{\max} \approx k / e. \quad (3.6)$$

В совокупности оба процесса: диффузия электронов и увлечение электронов фононами приводят к избытку электронов на холодном спае и их недостатку - на горячем. Возникающее внутреннее поле направлено навстречу градиенту температуры и может быть определено следующим образом:

$$E^* = -\frac{d\varphi}{dl} = -\beta \frac{dT}{dl}, \quad (3.7)$$

где  $\beta = d\varphi / dT$ .

Проинтегрировав напряженность этого поля по участку А цепи, например, от спае 2 до спае 1, получим соотношение для термоЭДС, действующей на этом участке,

$$\varepsilon_A = -\int_2^1 \beta_A \frac{dT}{dl} = \int_{T_1}^{T_2} \beta_A dT. \quad (3.8)$$

Аналогично можно получить выражение для термоЭДС, действующей на участке В цепи. Термоэлектродвижущая сила в цепи представляет собой суперпозицию из ЭДС, возникающей на контакте, и ЭДС, действующих на участках А и В:

$$\varepsilon = \varepsilon_{\text{конт}} + \varepsilon_A + \varepsilon_B = \int_{T_1}^{T_2} \left( \beta_A - \frac{1}{e} \frac{dW_F^A}{dT} \right) dT - \int_{T_1}^{T_2} \left( \beta_B - \frac{1}{e} \frac{dW_F^B}{dT} \right) dT. \quad (3.9)$$



Данное выражение можно представить следующим образом:

$$\varepsilon = \int_{T_1}^{T_2} \alpha_A dT - \int_{T_1}^{T_2} \alpha_B dT = \int_{T_1}^{T_2} \alpha_{AB} dT, \quad (3.10)$$

где  $\alpha = \beta - \frac{1}{e} \frac{dW_F}{dT}$  - коэффициент термоЭДС;  $\alpha_{AB} = (\alpha_A - \alpha_B)$ ;

величину  $\alpha_{AB}$  называют удельной термоЭДС данной пары металлов в цепи.

При замыкании в цепь проводников А и В по этой цепи потечет термоэлектрический ток, обусловленный вышеназванными причинами.

С учетом дискретности контакта в зоне резания и возможности образования вакуумных промежутков на микроуровне, а также из-за неомогенности любого современного инструментального материала возможно проявление при резании и эмиссионных процессов.

### 3.1.2. Термоэлектронная эмиссия при резании и трении

В процессе резания характер контакта между стружкой и передней поверхностью и между задней поверхностью и заготовкой зависит от характеристик пластичности обрабатываемого материала, режимов резания, геометрии инструмента и исходной шероховатости его рабочих поверхностей и может быть сплошным или точечным (дискретным). В первом приближении его можно принять дискретным, когда контактирование будет происходить по отдельным выступам деформированных остаточных гребешков (рис.3.1,а). Принимая во внимание периодический отрыв материала на пятнах при износе (см. рис.3.1, а, б) по всей ширине контакта на задней и передней поверхностях инструмента, можно предположить наличие вакуумных промежутков А и В, что подтверждается наблюдениями, например, за процессом резания [82, 144].



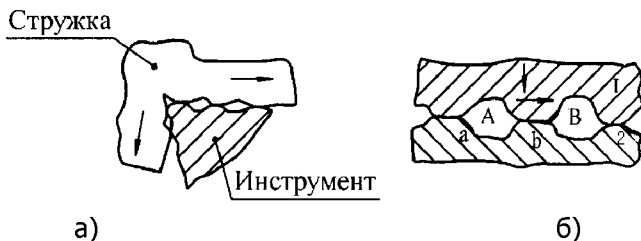


Рис.3.1. Схематическое представление контактной зоны при резании: а – контактирование по отдельным выступам деформационных остаточных гребешков; б – наличие вакуумных промежутков

Соприкасающиеся поверхности находятся при высокой температуре и различаются определенными свойствами, в том числе и электрическими: работами выхода электронов; энергиями Ферми; ионизационными потенциалами и др. Если  $e\varphi_1$  и  $e\varphi_{II}$  - работы выхода электронов соответственно с поверхностями 1 и 2 (стружка – инструмент), то  $e\varphi_1 \neq e\varphi_{II}$ , и в вакуумных промежутках А и В (см. рис.3.1, б) установится и, по-видимому, всегда будет иметь место разность потенциалов  $U_k$ , равная разности работ выхода  $e\varphi_1 - e\varphi_{II}$  (при  $e\varphi_{II} > e\varphi_1$ ) [70, 264, 268, 270]

$$U_k = e\varphi_1 - e\varphi_{II} . \quad (3.11)$$

В результате этого при наличии замкнутой цепи через вакуумные промежутки (элементарные ячейки) потечет термоэлектронный эмиссионный ток, плотность которого определяется выражением [70]

$$i_e = AT^2 e^{-\frac{e\varphi}{kT}} , \quad (3.12)$$

где  $A = 120,4 \text{ А/см}^2\text{град}^2$  – постоянная эмиссия;  $T$  – абсолютная температура,  $^{\circ}\text{К}$ ;  $e\varphi$  - работа выхода электрона у катода;  $e$  – постоянная Больцмана.

Применительно к трению и резанию металлов катодом будет твердый сплав, а обрабатываемый материал – анодом, для стальных пар – наоборот. Эмиссии термоэлектронов способствует то, что в микро- и субмикрообъемах контактируемых тел отдельные температурные всплески могут достигать температур плавления трущихся металлов или даже превышать их. Согласно пред-



ставлениям Тиссена [331] в микрообъеме контактируемых поверхностей, находящемся в энергетически возбужденном состоянии, образуется "магмаплазма" (рис.3.2), и в вакуумные промежутки элементарных ячеек происходит выброс электронов.

Направление трибоэмиссии определяется соотношением работ выхода электронов с поверхностей и направлением термоэлектрического тока. При замыкании контура на некоторое сопротивление через точки металлического или плазменного контакта потекут элементарные токи  $i_1 \dots i_i$ , определяемые элементарными ЭДС  $e$  и омическими сопротивлениями этих точек  $r_1 \dots r_i$  (рис. 3.3).

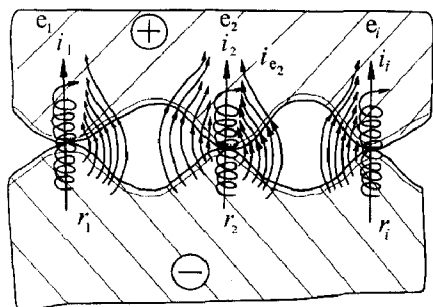


Рис.3.2. Схема протекания триботочков через пятна фактического контакта

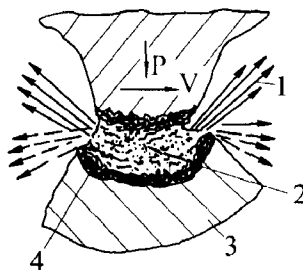


Рис.3.3. Модель контакта по Тиссену [331]: 1 – заряженные частицы; 2 – плазма; 3 – твердая оболочка; 4 – магма

Оценим ориентировочно порядок этих токов в условиях резания. На форсированных режимах точения стали твердосплавными резцами термоЭДС может достигать значений  $20 \cdot 10^{-3} \text{В}$ , а суммарное сопротивление контакта  $r_k$  на передней (задней) поверхности, по данным наших исследований [287, 324], не превышает  $(1,0-2,0) \cdot 10^{-3} \text{Ома}$ . Приняв длину контакта  $\ell_k = 1 \cdot 10^{-3} \text{м}$  и расстояние между вершинами микровыступов 2-10 мкм, получим число пятен касания  $n$ :  $n = \ell_k / \ell = 1000 / 2 \dots 10 = 500 \dots 100$ . Согласно схеме рис. 3.2 имеем  $n$  параллельных цепей протекания термотока. Так как  $1/\nu = n \cdot 1/r_i$ , то ток будет равен  $(0,02 \dots 0,1) \text{А}$ .

Такой силы тока, по-видимому, достаточно для образования сильного магнитного поля. Это поле (на рис. 3.2 показано условно спиралью) "притягивает" к пятнам стягивания потоки электронов эмиссии, и они начинают двигаться в направлении термотока. В результате регистрируемый в опытах по трению (ре-



занию) трибоэлектрический ток будет равен сумме тока эмиссии и собственно термотока. В свою очередь эмиссионный ток обусловлен двусторонней эмиссией электронов в вакуумные промежутки с обеих контактных поверхностей и по величине равен разности токов эмиссии, определяемых выражениями:

$$i_{e_1} = A_1 T^2 \exp\left(\frac{e\varphi_1}{kT}\right); \quad i_{e_2} = A_2 T^2 \exp\left(\frac{e\varphi_2}{kT}\right). \quad (3.13)$$

Работы выхода электронов с поверхности инструментального и обрабатываемого материалов в общем случае не равны друг другу, поэтому и  $i_{e_1} \neq i_{e_2}$ . Очевидно, при  $e\varphi_1 = e\varphi_2$  токи эмиссии с твердосплавного резца (катода) и обрабатываемого материала (анода) будут скомпенсированы.

В реальных условиях резания на величину эмиссионного тока будет влиять контактная разность потенциалов. По аналогии с эмиссионными явлениями в электровакуумных приборах [270] при постоянной температуре увеличение работы выхода катода (резца)  $e\varphi_k$  уменьшает ток насыщения; если  $e\varphi_k = const$ , то увеличение работы выхода снизит начальный ток; идеальным будет случай, когда  $e\varphi_k = e\varphi_a$ .

О протекании через контактные площадки режущего инструмента доли токов термоэлектронной эмиссии можно косвенно судить по характеру нарастания тока, регистрируемого при резании вибратором шлейфового осциллографа. Как показал анализ осциллограмм термотока при свободном точении, термоток в зоне начальных токов нарастает по экспоненциальному закону, что в чистом виде имеет место только в электровакуумных приборах [70]. Другим доказательством наличия токов эмиссии при резании является определенная закономерность изменения сопротивления контакта от величины проходимого через него тока. На рис.3.4 представлены полученные нами зависимости внутреннего сопротивления зоны резания от величины проходимого через нее термотока для случая точения стали 45 резцами из Т15К6 с разными подачами.

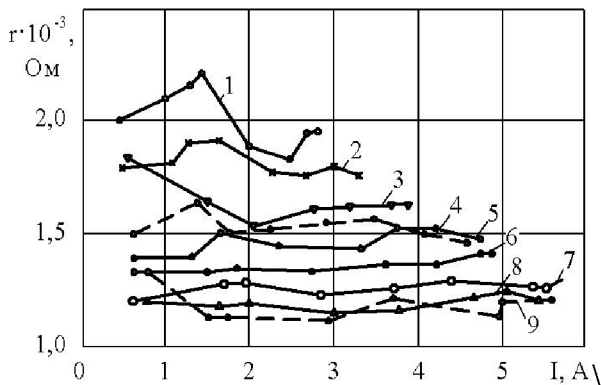


Рис.3.4. Зависимость сопротивления зоны резания от тока для пары "сталь 45 – твердый сплав Т15К6" для разных подач: 1 – 0,07; 2 – 0,08; 3 – 0,11; 4 – 0,14; 5 – 0,17; 6 – 0,23; 7 – 0,30; 8 – 0,39; 9 –  $0,52 \cdot 10^{-3}$  м/об

Как видно, на малых подачах ( $0,07 \dots 0,23$ )  $10^{-3}$  м/об наблюдается нелинейная зависимость « $r_{\text{с}} - I$ », вызванная токами эмиссии (нарушается закон Ома). Большие подачи [ $(0,3 \dots 0,52) 10^{-3}$  м/об] обуславливают значительные нормальные нагрузки на переднюю поверхность, вызывают деформацию шероховатостей и обеспечивают сплошности контакта. При этих условиях резания в зоне контакта, по-видимому, исчезнут вакуумные промежутки, а эмиссионные процессы и обусловленные ими токи эмиссии будут проявляться по другому механизму – через "поле пятен" (см. п.3.1.4). Поэтому в области сравнительно больших подач и наблюдается практически линейная зависимость внутреннего сопротивления зоны резания от величины проходящего через нее электрического тока, т.е. выполняется закон Ома.

### 3.1.3. Влияние термоэлектрических явлений на процессы трения и резания

До недавнего времени термоЭДС и термотоки, возникающие при резании и трении металлов, использовались исключительно для экспериментального определения средней температуры контакта методом естественной термопары; в настоящее время установлено их самостоятельное влияние на процессы трения и резания, в частности, на износ.

Регистрируемая в опытах по измерению температуры резания термоЭДС является, как известно, интегральным значением



ЭДС, развиваемых бесконечно большим числом микротермопар, действующих в контакте "стружка-передняя поверхность инструмента" и "задняя поверхность – поверхность резания". Эта интегральная ЭДС  $E$  обуславливает протекание термоэлектрического тока  $I$ , величина которого в соответствии с законом Ома будет зависеть еще и от сопротивления электрической цепи  $R$

$$I = E/R. \quad (3.14)$$

ТермоЭДС  $E$  как относительная ЭДС контактной пары является разницей абсолютных термоЭДС каждого компонента пары – материала инструмента и обрабатываемой детали

$$E = E_{a_1} - E_{a_2}. \quad (3.15)$$

Абсолютные ЭДС чистых металлов зависят от физико-химической природы каждого металла, температуры и могут быть рассчитаны по формуле, предложенной Моттом, Джонсом [258] и Зоммерфельдом [313], при условии, что электроны квазисвободны, температура  $T$  больше характеристической температуры Дебая и в предположении, что время релаксации не зависит от температуры и энергии электронов

$$\varepsilon_{abc} = \frac{dE}{dT} = \frac{\pi^2 k^2 T}{3eW_F}, \quad (3.16)$$

где  $W_F$  – энергия Ферми электронов металла;  $\varepsilon$  - заряд электрона.

Для пары разнородных металлов, находящихся в контакте при температуре  $T$ , в соответствии с выражениями (3.15) и (3.16) их относительная ЭДС равна

$$E = \frac{\pi^2 k^2 T}{3e} \left( \frac{1}{W_1} - \frac{1}{W_2} \right). \quad (3.17)$$

Для многокомпонентных систем, к которым относятся все инструментальные и обрабатываемые материалы, рассчитать значения  $W_1$  и  $W_2$  невозможно, однако их можно выразить через величины, поддающиеся расчету и измерению, например, через работу выхода электрона. Известно [268], что работа выхода электрона однородной поверхности равна



$$e\varphi = \mu - W, \quad (3.18)$$

где  $\mu$  - электрохимический потенциал поверхности;  $W_F$  - электростатическая потенциальная энергия электрона в вакууме, т.е. энергия Ферми.

Из (3.18) имеем:

$$W = \mu - e\varphi. \quad (3.19)$$

Тогда

$$\varepsilon = \frac{\pi^2 k^2 T}{3e(\mu - e\varphi)} \quad (3.20)$$

и

$$E = \frac{\pi^2 k^2 T}{3e} \left( \frac{1}{\mu - e\varphi_1} - \frac{1}{\mu - e\varphi_2} \right). \quad (3.21)$$

В формуле (3.21)  $\mu = \mu_1 = \mu_2$ , так как металлы находятся в контакте. Как видно из выражений 3.16 и 3.20, абсолютную ЭДС металла можно понизить, увеличивая или энергию Ферми, или уменьшая работу выхода электрона поверхности ( $\mu = const$ ). Из (3.15) следует, что  $E=0$  (идеальный случай) при равенстве абсолютных ЭДС инструментального и обрабатываемого материалов. Практически необходимо изменять  $E_{a_1}$  так, чтобы  $E$  приближалась по своему значению к нулю (уменьшать первый член в уравнениях (3.17) и (3.21)). Этого можно достигнуть, уменьшая работу выхода электронов с поверхности инструментального материала различными средствами: упрочнением поверхности; нанесением промежуточных твердых фаз; снижением окисляющего действия атмосферы; облучением поверхности рентгеновскими и освещением ультрафиолетовыми лучами.

К аналогичным выводам пришел В.Н. Латышев [139], исследовавший увеличение химической активности смазочных жидких средств в связи с уменьшением работы выхода различными средствами. По его данным, облучение поверхности протонами снижает работу выхода до 1,1...1,2 эВ; стойкость быстрорежущих



резцов при точении стали 45 после их облучения рентгеновскими лучами повысилась при резании в атмосфере в 1,3...1,5 раза. Облученные поверхности с малой работой выхода предельно активны в химическом отношении. В.Н. Латышев, не касаясь влияния электрических процессов на износ инструмента, считает, что работа выхода электрона инструментального материала должна быть большой, а обрабатываемого – минимальной. На основании этого предполагается, что при обработке с разными СОЖ жаропрочных материалов, имеющих большую работу выхода электронов, эффективность СОЖ ничтожно мала.

### 3.1.4. О физических свойствах поверхностей инструментальных материалов

Приведенные в разделе 3.1.2 соображения справедливы в предположении, что контактируемые при трении поверхности, эмитирующие электроны, однородны по составу. В действительности все материалы, в том числе и инструментальные, являются неомогенными многофазными поликристаллами, состоящими, по крайней мере, из двух фаз. Так, твердые сплавы состоят из зерен твердого раствора смеси карбидов WC, TiC, TaC, избыточных карбидов, разделенных связующей металлической фазой (Co, Fe, Ni+Mo и др.); быстрорежущие стали содержат в структуре сложные карбиды типа  $(Fe, W, Mo, V)_mC_n$ , мартенсит и остаточный аустенит. Эти структурные составляющие разнятся не только механическими, но и физическими свойствами, например, работами выхода электронов. Так, для TiC, WC и TaC величины  $e\phi$  соответственно равны (3,35...3,85), 3,6 и (3,05...4,4) эВ, поликристаллов кобальта – 4,41 эВ [270]. Поэтому наличие на "пятнистой" поверхности инструмента фаз с разными работами выхода электронов, согласно выражению (3.11), обуславливает внутриконттактную разность потенциалов (ВКРП) между этими фазами и, как следствие, протекание токов в субмикроцепях при резании и возникновение над пятнистой поверхностью «поля пятен».

Нами ранее показано [324], что поверхность однокарбидного твердого сплава, содержащая фазы только двух типов – WC и Co, может быть представлена их чередованием, при этом  $e\phi_{WC} = e\phi_{\min}$ , а  $e\phi_{Co} = e\phi_{\max}$  (рис.3.5). Поэтому по отношению к WC кобальтовая связка будет электроотрицательна, что согласуется с данными [219].

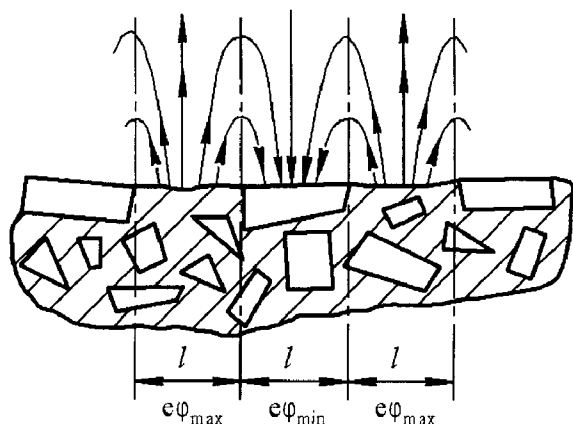


Рис.3.5. «Поле пятен» над поверхностью  
однокарбидного твердого сплава [324]

«Поле пятен» направлено так, что задерживает электроны, эмитированные областями с малыми работами выхода (зерна карбидов), и ускоряет электроны над поверхностями с большей работой выхода (кобальт). Поэтому над зернами карбидов «поле пятен» на малых удалениях от поверхности действует как задерживающее внешнее поле, снижающее ток эмиссии с этих участков. Как показывают расчеты, при расстояниях между пятнами  $l = 1 \text{ мкм}$  и ВКРП  $\Delta e\phi$  в  $0,1 \text{ эВ}$  эти поля достигают величин порядка  $10^4 \text{ В/см}$ . Следует сказать здесь, что приведенные значения  $l$  и ВКРП близки к характеристикам твердых сплавов, особенно мелкозернистых.

Причиной возникновения местных «полей пятен» может быть и разница работ выхода разных кристаллических граней кристаллов, структура которых сильно искажена в результате пластической деформации. Адсорбция кислорода на поверхности, вызывая электроотрицательное заряджение поверхности, увеличивает работу выхода, а адсорбция паров воды – снижает ее; окисление сопровождается увеличением работы выхода [119].

Таким образом, как следует из вышесказанного, неомогенность структуры инструментальных материалов, процессы адсорбции и окисления обуславливают наличие на поверхности материала «полей пятен», которые могут усилить или уменьшить эмиссионные и термоэлектрические токи в зависимости от соотношения работ выхода отдельных фаз.

Внутриконтактная разность потенциалов (ВКРП) между составляющими структуры инструментальных материалов определяет протекание тока в субмикроцепях, и эта причина, независимо от степени деформации, микровыступов на контакте,





всегда имеет место. В реальных сплавах определить работу да составляющих из-за их малых размеров затруднительно, поэтому удобней применять метод микроЭДС [73].

Для измерения ЭДС между структурными составляющими мы использовали метод микроЭДС [7] и установку [209] для измерения ТЭДС между вольфрамовым стержнем и структурными составляющими твердых сплавов. В соответствии с правилом аддитивности термоЭДС между металлами А, В и С равна

$$E_{A,B} = E_{A,C} + E_{C,B} = E_{A,C} - E_{B,C} = E_{C,B} - E_{C,A} \quad (3.22)$$

Для твердого сплава группы ВК имеем

$$E_{WC,Co} = E_{WC,W} - T_{Co,W} \quad (3.23)$$

где  $E_{WC,Co}$  - ЭДС между WC и вольфрамовым стержнем, а  $E_{Co,W}$  - ЭДС между кобальтом и вольфрамовым стержнем.

Были проведены замеры, и по выражению (3.23) найдены ЭДС между карбидами WC, TiC и TaC и кобальтом. При этом от-

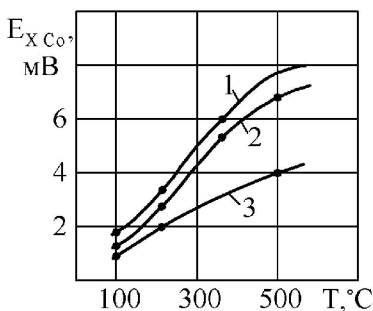


Рис.3.6. Термоэлектродвижущая сила для карбидов тугоплавких элементов (по отношению к кобальту): 1- карбид тантала; 2- карбид титана; 3 - карбид вольфрама

носительно вольфрама и кобальт, и карбиды имели отрицательные значения ЭДС в диапазоне температур 100...900<sup>0</sup>С. Относительная ТЭДС  $E_{WC,Co}$  для  $T=200^0C$ , например, равна  $E_{WC,Co} = E_{WC,W} - T_{Co,W} = -26 - (-52) = 26$  мВ, т.е. по отношению к вольфраму кобальт заряжается электроотрицательно. На рис.3.6 представлены относительные ЭДС между разными карбидами и кобальтом, откуда следует, что между фазами твердого сплава относительная ТЭДС может достигать значений до 7 мВ, что при малых сопротивлениях обусловит значительные токи в субмикроцепях.

С другой стороны, неомогенность структуры твердых сплавов в условиях циркуляции электротоков между составляющими структуры определяет их устойчивость в условиях элек-



трохимической коррозии. При резании с охлаждением эмульсией, являющейся электролитом, «пятнистая» поверхность твердого сплава неоднородна в электрохимическом отношении. Деятельность гальванических микропар приведет к коррозионному разрушению электроотрицательного кобальта – избирательному растворению и выпадению в электролит. В результате обнажается карбидная фаза, и нарушается прочность сплава [98]. Интенсивность электрохимической коррозии твердых сплавов увеличивается с ростом содержания кобальта в сплаве [79].

Если с этой точки зрения рассмотреть состав быстрорежущих сталей после закалки и отпуска, то их структурные составляющие также имеют разные электрические свойства. По данным В. Моргнера [318], цементит, мартенсит и остаточный аустенит имеют разные значения абсолютных удельных микроТЭДС по отношению к вольфраму ( табл. 3.1).

Таблица 3.1  
Абсолютные микроТЭДС составляющих структуры термообработанной стали [318]

Фаза	Цементит $Fe_3C$	Аустенит ( $C=1,3\%$ )	Мартенсит	
			$C = 1\%$	$C = 1,3\%$
Абсолютная удельная ТЭДС, $\mu kB / ^\circ C$	- 0,048	- 3,0	+5,0	-2,5

В соответствии с выражением (3.23 ) имеем:

$$e_{Fe_3C,\gamma-Fe} = e_{Fe_3C,W} - e_{\gamma-Fe,W} = -0,048 - (3,0) \cong 2,35 \mu kB / ^\circ C ;$$

$$e_{Fe_3C,\alpha-Fe} = e_{Fe_3C,W} - e_{\alpha-Fe,W} = -0,048 - (-2,5) = 2,45 \mu kB / ^\circ C .$$

Эти результаты показывают, что по отношению к цементиту и мартенситу, и остаточный аустенит электроположительны, а по отношению к мартенситу остаточный аустенит – электроотрицателен. Поэтому в электрохимических процессах эти фазы будут разрушаться в первую очередь.

Приведенные выше соображения свидетельствуют о том, что известные твердые сплавы на кобальтовой связке не являются



ся оптимальными по составу. Для повышения термодинамической и электрохимической устойчивости твердых сплавов необходимо так выбрать связку, чтобы ЭДС между фазами имела малую величину, а связка по отношению к карбиду была бы электроположительна.



### 3.2. Цепи трибоэлектрических токов при трении и резании

Протекание токов через зону контакта в условиях трения (резания) обусловлено наличием термоЭДС (гальваноЭДС и ЭДС самоиндукции во внимание не принимаются) и конечными значениями сопротивлений элементов электрической цепи.

При контактировании двух тел в процессе их пластического деформирования в условиях трения (резания) с учетом дискретности контакта существуют, как уже отмечалось в гл.2, следующие цепи протекания термотока: внешняя (через сопротивление нагрузки  $R$ ), внутренняя (между неодинаково нагретыми участками поверхности трения или контактными поверхностями инструмента), микро- и субмикроцепи, обусловленные протеканием токов между микро- и субмикрообъемами контакта. На рис.3.7,а, заимствованного из [278], представлена вероятная картина протекания электрических токов через зону трения (резания).

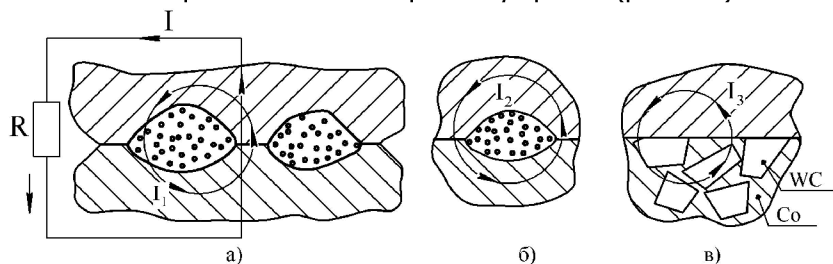


Рис.3.7. Цепи протекания трибоэлектрических токов через зону контакта при трении (резании): а – внешняя; б – микроцепь; в – субмикроцепь

Одной из причин существования микроцепи (см. рис.3.7,б) и протекания по ней тока  $I_2$  может быть наведенная ЭДС, вызванная различными степенями деформации отдельных выступов контртел или деформированной и недеформированной частями одного металла [278].

Протекание токов  $I_3$  в субмикроцепях (см. рис.3.7,в) вызвано не разницей степеней деформации, как считал А.С. Шамшур [278], а внутриконтактной разностью потенциалов (ВКРП) между составляющими структуры инструментального материала, например, WC и Co. Заметим, что идея существования субмикроцепи протекания тока в условиях трения была высказана нами ранее [324] независимо от [278].

Для прекращения циркуляции тока во внешней цепи пары



трения (система СПИД при резании) достаточно разорвать ее изоляцией ( $R = \infty$ ). Величину ТЭДС, обусловленную средней температурой контакта и зависящую от физико-механических свойств контактируемых материалов, можно уменьшить, подбирая соответствующие пары, и даже свести к нулю, например, для минералокерамики и некоторых марок керметов. Протекание токов  $I_1$  и  $I_2$  во внутренней цепи (см. рис.3.7, а и б) как будет показано ниже, можно установить, подбирая соответственно режимы резания и варьируя размерами контактных площадок.

### 3.2.1. Внешняя цепь термотока

При резании цепь термотока – внешняя, замкнутая на сопротивление  $R$  (рис.3.8, а), и внутренняя (рис.3.8,в) - обусловлена протеканием токов в замкнутом контуре «передняя поверхность-деталь-задняя деталь».

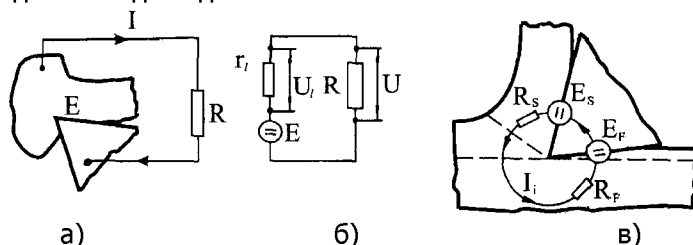


Рис.3.8. Цепи термотока при резании: а – внешняя; б – эквивалентная схема; в - внутренняя [211]

Сопротивление внешней цепи  $R$  складывается из сопротивлений отдельных элементов системы «станок – инструмент – деталь». Очевидно, при  $R = \infty$  ток в этой цепи  $I$  равен нулю, что имеет место при резании, когда инструмент или деталь изолируются от массы станка. Так как в сопротивление  $R$  входят сопротивления станка, зоны резания (трения), обрабатываемой детали, инструмента, то представляет интерес оценка этих составляющих, прежде всего, станков. Как показывают данные разных авторов, измеряемые ими сопротивления станков колеблются в значительных пределах, уровень которых зависит от модели станка, времени его работы (в начале или по истечении определенного промежутка времени, когда сопротивление масляных пленок стабилизируется. Барроу и Спенсер [203] измеряли сопротивления токарных станков разных фирм и установили, что в исходном состоянии их сопротивление колеблется в пределах  $(1,12...13) \cdot 10^3$  Ом, а после работы –  $0,82...192$  Ома; Эллис и Барроу [303] нашли, что токарные станки имеют сопротивление



порядка 39...66 Ом. И.И. Ермак и Ф.Л. Коган по методике В.А. Боб-Бобровского [36, 38] проводили измерения сопротивлений станков и нашли, что сопротивления сверлильных станков колеблются в пределах 2...175 Ом, токарных от 40...80 до 300...450 Ом.

Нами проводилась оценка уровня сопротивлений сверлильного, токарного и агрегатного станков с помощью моста постоянного тока Р316 (на рис.3.9 показаны схемы его подключения для измерения сопротивлений станков) [219]. Сопротивления станков, по данным наших задач, находятся в пределах: для станка 2А150 –  $(2...5) \cdot 10^{-3}$  Ом; для станка 1К62 –  $(2...9,5) \cdot 10^{-3}$  Ом; для агрегатного станка ХА5833 –  $(2...12) \cdot 10^{-3}$  Ом.

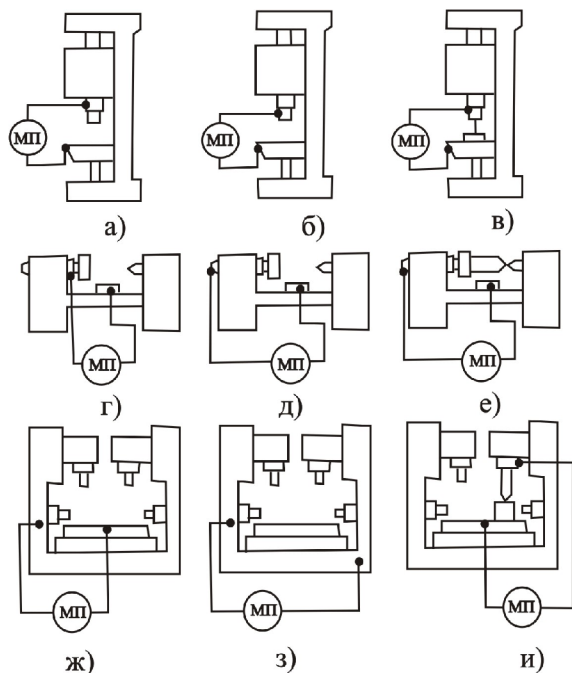


Рис.3.9. Схемы измерения электросопротивлений станков: 2А150: а - стол – пиноль; б - стол – шпиндель; в - стол – шпиндель, при резании; 1К62: г - суппорт – передняя крышка шпиндельного узла; д - суппорт – шпиндель; е - суппорт – шпиндель, при резании; ХА4833: ж - стойка – стол; з - станина – корпус горизонтальной головки, при резании; и - стол – пиноль вертикальной головки, при резании

Для условий трения значения сопротивлений внешней цепи также имеют разброс от тысячных долей до сотен омов. И.М. Мельниченко [177] для пары трения «латунь Л63 – сталь



У8» в среде глицерина нашел, что  $R = 82 \dots 870 \text{ Ома}$ . Если оценить величину тока во внешней цепи при большом разбросе  $R = (2 \dots 5) \cdot 10^{-3} \dots 450 \text{ Ом}$ , то при максимальной величине термоТЭДС порядка  $20 \cdot 10^{-3} \text{ В}$  получим значения токов во внешней цепи (уравнение 3.14) в пределах  $(10 \dots 0,04 \cdot 10^{-3}) \text{ А}$ . В реальных условиях резания значения  $E$  будут меньше, поэтому уровень токов будет ниже. Ясно, что при таком диапазоне разброса величин токов во внешней цепи их влияние на износ будет разным, а изоляция инструмента как самое простое средство устранения циркуляции триботокков во внешней цепи не всегда приведет к положительному эффекту. С другой стороны, при определенных условиях резания может сказаться влияние внутренней цепи триботока (см. рис.3.8,в).

### 3.2.2. Внутренняя цепь трибоэлектрического тока

Предположение о существовании внутренней цепи термотока при резании впервые высказал Т. Хеенкамп [311], он считал, что причиной функционирования этой цепи является разная температура на передней и задней поверхностях резца. Однако для разных схем резания, как было впервые показано нами [324], возможно протекание токов между отдельными участками (точками)  $a$  и  $b$  главного режущего лезвия (рис.3.10), находящимися при разной температуре. Цитированные выше авторы С.Н. Постников [177], [285. С.35-48], В.А. Бобровский [38], А.П. Москалев [159], Э. Кивимаа [314] и другие, допуская наличие внутренней цепи термотока, не оценили правильно порядка токов, протекающих между передней и задней поверхностями инструмента в реальных условиях резания.

В монографии [38] автор отмечает, что «термоток может циркулировать не только во внешней цепи контура СПИД, но и внутри зоны контакта сверла со стружкой и обрабатываемой деталью»; «... локальные термотоки вполне способны оказать влияние на износ инструмента при работе как с замкнутой, так и с разомкнутой цепью результирующего термотока» [38. С.109].

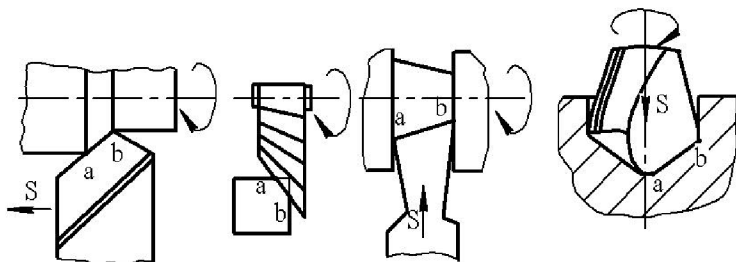


Рис.3.10. Схемы резания с разной температурой (термоЭДС) отдельных участков главного лезвия инструмента [324]

С.Н. Постников [285. С.35-48] пишет, что «нельзя забывать о существовании внутренней термоэлектрической цепи «передняя грань инструмента ( $\sim 1200^{\circ}\text{C}$ ) – стружка – деталь – задняя грань инструмента ( $\sim 900^{\circ}\text{C}$ )». Если эта цепь - комбинация электронного и дырочного проводников, то через фазовые поверхности раздела потечет сильный ток» [112. С.40]. Ю.М. Коробов [155. С.29-34] проанализировал условия протекания термотоков через режущие кромки сверла и пришел к выводу, что при разрыве внешней цепи возможна самокомпенсация термотоков при условии, что термоЭДС, развиваемые на главных режущих кромках сверла, будут равны между собой. А.В. Москалев [159], изучая влияние на износ термоэлектрического тока при точении Ст 3 резцами ВК8 ( $E=12$  мВ), показал, что неравномерный нагрев поверхностей контакта инструмента, кроме тока в замкнутом контуре (т.е. во внешней цепи – А.Р.), обуславливает "возникновение круговых токов по сечению поверхности контакта". В недавней публикации ученых из Волгоградского технического университета [171], изучавших влияние термотоков на износ зенкеров, указывается, что "с увеличением площади поперечного сечения стружки за счет подачи на поверхностях контакта зенкера возникают локальные температуры, вызывающие действие локальных токов непосредственно в зоне резания. Локальные термотоки и являются основной причиной износа инструментов при снятии стружек более крупных сечений". Попутно заметим, что связь величины подачи с эффективностью разрыва внешней цепи термотока за счет функционирования внутренней цепи термотока впервые была обнаружена нами [324]; эта идея неоднократно излагалась на научных форумах в конце 70-х – начале 80-х гг. прошлого столетия [155, 248, 286, 287] и будет подробно представлена ниже [69, 203].

Я.А. Глушкин [61], изучая износ композитных материалов при трении о сталь 2Х13, не получил эффекта в снижении износа от разрыва цепи термотока, так как, по его мнению, наряду с внешней цепью «существует внутренняя цепь, замыкающаяся





между разнородными компонентами композиции и контртела».

Становится очевидным, что величина термотоков во внутренней цепи будет в соответствии с законом Ома определяться параметрами зоны контакта как источника электроэнергии: сопротивлением; величиной тока  $I_b$ ; развиваемой мощностью и др.

В условиях трения со смазкой сопротивление контакта  $r_k$  измеряется десятками и сотнями Ом; по данным Л.Г. Коршунова и Р.И. Минца [120],  $r_k=10^3$  Ом, И.М. Мельниченко [177] нашел, что  $r_k=82...870$  Ом. При трении без смазки Н.М. Коросько и Ю.А. Лернер [118] для пары трения «палладий + вольфрам» - (бронза БрБ2 + родий) установили, что  $r_k = (7...10)10^{-3}$  Ом. Нами установлено, что для пары трения «твердый сплав ВК8 – сталь 1Х18Н9Т» ( $v=0,60$  м/с,  $p = 17$  МПа) сопротивление контакта  $r_k=2,2 \cdot 10^{-3}$  Ом.

В опубликованных данных отечественных и зарубежных исследователей приводятся различные методы измерения сопротивления зоны резания. Х. Аксер [296, 297] определил величину термотока во внутренней цепи, равную 5А, полагая, что контур СПИД имеет малое сопротивление; при этом он пользовался известной схемой измерения падения напряжения на малом сопротивлении.

И.И. Ермак и Ф.Д. Коган по методике В.А. Бобровского [38] в измерительную цепь включали гальванометр шлейфового осциллографа МПО-2 с сопротивлением  $R=11,7$  Ом. Полученная ими сила термотока не превышала 1 мА. Эта величина не может полностью соответствовать реальной схеме протекания тока при резании, так как сила тока определяется величиной сопротивления измерительной цепи.

В.А. Бобровский [36] установил силу термотока, равную 10 мА, а сопротивление контакта – для некоторых пар обрабатываемого инструментального материала – в пределах  $(8,8...44,1)10^{-3}$  Ом. Однако метод измерения сопротивления, использованный В.А. Бобровским, не может полностью выявить его величину, так как при измерении внутреннего сопротивления источника электроэнергии в его состав включались сопротивления резца, заготовки, токосъемника и соединяющих проводов.

Wilkonson [335], пропуская кратковременно в зону резания переменный ток 15А, получил величину сопротивления контакта «резец-деталь» порядка  $1 \cdot 10^{-3}$  Ома. Э.А. Умаров, А.А. Анцупов и Г.И. Якунин [12, 256] при измерении токов, создаваемых термопарой «резец-деталь», определили, что сила тока находится в диапазоне 0,5...4А. Сопротивление контакта при этом оказалось равным  $1 \cdot 10^{-3} \pm 10$  % Ом.

Используя схему Х. Аксера и подключая в нагрузку сопротивление порядка  $1 \cdot 10^{-6}$  Ома, А.П. Москалев находит значение тока в измерительной цепи около 15А [160]. Сопротивление зоны



резания  $0,3 \cdot 10^{-3}$  Ома автором было получено при использовании метода «амперметр – вольтметр» пропуская ток по цепи, включающей в себя зону резания, тока до 200А при напряжении 4 В. При этом нельзя было исключить изменение характера контактирования резца с деталью вследствие выделения в этой зоне дополнительного количества топливной энергии, что не может не сказаться на результатах измерений.

В табл.3.2 представлены некоторые данные контактных сопротивлений и величин токов во внутренней цепи при резании. Как видно, для точения сопротивления имеют один порядок, но отличаются по абсолютной величине – от  $0,3 \cdot 10^{-3}$  до  $44,1 \cdot 10^{-3}$  Ома; величины токов – колеблются от сотых долей до десятков ампер.

Таблица 3.2

Сопротивление зоны резания и величина токов во внутренней цепи

№ п/п	Автор, источник	Условия резания, трения материала	$I_{вн}, A$	$r_{kr}, \text{Ом}$
1	Г. Опитц [322]	<i>Точение</i> Твердый сплав, ТТЗ – сталь St 5211, $axS=(2x0,2) \cdot 10^{-3} \text{м}$ ,	до 5	-
2	А.П. Москалев [159]	ВК8 - Ст 3,	15	$0,3 \cdot 10^{-3}$
3	В.Ц. Зориктуев, И.С. Хузин [83]	Т15К6, ВК8, ВК6М, Жаропрочные материалы, ОХНЗ МФА, ВТ9, Н73МБТ10,	-	$(0,93...2,02)10^{-3}$
4	Э.А. Умаров, А.А. Анцупов, Г.И. Якунин [12, 256]	P18M– 9ХС,	Единицы ампер	$1 \cdot 10^{-3} \pm 10 \%$
5	В.А. Бобровский [36]	P18-18Х2Н4ВА, ВК15-18Х2Н4ВА,	0,06...0,1 0,4...0,7	$(42,7...44,1) \cdot 10^{-3}$ $(28,8...30,5) \cdot 10^{-3}$



6	А.А. Рыжкин с сотрудниками [ 69, 155, 203]	T15K6 – Ст 50,	0,03- 2,7	$(2...5) \cdot 10^{-3}$
7	В.И. Александров [8, 10, 11]	40X-Твердый сплав, МА1+(TiN+Ti(C,N) + +Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ),	-	$(7...10) \cdot 10^{-3}$
8	В.А. Бобровский [38]	Фрезерование P18-18X2H4BA, BK6-18X2H4BA,	- -	0,1...0,5 0,7...1,8

В связи с противоречивыми данными по величинам токов во внутреннем короткозамкнутом контуре нами была поставлена задача комплексного исследования зоны резания (трения) как источника электрической энергии. Прежде всего необходимо расчетным путем определить величины термотоков, протекающих в замкнутом контуре «передняя поверхность – стружка – деталь – задняя поверхность», сопротивления контактных площадок «передняя поверхность – стружка» –  $r_{п1}$ , «задняя поверхность – деталь» –  $r_{п2}$ , а также нагрузочные характеристики термоэлемента «инструмент-деталь» как источника электрической энергии: мощность, выделяемая на сопротивлении нагрузки  $R_{н1}$  и мощность, выделенная внутри источника  $R_{в}$  и др.

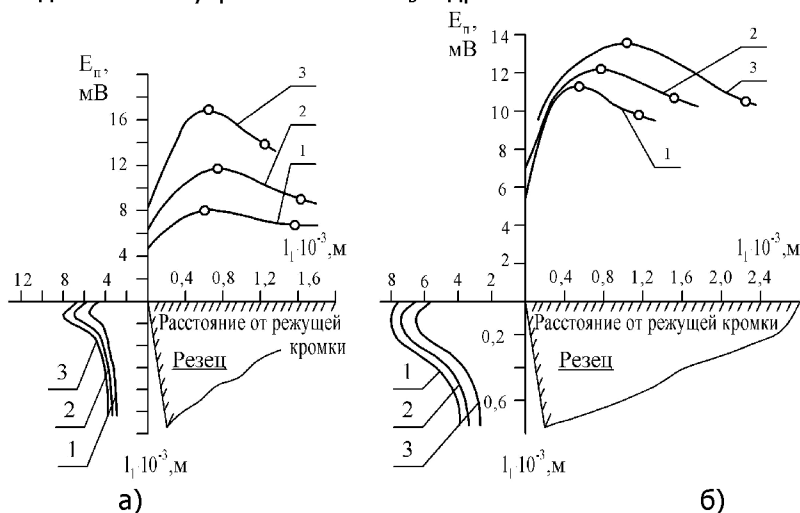


Рис.3.11. Распределение термоЭДС на контактных площадках инструмента при продольном точении стали ШХ15 твердым сплавом Т14К8 без охлаждения, по Н. Резникову [186]: а - в зависимости от скорости резания ( $t=4,1 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,5 \cdot 10^{-3}$  м/об); 1- $\nu=0,17$



м/с; 2 -  $v=1$  м/с, 3-  $v=3,4$  м/с; б - в зависимости от подачи ( $t=4,1 \cdot 10^{-3}$  м,  $\Omega=1$  м/с): 1 -  $S=0,23 \cdot 10^{-3}$  м/об, 2 -  $S=0,44 \cdot 10^{-3}$  м/об, 3 -  $S=0,85 \cdot 10^{-3}$  м/об

Из-за разных температур на контактных площадках инструмента в общем случае будут неодинаковыми и термоЭДС на передней и задней поверхностях –  $E_n$  и  $E_3$ . На рис.3.11 показаны распределения термоЭДС  $E_n$  и  $E_3$  на контактных площадках твердосплавного инструмента, построенные нами по данным А.Н. Резникова [186]. Как видно из рис.3.11, максимальное значение термоЭДС на задней поверхности с уменьшением подачи (толщины среза) увеличивается и приближается к значению термоЭДС на передней поверхности. При резании с еще меньшими подачами можно ожидать равенства максимальных термоЭДС на поверхностях контакта.

При резании со сверхтонкими стружками температура (термоЭДС) на задней поверхности инструмента будет выше, чем на передней, на это указывают известные из теории и практики резания материалов факты проваливающего износа задних поверхностей инструментов, работающих с малыми толщинами среза, – резцы для тонкого точения, цилиндрические фрезы, сверла, протяжки. Поэтому величина термотокков во внутренней цепи будет зависеть от соотношения  $E_n$  и  $E_3$ , сопротивлений контактных площадок инструмента и определяться режимами резания.

Рассчитаем токи во внутренней цепи (см. рис.3.8,в). Источники термоЭДС на контактных площадках инструмента  $E_n$  и  $E_3$  при наличии нагрузки  $R$  во внешней цепи вносят определенный вклад в величину токов в цепях «передняя поверхность-внешняя нагрузка» ( $I_1$ ) и «задняя поверхность-нагрузка» ( $I_2$ ), а также обуславливают ток  $I$  во внешней цепи (рис.3.12).

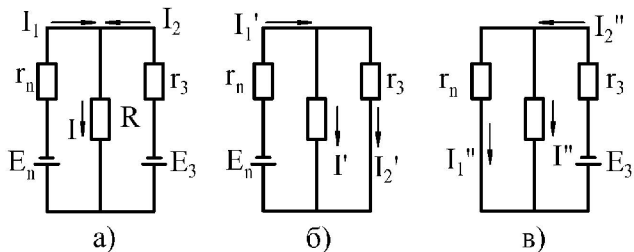


Рис.3.12. Эквивалентная электрическая схема зоны резания (а) и применение метода суперпозиции для расчета токов  $I_1$  и  $I_2$  (б, в) [203, 211]

Эквивалентная схема зоны резания представлена парал-



лельным соединением источников ЭДС  $E_n$  и  $E_3$  с их внутренними сопротивлениями  $r_n$  и  $r_3$ , работающими на внешнюю нагрузку  $R$  (см. рис.3.12,а). Применяя метод суперпозиции [30] для расчета этой цепи путем замены поочередно источников  $E_n$  и  $E_3$  эквивалентными сопротивлениям, равными внутренним сопротивлениям источников, получаем:

для схемы 3.12,б:

$$I_1' = \frac{E_n}{r_n + Rr_3 / (R + r_3)}; \quad I_2' = \frac{E_n - I_1' r_n}{r_3}; \quad I' = \frac{E_n - I_1' r_n}{R}; \quad (3.24)$$

для схемы 3.12,в:

$$I_2'' = \frac{E_3}{r_3 + Rr_n / (R + r_n)}; \quad I_1'' = \frac{E_3 - I_2'' r_3}{r_n}; \quad I'' = \frac{E_3 - I_2'' r_3}{R}. \quad (3.25)$$

Комбинируя схемы 3.12,б и 3.12,в, получим:  
для тока  $I_1$ :

$$\begin{aligned} I_1 &= I_1' - I_1'' = \frac{E_n}{r_n + Rr_3 / (R + r_3)} - \frac{E_3 - I_2'' r_3}{r_n} = \\ &= \frac{E_n}{r_n + Rr_3 / (R + r_3)} - \frac{E_3}{r_n}; \end{aligned} \quad (3.26)$$

для тока  $I_2$ :

$$I_2 = I_2'' - I_2' = \frac{E_3}{r_3 + Rr_n / (R + r_n)} - \frac{E_n - \frac{E_n}{r_n + Rr_3 / (r + r_3)}}{r_3}; \quad (3.27)$$

ток  $I$  во внешней цепи

$$\begin{aligned} I &= I' + I'' = (E_n - I_1' r_n) / R + (E_3 - I_2'' r_3) / R = \\ &= \frac{E_n - E_n r_n / [r_n + Rr_3 / (R + r_3)]}{R} + \frac{E_3 - E_3 r_3 / [r_3 + Rr_n / (R + r_n)]}{R}. \end{aligned}$$



После преобразований

$$I = \frac{E_n r_3 + E_3 r_n}{R(r_n + r_3) + r_n r_3}. \quad (3.28)$$

Соотношение между токами  $I_1$ ,  $I_2$  и  $I$  будет зависеть от порядка сопротивлений  $r_n$ ,  $r_3$  и  $R$ . Очевидно, если  $R = \infty$ , ток  $I = 0$  (по зависимости 3.28), а токи  $I_1$  и  $I_2$  уравниваются по величине и вызовут протекание во внутренней цепи уравнивающего тока  $I_y$  (см. рис.3.8,в). В самом деле, после преобразований (3.26) и (3.27) получим

$$I_1 = \frac{E_n(R + r_3) - E_3 R}{R(r_n + r_3) + r_n r_3} = \frac{E_n(1 + \frac{r_3}{R}) - E_3}{(r_n + r_3) + r_n r_3}; \quad (3.29)$$

$$I_2 = \frac{E_3(R + r_n) - E_n R}{R(r_n + r_3) + r_n r_3} = \frac{E_3(1 + \frac{r_n}{R}) - E_n}{(r_n + r_3) + r_n r_3}. \quad (3.30)$$

Подставляя в (3.29) и (3.30)  $R = \infty$ , получаем:

$$I_1 = \frac{E_n - E_3}{(r_n + r_3) + r_n r_3}; \quad I_2 = \frac{E_3 - E_n}{(r_n + r_3) + r_n r_3}. \quad (3.31)$$

Так как  $r_n r_3 \approx (1 - 2)10^{-6} \text{ Ом} \approx 0$ , то в общем случае

$$I_y = \frac{E_n - E_3}{r_n + r_3}, \quad \text{если } E_n > E_3 \quad (3.32)$$

и

$$I_y = \frac{E_3 - E_n}{r_n + r_3}, \quad \text{если } E_3 > E_n. \quad (3.33)$$

Расчетные оценки величин токов  $I_1$ ,  $I_2$ ,  $I$  и  $I_y$  по зависимостям (3.28)-(3.30), (3.32)-(3.33) можно получить при условии знания соответствующих сопротивлений и термоЭДС. Для этого нами разработана методика измерений  $E_n$ ,  $E_3$ ,  $r_n$  и  $r_3$  ( $r_n$ ) с помощью специального разрезного резца [324] (рис.3.13).

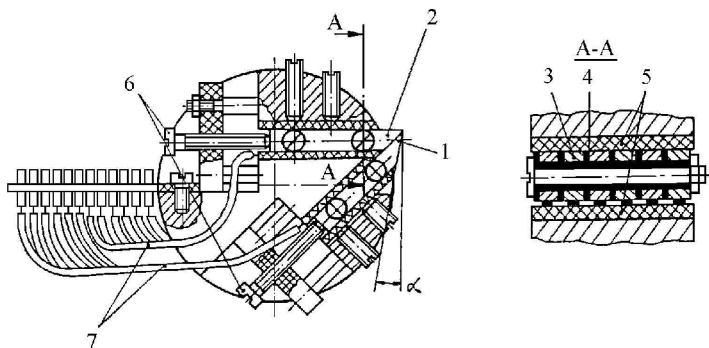


Рис.3.13. Конструкция составного резаца для раздельного измерения термоЭДС при резании

Резец был собран из изолированных друг от друга и от корпуса резаца режущих пластин, изготовленных из твердого сплава или быстрорежущей стали, таким образом, что пластина 1 выполняла роль задней, а пластина 2 – роль передней поверхностей, изолированным по плоскости разъема пластинками слюды. Болтами 6 осуществлялась регулировка пластин 1 и 2; провода 7 служили для подключения режущих пластин к регистрирующему прибору. Был использован двухлучевой электронный осциллограф, что позволило раздельно измерять величины  $E_n$  и  $E_3$  или их разницу  $\Delta E$ . На рис.3.14 в качестве примера показаны осциллограммы  $E_n$  и  $E_3$ , снятые при свободном резании ( $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 0$ ,  $\alpha = 6^\circ$ ) трубок из серого чугуна.

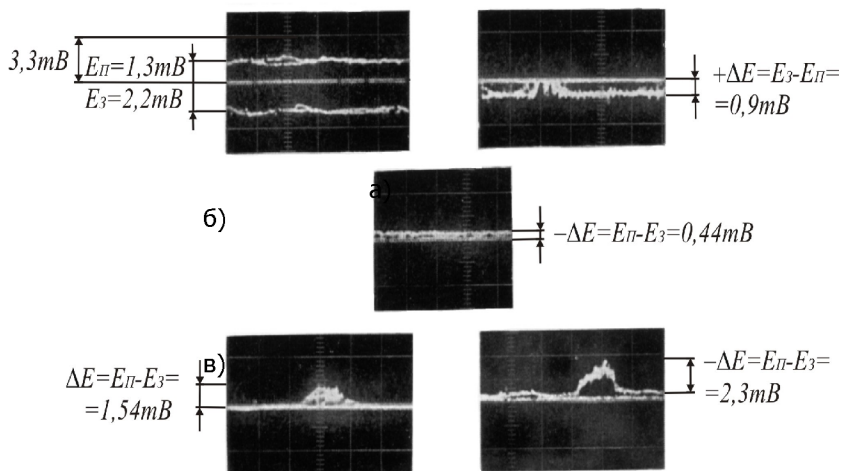




Рис.3.14. Осциллограммы, полученные при свободном резании серого чугуна резцами из P18 для разных подач ( $v=0,5$  м/с,  $t=90$  с):  
 а, б –  $S=0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об; в –  $S=0,084 \cdot 10^{-3}$  м/об; г –  $S=0,14 \cdot 10^{-3}$  м/об;  
 д -  $S=0,195 \cdot 10^{-3}$  м/об

На рис. 3.14, а и б показаны осциллограммы для подачи  $S=0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об при раздельном (см. рис.3.14,а) и при одновременном (см. рис.3.14,б) измерении величин  $E_n$  и  $E_3$ . Как видно из рис.3.14,а, термоЭДС  $E_n$  и  $E_3$  разного знака и при малых подачах  $E_3 > E_n$ ; с увеличением подачи  $\Delta E$  меняет знак (см. рис.3.14,в,г,д). Если подача близка к значению  $S=0,084 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $E_3$  и  $E_n$  становятся одинаковыми. При подачах  $0,084 \cdot 10^{-3}$  м/об и выше  $E_n > E_3$ , причем с ростом подачи разница  $\Delta E$  увеличивается. Критическое значение подачи (толщины среза), при которой  $E_n = E_3$ , зависит от скорости резания, соотношения между подачей и глубиной резания и, как будет показано ниже, может смещаться в одну или другую сторону.

Чтобы показать влияние нагрузки R на токовый режим зоны контакта, приведем в качестве примера расчет токов  $I_1$ ,  $I_2$ , воспользовавшись нашими экспериментальными данными оценок  $E_n$ ,  $E_3$ ,  $r_n$  и  $r_3$  с помощью специальной методики [134, 210, 219]. Для свободного точения трубок из стали 40X разрезным резцом из T15K6 ( $v=0,64$  м/с,  $t=1 \cdot 10^{-3}$  м, без охлаждения) получены следующие данные: для подачи  $S=0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об:  $E_n=4,34$  мВ;  $r_n=1,21 \cdot 10^{-3}$  Ом;  $E_3=5,5$  мВ;  $r_3=1,29 \cdot 10^{-3}$  Ом; для подачи  $S=0,39 \cdot 10^{-3}$  м/об:  $E_n=9,5$  мВ;  $r_n=1,1 \cdot 10^{-3}$  Ом;  $E_3=9,0$  мВ;  $r_3=1,17 \cdot 10^{-3}$  мВ. В табл.3.3 приведены результаты расчетов [211] по формулам (3.28)-(3.30), (3.32), (3.33).

Таблица 3.3

Термотоки во внешней и внутренней цепях при точении стали 40X для разных подач

Сопротивление нагрузки R, Ом	Величина тока, А					
	$I_1$		$I_2$		I	
	S=0,07	S=0,39	S=0,07	S=0,39	S=0,07	S=0,39
$1 \cdot 10^{-3}$	1,78	5,12	3,12	4,14	4,9	9,26
$1 \cdot 10^{-2}$	-0,24	0,71	0,73	0,216	0,49	0,926
$1 \cdot 10^{-1}$	-0,44	0,2693	0,489	-0,1769	0,049	0,0926





1	-0,4618	0,2251 6	0,4667	-0,2159	0,0049	0,0092 6
10	- 0,4638	0,2207 54	0,4643	- 0,2198	0,0004 9	0,0009 26
$\infty$	$I_y=0,46$ 4	$I_y=0,22$ 03	$I_y=0,46$ 4	$I_y=0,22$ 03	0	0

Полученные данные позволяют сделать ряд важных выводов.

Во-первых, при сопротивлении внешней цепи  $R$  порядка 1 Ома ток  $I$  в ней ничтожно мал и не превышает 10 мА, что равносильно изоляции; при  $R=10$  Ом ток во внешней цепи уменьшается на порядок и не превышает 1 мА. Таким образом, при реальных величинах сопротивлений станков (десятки Ом) во внешней цепи циркуляция термотоков нереальна, а ее разрыв изоляцией инструмента в ряде отмеченных выше работ не дает эффекта увеличения стойкости инструмента. Если сопротивление  $R$  внешней цепи приближается по величине к внутреннему сопротивлению источника ТЭДС ( $\sim 1 \cdot 10^{-3}$  Ом) (см. табл.3.3), ток во внешней цепи может достигать 5...10А.

Во-вторых, при увеличении сопротивления внешней цепи токи  $I_1$  и  $I_2$  через контактные площадки инструмента уменьшаются до своего предельного значения уравнивательных токов  $I_y$  (порядка 0,4-0,5 А), при этом меняется и направление циркуляции тока – от передней поверхности к задней или наоборот, что отчетливо проявляется на малых подачах. Из этого следует, что простой изоляцией инструмента от массы станка не удастся устранить протекание тока  $I_y$  во внутренней цепи. Анализ уравнений (3.32) и (3.33) и данных рис.3.14 дает основание предположить, что только при определенной, критической, подаче  $E_n \sim E_z$  токи во внутренней цепи будут отсутствовать или иметь минимальное значение, а, следовательно, только при этих условиях может быть эффективно реализован на практике метод повышения стойкости инструмента разрывом внешней цепи термотока.

Аналогичные результаты получены нами для условий трения, когда источником термоЭДС является одна контактная площадка. При трении по схеме «контрвал – плоский образец» (при симметричном расположении последнего) внутренняя цепь термотока образуется из-за неравномерности нагрева площадки контакта и разной величиной термоЭДС.

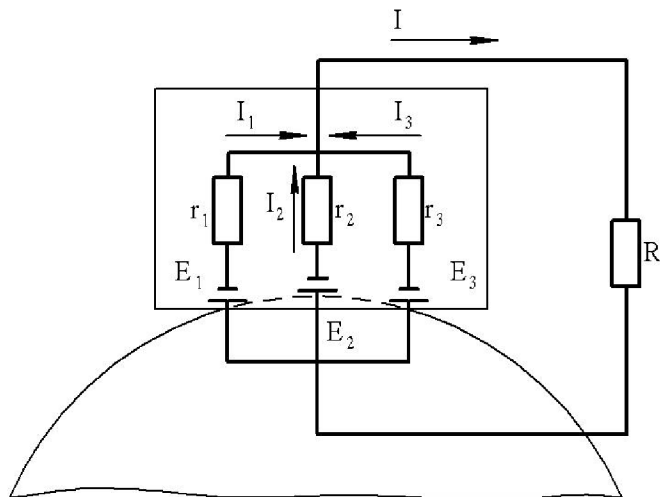


Рис.3.15. Цепи триботоков при трении

Применяя метод суперпозиции к схеме на рис.3.15, получаем выражения токов, протекающих через разные участки длины контакта:

$$I_1 = \frac{Rr_3(E_1 - E_2) + Rr_2(E_1 - E_2) + E_1r_2r_3}{(R + r_1)r_2r_3 + Rr_1(r_2 + r_3)}; \quad (3.34)$$

$$I_2 = \frac{Rr_3(E_2 - E_1) + Rr_1(E_2 - E_3) + E_2r_1r_3}{(R + r_1)r_2r_3 + Rr_1(r_2 + r_3)}; \quad (3.35)$$

$$I_3 = \frac{Rr_2(E_3 - E_1) + Rr_1(E_3 - E_2) + E_3r_1r_2}{(R + r_1)r_2r_3 + Rr_1(r_2 + r_3)}; \quad (3.36)$$

$$I = \frac{E_1r_2r_3 + E_2r_1r_3 + E_3 + r_1r_2}{(R + r_1)r_2r_3 + Rr_1(r_2 + r_3)}. \quad (3.37)$$

Замерив сопротивление контакта и полагая, что  $r_1=r_2=r_3$ , для пары ВК8 - 1Х18Н9Т ( $v=0,67$  м/с,  $p=47$  МПа) по формулам (3.34)-(3.37) находим величины токов  $I_1, I_2, I_3$  и  $I$  (табл. 3.4).

Таблица 3.4

Термотоки во внешней и внутренней цепях при трении

Сопротивле-	Величина тока, А
-------------	------------------



ние нагрузки, R, Ом	$I_1$	$I_2$	$I_3$	I
$1 \cdot 10^{-3}$	0,710	1,570	1,060	3,340
$1 \cdot 10^{-2}$	-0,220	0,650	0,120	0,550
$1 \cdot 10^{-1}$	-0,400	0,480	-0,030	0,050
1	-0,410	0,470	-0,055	0,0050
10	-0,412	0,469	-0,0695	0,0005

Как видно из табл.3.4, даже при очень малых токах во внешней цепи (при  $R=1$  Ом,  $I=5$  мА) через некоторые участки контакта будут течь токи силой почти в 0,5 А.



### 3.3. Методика оценки обобщенных характеристик зоны контакта как источника электрической энергии

Источники электрической энергии оценивают по их нагрузочным или внешним характеристикам, выражающим зависимости величины тока, напряжения и отдаваемой мощности от внешнего сопротивления [30]. Параметры электрической цепи в случае работы источника электроэнергии на сопротивлении нагрузки  $R$  (см. рис.3.8,6; 3.16,а) могут быть описаны следующими уравнениями:

$$E = U_H + U_{BH};$$

$$I = \frac{E}{R + r};$$

$$P = P_H + P_{BH}, \tag{3.38}$$

где  $E$  - ЭДС источника;  $U_H$  - падение напряжения на сопротивлении нагрузки  $R$ ;  $U_{BH}$  - падение напряжения на внутреннем сопротивлении источника  $r$ ;  $r$  - внутреннее сопротивление источника;  $I$  - сила тока, протекающего по цепи;  $P$  - общая мощность источника;  $P_H$  - мощность, выделяемая на сопротивлении нагрузки  $R$ ;  $P_{BH}$  - мощность, выделяемая на внутреннем сопротивлении  $r$ .

Если  $E$  и  $r$  постоянны, то в выражениях (3.38) аргументом является сопротивление нагрузки  $R$ .

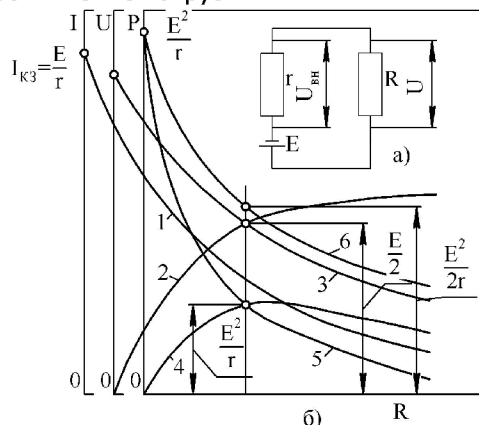


Рис.3.16. Обобщенные электрические характеристики зоны тре-



ния:

а - эквивалентная схема; б - кривые:

$$1 - I = f(R); 2 - U_n = f(R); 3 - U_{вн} = f(R); 4 - P_n = f(R); 5 - P_{вн} = f(R);$$

$$6 - P = f(R)$$

Необходимо установить аналитически следующие соотношения:

$$I = f(R); \quad (3.39)$$

$$U_n = f(R); \quad (3.40)$$

$$U_{вн} = f(R); \quad (3.41)$$

$$P_n = f(R); \quad (3.42)$$

$$P_{вн} = f(R) \quad (3.43)$$

$$P = f(R). \quad (3.44)$$

Зависимость  $I = E/R+r$  графически показана на рис.3.16,б (кривая 1), где точка пересечения кривой с ординатой отстоит от начала координат (при  $R = 0$ ) на расстоянии, равном  $E/r = I_{кз}$  – току короткого замыкания. Функция  $U_n = f(R)$  может быть выражена зависимостью

$$U_n = IR = ER/(R+r) \quad (3.45)$$

или в виде монотонно возрастающей кривой 2 на рис.3.16,б.

Падение напряжения внутри источника определим зависимостью

$$U_{вн} = Ir = Er/(R+r) \quad (3.46)$$

и кривой 3 на рис.3.16,б, пересекающей ось ординат (при  $R=0$ ) на расстоянии от начала координат, равном  $E$ . В зависимости от соотношения величин  $R$  и  $r$  может быть обеспечен режим, при котором  $U_n=U_{вн}$ . Это условие выдерживается, если  $R = r$ . Ордината точки пересечения кривых  $U_n = f(R)$  и  $U_{вн} = f(R)$  находится из (3.45) или (3.46) (при  $R=r$ ) и равна  $E/2$ . Мощность, выделенная во внешней цепи на нагрузке  $R$ , равна

$$P_n = I^2R = E^2R/(R+r)^2 . \quad (3.47)$$



Исследуем (3.47) на максимум, для чего приравняем нулю ее первую производную по  $R$ .

$$P_H = E^2 \frac{R}{R^2 + 2Rr + r^2};$$

$$(P_H)' = E^2 \frac{(R^2 + 2Rr + r^2) - R(2R + 2r)}{(R^2 + 2Rr + r^2)^2} = 0$$

или

$$R^2 + 2Rr + r^2 - 2Rr^2 - 2Rr = 0,$$

откуда  $R = r$ .

Это означает, что мощность, отдаваемая источником во внешнюю цепь, будет максимальной, если сопротивление внешней цепи равно внутреннему сопротивлению источника. Функция  $P_H = f(R)$  показана кривой 4 на рис.3.16,б, а ее максимум равен  $E^2/4R$ . Внутренняя мощность источника

$$P_{вн} = I^2 r = \frac{E^2 r}{(R + r)^2} \quad (3.48)$$

имеет максимум  $E^2/r$  при  $R=0$ ; зависимость (3.48) графически представлена на рис.3.16,б кривой 5.

Полная мощность источника равна сумме внешней и внутренней мощности

$$P = P_H + P_{вн} = \frac{E^2}{(R + r)^2} (R + r). \quad (3.49)$$



Если  $R=0$ , то  $P=P_{\max}=E^2/r$ . При  $R=r$  значение  $P$  из (3.49) будет равно  $E^2/2R$ . График изменения полной мощности  $P$  от величины  $R$  показан на рис.3.16,б кривой б.

Таким образом, полностью определенными оказываются внешние и внутренние характеристики источника ЭДС с характерными точками пересечения кривых  $U_H=f(K)$  и  $U_{BH}=f(R)$ , а также  $P_H=f(R)$  и  $P_{BH}=f(R)$ , которые соответствуют условию равенства сопротивления внешней нагрузки и внутреннего сопротивления источника.

На основе вышеизложенных теоретических соображений нами были разработаны методика [210], [203], [69], специальная установка и высокочувствительная измерительная аппаратура, позволившие с большой точностью определять характеристики источника в зависимости от режимов резания в различных условиях. Принципиальная и эквивалентная схемы установки представлены на рис.3.17.

В патроне токарно-винторезного станка 1К625 (см. рис.3.17,а) зажимается обрабатываемая деталь (Д), которая поддерживается с другого конца токосъемником (ТС). Деталь устанавливается так, что создается надежная изоляция от массы станка с помощью текстолитовых прокладок. В резцедержатель закрепляется инструмент (И), изолированный от массы станка. Инструмент жестко соединен с калиброванным сопротивлением  $R_K$ , имеющим клемму для присоединения сопротивления нагрузки  $R_H$  с токосъемником.

На установке применен ртутный токосъемник с сопротивлением  $2 \cdot 10^{-4}$  Ом, а сопротивление цепи между точками 1 и 2 (см. рис.3.17,б) всегда было постоянным ( $2 \cdot 10^{-4}$  Ом). Шина, соединяющая точку 5 с токосъемником, была изготовлена из многослойной медной фольги, покрытой серебром, и имела сопротивление  $3 \cdot 10^{-4}$  Ом. Такой подбор сопротивлений цепи позволяет снять характеристики источника электроэнергии "резец-деталь" ("истираемый образец-контрвал") в широком диапазоне сопротивлений нагрузки. Особое внимание при этом нужно уделять тщательному подбору сопротивлений элементов измери-

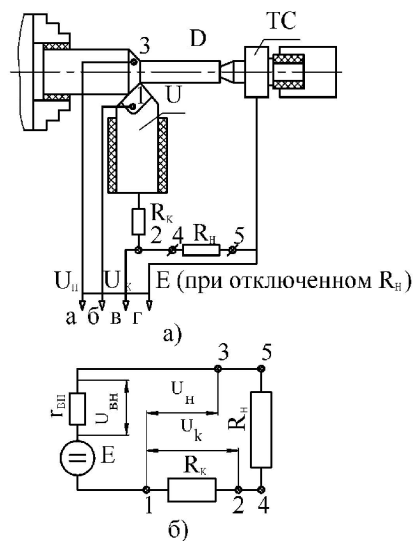


Рис.3.17. Принципиальная (а) и эквивалентная (б) схемы установки:  $E$  – ЭДС источника;  $r_{вн}$  – внутреннее сопротивление источника;  $U_H$  – падение напряжения на внешней нагрузке  $R_H$ ;  $U_K$  – то же, на калиброванном сопротивлении  $R_K$



тельной цепи.

Для измерения внешних характеристик зоны резания была разработана высокочувствительная установка, упрощенная блок-схема которой представлена на рис.3.18. Установка состоит из стандартных и специально разработанных измерительных блоков, которые позволяют измерять падение напряжений на весьма малых сопротивлениях с чувствительностью 50 микровольт.

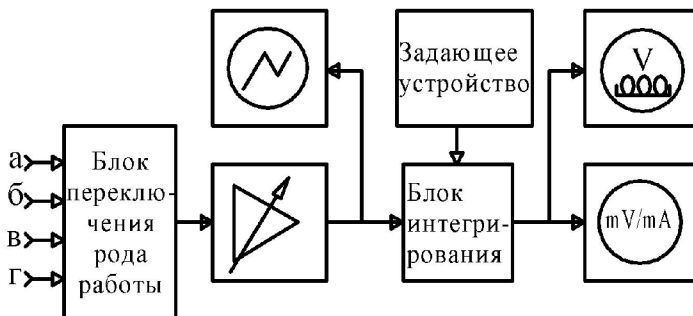


Рис. 3.18. Блок-схема измерительного поста

Так как для получения характеристик необходимо производить несколько измерений ( $E$ ,  $U_n$  и  $U_k$ ), на входе установлен блок переключения рода работы, который после каждого замера переключается. Сигнал из зоны резания через этот блок подается на вход усилителя постоянного тока, который может работать в двух режимах с разными коэффициентами усиления.

Для этой цепи использовался модернизированный усилитель фирмы RFT типа V 4697. Затем усиленный сигнал направляется в блок интегрирования, позволяющий проинтегрировать за определенное время неустойчивый пульсирующий сигнал, поступающий из зоны резания. Далее сигнал попадает на показывающие приборы. Их в установке два: стрелочный прибор (милливольт-миллиамперметр М254) и цифровой (вольт-килоомметр ВК2-6). Кроме того, для оперативного контроля за ходом записи показаний использовался двухлучевой электронный осциллограф ОКД-505А-П с чувствительностью  $5 \cdot 10^{-4}$  В/см. Блок интегрирования управляется специальным задающим устройством, состоящим из блока питания, блока задачи времени и пульта управления. Задающее устройство определяет программу работы блока интегрирования, т.е. время измерения сигнала, поступающего из зоны резания, и сбрасывает накопленный в процессе интегрирования и зарегистрированный сигнал, подготавливая установку к новому измерению.





Методика оценки обобщенных электрических характеристик основана на зависимостях (3.38)-(3.49) и заключается в следующем [34]:

1) производится тарировка и отбор пластин инструментального материала по ТДЭС;

2) на выбранных режимах измеряется термоЭДС  $E$ ;

3) последовательно замыкая цепь «инструмент-деталь» разными по величине сопротивлениями  $R_n$ , создают разные режимы работы источника ТЭДС, причем сопротивления  $R_n$  выбираются такими, чтобы обеспечить работу источника в диапазоне, включающем режим наибольшей мощности, отдаваемой в нагрузку ( $R_n = 0,1 \cdot 10^{-4}$  Ом);

4) измеряется падение напряжения  $U_k$  на сопротивлении  $R_k$ , чтобы исключить возможные колебания  $R_n$  за счет неодинакового контакта сопротивления  $U_n$  с клеммами 4 и 5 (см. рис.3.17);

5) измеряется падение напряжения  $U_n$  на участке 1-3 (см. рис.3.17);

6) цепь размыкается, и производится замер  $E$  на точках 1-3 (см. рис.3.17);

7) вычисляются параметры электрической цепи и источника ТЭДС: силы тока в цепи  $I = \frac{U_k}{R_n}$ ; падения напряжения на внутреннем сопротивлении источника  $U_{вн} = E - U_n$ ; полного сопротивления нагрузки  $R_{нп} = \frac{U_n}{I}$ ; внутреннего сопротивления источника  $r_{вн} = U_{вн}/I$ ; мощности, отдаваемой в нагрузку  $P_n = IU_n$  и выделяемой на внутреннем сопротивлении  $P_{вн}$ , а также полной мощности источника  $P = P_n + P_{вн}$ ;

8) строятся графики:  $I = f(R_n)$ ;  $P_n = f(R_n)$ ,  $U_n = f(R_n)$  и  $U_n = f(R_n)$ ;

9) из условий  $r_{вн} = R_n$  при  $U_n = U_B$  и  $P_n = P_{вн}$  находим значение  $r_{вн}$ , которое используется для построения теоретической зависимости  $P_n = f(R_n)$  по формуле

$$P_{n, теор.} = \frac{E^2 \cdot R_{нп}}{(R_{нп} + r_{вн})^2} \quad (3.50)$$

Каждое измерение  $E$ ,  $U_n$  и  $U_k$  проводилось при  $R_n$ , изменяющихся от  $5 \cdot 10^{-3}$  до  $0,4 \cdot 10^{-4}$  Ом для того, чтобы охватить диапазон сопротивлений, в котором предполагается ожидание пересечения кривых  $U_n = f(R_n)$  и  $U_{вн} = f(R_n)$  или максимум зависимости  $P_n = f(R)$ , когда  $r_{вн} \equiv R_n$ . В табл.3.5 и 3.6 представлены



примеры определения  $r_{вн}$  в условиях трения и резания твердыми сплавами.

Таблица 3.5

Электрические характеристики зоны трения пары  
«сплав ВК8 – сталь 1Х18Н9Т» ( $v=0,67$  м/с,  $p=47$  МПа)

$R \cdot 10^{-3}$ , Ом	$E \cdot 10^{-3}$ , В	$U_H \cdot 10^{-3}$ , В	$U_{вн} \cdot 10^{-3}$ , В	I, А	$P_H \cdot 10^{-3}$ , Вт	$P \cdot 10^{-3}$ , Вт	$r \cdot 10^{-3}$ , Ом	$I_{кз}$ , А
0,04	4,16	1,00	3,16	1,68	1,68	7,00	$2,2 \cdot 10^{-3}$	1,9
0		1,23	2,93	5	1,84	6,32		
0,19		1,44	2,72	1,43	1,88	5,43		
5		1,92	2,24	6	1,91	4,26		
0,51		2,14	2,02	1,30	1,83	3,58		
3		2,72	1,44	5	1,53	2,34		
1,40		2,95	1,21	0,99	1,32	1,86		
0		3,13	1,03	5	1,15	1,53		
2,25				0,85				
0				7				
3,40				0,56				
0				2				
4,11				0,44				
7				8				
5,05				0,36				
0			7					

Таблица 3.6

Электрические характеристики зоны резания при точении  
стали 50 пластинами Т15К6 ( $v=1$  м/с,  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м)

$R \cdot 10^{-3}$ , Ом	$E \cdot 10^{-3}$ , В	$U_H \cdot 10^{-3}$ , В	$U_{вн} \cdot 10^{-3}$ , В	I, А	$P_H \cdot 10^{-3}$ , Вт	$r \cdot 10^{-3}$ , Ом	$I_{кз}$ , А



0,70		2,9	6,6	4,1	11,95		
5		3,1	6,4	2	12,25		
0,79		3,8	5,7	3,9	13,40		
0	9,5	4,1	5,4	7	14,20	$1,65 \cdot 10^{-3}$	5,8
1,06		4,9	4,6	3,5	13,40		
1,18		6,7	2,8	4	11,05		
1,75		6,9	2,6	3,4	10,20		
4,06				6			
4,67				2,8			
				0			
				1,6			
				5			
				1,4			
				8			

По полученным данным интересно оценить максимальную величину тока и мощности, развиваемой источником термоЭДС. Как следует из рис.3.16, они соответствуют  $R=0$ ; при этом  $I_{\max}$  соответствует току короткого замыкания источника  $I_{\text{кз}} = E/r$ , а  $P_{\max} = E^2/r$ .

Для трения (см. табл.3.5)  $I_{\text{кз}} = 1,9\text{А}$ ,  $P_{\max} = 7,9 \cdot 10^{-3}$  Вт, а для точения (см. табл. 3.6)  $I_{\text{кз}} = 5,8\text{А}$  и  $P_{\max} = 55,4 \cdot 10^{-3}$  Вт. В реальных условиях трения сопротивление нагрузки имеет конечное значение, и поэтому приведенные данные будут меньше (для  $R=r$  они уменьшатся вдвое); токи, протекающие через контактные площадки, никогда не могут превысить токов короткого замыкания.

Чтобы установить влияние режимов трения (резания) на обобщенные электрические характеристики процессов, проводили эксперименты, изменяя при точении скорости резания от 0,5 до 4,2 м/с, подачи – от  $0,07 \cdot 10^{-3}$  до  $0,52 \cdot 10^{-3}$  м/об, а при трении – скорости скольжения от 0,17 до 1,2 м/с и номинальные удельные давления от 31 до 165 МПа.

Сопротивление зоны трения определяли по схеме (см. рис.3.17), используя вместо резца специальную державку для крепления квадратных пластин твердого сплава, боковые грани которых (во избежание резания боковыми кромками в процессе трения по свежему следу) затачивали алмазными кругами под углом  $150^{\circ}$ . Опыты по трению и точению проводили на сталях 45, 1Х18Н9Т, титановом сплаве ВТ3-1. На рис.3.19 представлены результаты одного опыта по точению. Здесь  $R_{\text{нп}}$  – полное сопротив-



ление нагрузки, включающее в себя сопротивления токоъемника, проводов, заготовки. Режим максимальной отдачи мощности наступает при сопротивлении  $r_{вн} = 2,1 \cdot 10^{-3}$  Ом, которое используется для теоретического определения мощности, максимальной для данного режима.

Формула (3.50) получена на основании известных из электротехники зависимостей между мощностью, напряжением, током и сопротивлением электрической цепи [30]. Теоретическая мощность, рассчитанная по (3.50), очень близка к мощности, полученной экспериментально, на что указывает хорошее совпадение кривых  $P_n$  и  $P_{n, \max}$  на рис. 3.19.

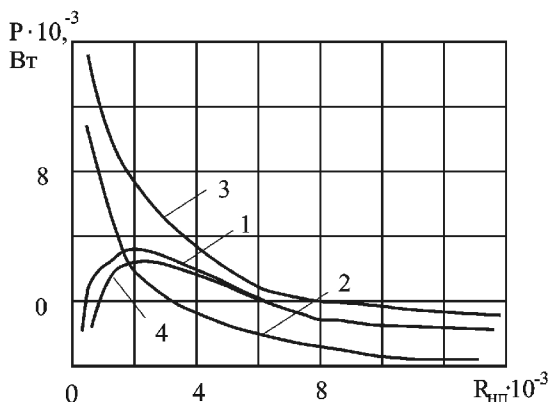


Рис.3.19. Изменение мощности источника от полного сопротивления нагрузки при точении стали 45 резцами Т15К6 ( $v=1,3$  м/с;  $S=0,07 \cdot 10^{-3}$  м): 1 – мощность, отдаваемая в нагрузку  $P_n$ ; 2 – мощность, выделяемая внутри источника  $P_{вн}$ ; 3 – полная мощность  $P$ ; 4 – расчетная мощность  $P_{n, \max}$  (по зависимости 3.50)

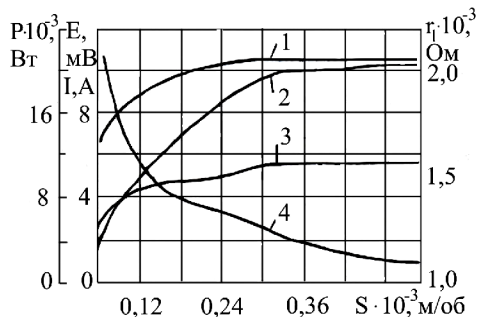


Рис.3.20. Влияние подачи на электрические харак-



теристики зоны резания при точении Ст 45 твердым сплавом Т15К6 ( $v=1,3$  м/с,  $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м;  $R_n = 4 \cdot 10^{-5}$  Ом): 1 – ТЭДС  $E$ ; 2 – мощность  $P_n$ ; 3 – ток  $I$  в цепи; 4 – сопротивление зоны контакта  $r_{вн}$

При исследовании влияния подачи и скорости резания на изменение электрических характеристик зоны резания, оказалось, что внутреннее сопротивление источника, т.е. зоны резания, с увеличением подачи падает (рис.3.20), изменяясь в пределах  $(2,1...1,13) \cdot 10^{-3}$  Ом. Сопротивление контакта резко снижается с увеличением подачи в диапазоне малых подач  $(0,07...0,17) \cdot 10^{-3}$  м/об; в области подач, соответствующих приблизительно ромбическим срезам, сопротивление изменяется незначительно. Как показали опыты, на подаче  $1 \cdot 10^{-3}$  м/об (обратный срез) величина сопротивления контакта была лишь на 15 % ниже, чем при подаче  $0,52 \cdot 10^{-3}$  м/об.

Различная степень влияния подачи на изменение сопротивления контакта при резании обусловлена увеличением площади фактического контакта по передней поверхности; на малых подачах из-за наличия дискретного контакта возможно влияние окисных пленок, для образования которых при малых подачах создаются благоприятные условия для проникновения кислорода воздуха в контакт «передняя поверхность – стружка».

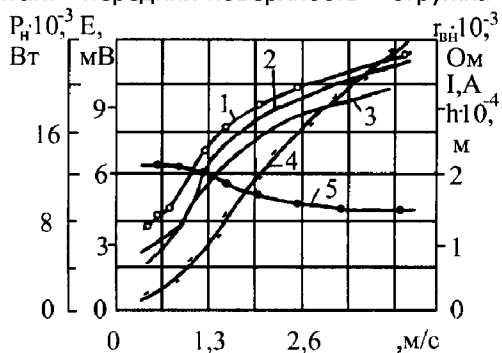




Рис.3.21. Влияние скорости резания на электрические характеристики зоны резания ( $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $R_{\text{н}}=1,4 \cdot 10^{-3}$  Ом): 1 – ТЭДС  $E$ ; 2 – износ по задней поверхности; 3 – ток  $I$  в цепи; 4 – мощность  $P$ ; 5 – сопротивление зоны контакта  $r_{\text{вн}}$

С повышением скорости резания ТЭДС ток и мощность, отдаваемые в нагрузку, растут интенсивнее, чем при изменении подачи, однако сопротивление зоны резания  $r_{\text{вн}}$  с увеличением скорости изменяется незначительно (рис.3.21). На наш взгляд, это объясняется тем, что площадь действительного контакта и его сопротивление (сечение среза неизменно) определяются, в основном, структурными изменениями во вторичных структурах на контакте (окисных пленках) при увеличении температуры (скорости) резания.

Влияет на сопротивление контакта и марка твердого сплава. При точении жаропрочной стали 1X18H9T измеряли  $r_{\text{вн}}$  для сплавов ВК8, Т15К6 и Т5К10, покрытых TiC, с постоянной глубиной резания  $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м. Абсолютные значения  $r_{\text{вн}}$  для сплава Т15К6 в этом случае оказались такого же порядка, как и для точения стали 45 на одинаковых режимах (ср. рис.3.21 и 3.22). Минимальное сопротивление контакта имеет сплав ВК8, а Т5К10 + TiC – занимает промежуточное положение (рис.3.22).

При трении режимы оказывают значительное влияние на электрические характеристики зоны контакта, причем с увеличением давления и скорости электрическое сопротивление зоны падает (рис.3.23 и 3.24), однако давление влияет в большей степени. Так,  $r_{\text{вн}}$  уменьшается в среднем на 20 % с ростом скорости от 0,17 до 1,2 м/с, а при увеличении давления  $p$  с 31 до 162 МПа – на 40%.

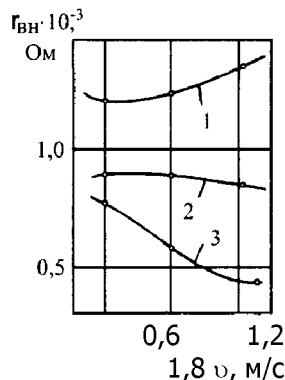


Рис.3.22. Зависимость сопротивления зоны резания от скорости резания при точении стали 1X18H9T ( $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,21 \cdot 10^{-3}$  м/об): 1 – Т15К6; 2 – Т5К10+TiC, 3 – ВК8

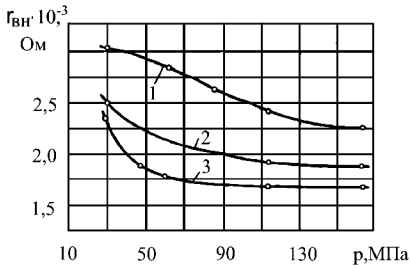


Рис.3.23. Влияние номинального удельного давления на сопротивление контакта для пары трения ВК8 – 1Х18Н9Т: 1-  $v=0,3$  м/с; 2-  $v=0,6$  м/с; 3 -  $v = 1,2$  м/с

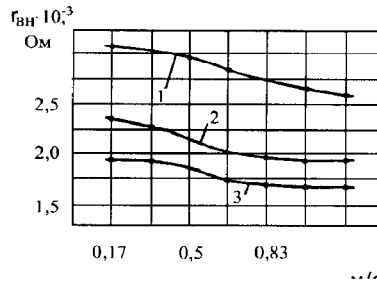


Рис.3.24. Влияние скорости скольжения на сопротивление контакта для пары трения ВК8-1Х18Н9Т: 1 –  $p=31$  МПа; 2 –  $p=62$  МПа; 3 –  $p = 112$  МПа

Таким образом, в условиях трения внешние параметры процесса ( $v$ ,  $p$ ) влияют на изменение сопротивления контактной зоны также, как и при резании (ср. данные рис.3.20, 3.23 и 3.24 для  $r_{вн}$ ).

Подтверждением того, что в формировании контактного электрического сопротивления в условиях трения определенную роль играют образующиеся в процессе изнашивания вторичные структуры, являются результаты экспериментов по измерению  $r_{вн}$  в различных средах, выполненные нами совместно с В.С. Дмитриевым (рис.3.25). Сопротивление контакта с использованием среды, отличной от воздушной, уменьшается, и характер его изменения от  $p$  такой же, как и при трении на спокойном воздухе. Влияние среды на  $r_{вн}$  обусловлено, по-видимому, ее проникающей способностью в зону трения, степенью изменения теплового режима и экранирования поверхности контакта от кислорода воздуха. Наиболее заметно отражается на сопротивлении контакта действие аргона: величина  $r_{вн}$  снижается более чем в 2 раза по сравнению с воздушной атмосферой за счет отсутствия окисных пленок и превалирующей роли адгезионных явлений в формировании фактической площади контакта.

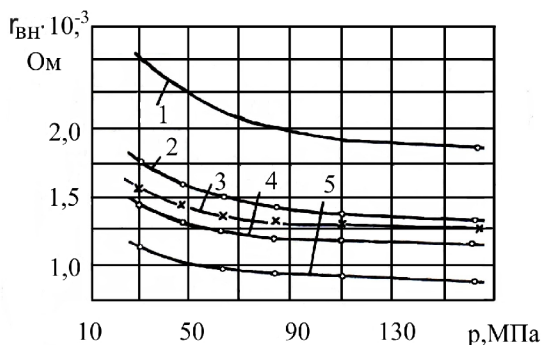


Рис.3.25. Влияние внешней среды на сопротивление контакта для пары трения BK8-1X18N9T ( $v=0,6$  м/с): 1 – воздух; 2 – масло; 3 – вода; 4 – глицерин; 5 – аргон

Резюмируя полученные нами результаты по оценке характеристик зоны резания как источника электрической энергии, отметим, что разработанная методика снятия обобщенных электрических характеристик зоны резания позволяет объективно оценить сопротивление зоны контакта как при трении, так и при резании. В зависимости от вида инструментального и обрабатываемого материалов, режимов резания, а также внешней среды сопротивление зоны резания колеблется в пределах  $(0,14...2,5) \cdot 10^{-3}$  Ома, а зоны трения при изнашивании твердых сплавов - в диапазоне  $(0,8...3,2) \cdot 10^{-3}$  Ома, причем с увеличением скорости резания (трения) и подачи (нормального давления) величина внутреннего сопротивления источника термоЭДС уменьшается.

Заметим, кстати, что за последнее время появилась серия статей В.И. Александрова [8-11], изучавшего электрические характеристики зоны резания при точении. Не рассматривая детально результаты этих исследований, отметим, что автором получены значения сопротивлений контакта (см. табл. 3.2), по порядку совпадающие с нашими данными, но несколько увеличенные  $(7...10) \cdot 10^{-3}$  Ома. Им учтено влияние вспомогательного режущего лезвия на величину и направления токов в контактной зоне в динамике, по мере вступления в работу радиусного участка вспомогательного лезвия (три фазы врезания), и показано, что при размыкании внешней цепи ток, протекающий через главную заднюю поверхность, по величине возрастает в 3,8 раза по сравнению с обычным резанием, что противоречит нашим данным (см. табл.3.3) и результатам этого же автора [8].





Вместе с тем изменение направления токов во внутренней цепи в зависимости от внешней нагрузки подтверждает наши результаты исследований, а величина этих токов соответствует  $I_y = 270 \dots 460$  мА согласно нашим данным. Разработанная электрофизическая компьютерная модель зоны резания [11] позволила получить дополнительную информацию о токах и сопротивлениях в контакте "инструмент- изделие" при вариации сопротивлений внешней цепи  $R$  в пределах  $10^{-5} \dots 10^3$  Ом. Авторы [11] показали, что «в режиме короткого замыкания контакта «инструмент – изделие» через него протекает ток силой 2,9 А. При разомкнутой внешней цепи ток в интегральном контакте падает до 11 мА. По нашим данным, для пары Т15К6 – Ст45 ( $v = 1,3$  м/с,  $S = 0,0710$  м/об)  $I_{кз} \cong 3$  А (см. рис.3.19), а при  $R = 1$  Ом, что равносильно изоляции,  $I = 4,9$  мА (см. табл.3.3); т.е. здесь имеем практически совпадение данных, хотя они получены совершенно с разных посылок.

В заключение необходимо отметить следующее:

- электрические процессы, возникающие в условиях трения и резания металлов, обусловлены термоэлектрическими и термоэмиссионными явлениями; суммарная трибоЭДС определяет функционирование внешней и внутренней электрической цепей (макроуровень);

- изоляция инструмента не всегда устраняет циркуляцию тока во внешней цепи, замкнутой на массу станка, так как существует внутренняя цепь «передняя поверхность – стружка – деталь – задняя поверхность»;

- из-за структурной неоднородности инструментального режущего материала существуют «поля пятен» и контактная разность потенциалов между металлографическими фазами. Это вызывает протекание тока между составляющими структуры инструментальных материалов: "карбиды – металлическая связка" - в твердых сплавах; "карбиды – мартенсит" – в быстрорежущих сталях" микроуровень). Действие этих полей и токов необходимо принимать во внимание особенно при обработке неметаллических материалов;

- правильный выбор режимов резания, в первую очередь, подачи, обеспечивает максимальный эффект повышения стойкости путем изоляции. Проведенные исследования зоны резания как источника электрической энергии показали существование подачи, названной нами критической, при которой можно получить



максимальный эффект, если инструмент изолируется от станка.



## Глава 4. О СВЯЗИ ТЕПЛОВЫХ И ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ С ИЗНОСОМ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ И РЕЗАНИЯ

Специфическая пара трения «инструмент-деталь» функционирует в условиях интенсивного тепловыделения, когда силовые и тепловые нагрузки действуют на контактных площадках ограниченных размеров при активном участии в процессе износа и внешней среды – жидкой или газообразной.

В условиях резания тепловое состояние режущего инструмента характеризуется большими числами Пекле (больше 10), значительными температурными градиентами по нормали к изнашиваемой поверхности, превалирующей ролью теплоотвода из зоны резания для поддержания оптимальной температуры, а также активным действием объемных тепловых источников различной физической природы от пластических деформаций в стружке и детали при обработке пластичных материалов; от структурно-фазовых превращений; от эндо- и экзотермических превращений в компонентах смазочно-охлаждающих средств; от реакций окисления инструментального материала и др.

Естественно, что упоминаемые тепловые источники относятся к классу объемных, так как они действуют на определенной глубине поверхностного слоя, измеряемой единицами и десятками микрон. Определенный вклад в изучение тепловых процессов применительно к трению в условиях резания внесены работами автора с сотрудниками [102, 185, 205, 206, 220, 221, 226, 247, 249, 250, 151, 260 и др.]: установлена связь температурного градиента с интенсивностью изнашивания, что подтверждается и данными В.И. Колесникова [108] и В.Н. Кашеева [97]; исследован теплофизический механизм влияния на износ при резании тонкослойных износостойких покрытий и др.

Рассмотрим внутренние источники изменения энергетического, теплового состояния изнашиваемого инструментального материала, имеющие непосредственное отношение к классу термоэлектрических явлений.



## 4.1. Основные соотношения между термоэлектрическими эффектами

Под упомянутой в гл.3 термоЭДС мы понимали относительную электродвижущую силу в электрической цепи, составленной из последовательно соединенных разнородных металлов, если контакты поддерживаются при разных температурах  $T_1$  и  $T_2$  (явление Зеебека):

$$E = \alpha \Delta T, \quad (4.1)$$

где  $\alpha$  – коэффициент термоЭДС, В/град;  $\Delta T = T_2 - T_1$  – перепад температур по длине цепи;  $E$  – термоЭДС, В.

ТермоЭДС как свойство металлов чрезвычайно чувствительно к малейшим изменениям их состава или состояния, однако на современном уровне развития физики твердого тела не представляется возможным "ни предсказать теоретически зависимость термоЭДС от указанных факторов, ни даже понять получаемые экспериментальные результаты" [46]. Знак при  $\alpha$  обычно связан с формой поверхности Ферми. У чистых металлов  $Cu, Ag$  и  $Au$  величина  $\alpha$  положительна, что согласуется с представлениями о поверхности Ферми у этих металлов, контактирующей с гранями (I I I) зоны Бриллюэна; однако у  $Li$  величина  $\alpha$  положительна, хотя предположительно поверхность Ферми не касается зоны Бриллюэна [46], поэтому даже для чистых металлов значение  $\alpha$  определяют экспериментально [189].

Обратным явлению Зеебека есть явление Пельтье [242], заключающееся в том, что при прохождении тока  $I$  в цепи из разнородных проводников в местах их контакта в дополнение к теплоте Джоуля в единицу времени выделяется или поглощается (в зависимости от направления тока) количество тепла, пропорциональное прошедшему через контакт количеству электричества и некоторому коэффициенту  $\pi$ , зависящему от природы материалов,

$$q_\pi = \pi I.$$

Если вдоль проводника с током существует градиент температуры  $\frac{\partial T}{\partial x}$ , то в объеме проводника в дополнение к теплу Джоуля в единицу времени выделяется или поглощается, в



зависимости от направления тока, некоторое количество тепла (эффект Томсона):

$$q_{\tau} = \tau \frac{\partial T}{\partial x} I. \quad (4.2)$$

Между указанными термоэлектрическими эффектами существует термодинамическая связь, которую впервые обнаружил В. Томсон [189], применив к анализу термопары классическую термодинамику. В соответствии с первым началом термодинамики, согласно Томсону, интегральная термоЭДС  $E$  (по выражению 4.1) пары двух металлов  $a$  и  $b$  равна

$$E = (\pi_2 - \pi_1) - \int_{T_1^*}^{T_2^*} (\tau_b - \tau_a) dT^*, \quad (4.3)$$

где  $\tau_b$  и  $\tau_a$  - коэффициенты Томсона для металлов  $b$  и  $a$ ;

$T_1^*$  и  $T_2^*$  - абсолютные температуры холодного спая (индекс 1) и горячего спая (индекс 2).

По второму началу термодинамики в случае обратимого кругового процесса перемещения тепла по замкнутому контуру при протекании тока Томсон получил выражение

$$\left( \frac{\pi_2}{T_2^*} - \frac{\pi_1}{T_1^*} \right) - \int_{T_1^*}^{T_2^*} \frac{\tau_b - \tau_a}{T^*} dT^* = 0 \quad (4.4)$$

и после дифференцирования (4.3) и (4.4) нашел известные соотношения:

$$\frac{dE}{dT_*} = e = \frac{\pi}{T_*}; \quad (4.5)$$

$$\frac{dE}{dT_*} = \frac{d\pi}{dT_*} - (\tau_b - \tau_a), \quad (4.6)$$

а также связь между теплом Томсона и термоЭДС



$$\frac{d^2 E}{dT_*^2} = (\tau_e - \tau_a) / T_* = \tau / T_* . \quad (4.7)$$

В выражениях (4.5)-(4.6)  $\pi$  обозначает относительный коэффициент Пельтье для пары проводников;  $e$  - относительная дифференциальная термоЭДС пары;  $\tau$  - относительный коэффициент Томсона; знаком \* при температуре здесь и далее обозначена абсолютная температура.

Кстати, заметим, что анализ термоэлектрических эффектов с использованием термодинамики необратимых процессов, выполненный С.Р. Гротом [65], И. Пригожиным [180], привел к выражениям (4.7)-(4.8). Если  $E$  - относительная интегральная термоЭДС пары проводников, то согласно [154]:

$$E = E_e - E_a; \quad e = \varepsilon_e - \varepsilon_a; \quad \pi = \pi_e - \pi_a; \quad \tau = \tau_e - \tau_a . \quad (4.8)$$

Здесь  $\varepsilon_e$  и  $\varepsilon_a$  - абсолютные дифференциальные термоЭДС материалов пары.

А.А. Рудницким [189] показано, что абсолютная термоЭДС

$$\varepsilon = - \int_0^{T_*} \frac{\tau}{T_*} dT_* \quad (4.9)$$

имеет значение энтропии, ЭДС Томсона  $\tau$  - теплоемкости движущихся носителей тока, а коэффициент Пельтье - связанной энергии.

Неравновесная термодинамика дает ответ на вопрос о причинах возникновения тепловых эффектов Пельтье и Томсона. В [65] показано, что тепловой эффект Пельтье связан с производством энтропии и непостоянством вдоль проводника потока энтропии. Дополнительный тепловой эффект Томсона определяется накоплением или убылью энергии из-за неоднородности потока энтропии. Ниже будет показано влияние эффектов Томсона и Пельтье на тепловой режим пар трения «инструмент-деталь». Так как данные по значениям  $\varepsilon$ ,  $\pi$  и  $\tau$  для инструментальных и обрабатываемых материалов отсутствуют, их определяли расчетно-экспериментальным методом [203].



## 4.2. Расчет термоэлектрических характеристик инструментальных и конструкционных материалов

Термодинамические соотношения между термоэлектрическими эффектами (4.5)-(4.6) и зависимостью (4.7) дают возможность рассчитать абсолютные значения  $\varepsilon$ ,  $\pi$  и  $\tau$  для каждого материала, если известна относительная интегральная термоЭДС  $E$  между материалом и эталоном (обычно  $Pt$  или  $Cu$ ). Зависимость  $E$  от температуры находится только экспериментально, путем тарирования. Нами получены многочисленные графики зависимости термоЭДС относительно платины и меди при нагреве до разных температур различных групп и марок инструментальных материалов: однокарбидных сплавов (BK4, BK6, BK6M, BK8, BK15M); двухкарбидных (T5K10, T15K6, T30K4); безвольфрамовых сплавов (MHT-A2 и KHT-16); быстрорежущих сталей (P18, P6M5, P9Ф5, P6M4Ф4, P8M3Ф4, P4M4Ф4, P18Ф2K8M3, P6Ф2K8M5); конструкционных материалов: углеродистых сталей (марок Ст7, Ст45); легированных сталей (30ХГСА, 40ХНМА); нержавеющей и жаропрочных сталей (1X18H9T, ЭИ481, X17H20T3P); титановых сплавов (OT4 и BT3-1); серого чугуна СЧ18-36; латуни ЛС 59-1Л. Дополнительно изучены термоэлектрические свойства составляющих структуры твердых сплавов: карбидов (WC, TiC, TaC) и чистых металлов (Co, Ni, Mo).

Последовательность определения  $\varepsilon$ ,  $\pi$  и  $\tau$  покажем на примере двухкарбидных и безвольфрамовых твердых сплавов. Экспериментальные зависимости\*  $E_{x,Pt} = f(T)$  (рис.4.1) известны для каждого сплава. Задаваясь относительной ошибкой  $\pm 2\%$ , находили аппроксимирующую функцию  $E_{x,Pt} = f(T)$  с использованием стандартной программы на ЭВМ. Оказалось, что наиболее подходящей аппроксимирующей кривой является полином четвертого порядка относительно  $E$  (для всех инструментальных и обрабатываемых материалов):

---

\* Кривые  $E = f(T)$  для сплавов BK4, BK8, T5K10, T15K6 заимствованы из работы [156].



$$E_{x,Pt} = a_0 + a_1T + a_2T^2 + a_3T^3 + a_4T^4. \quad (4.10)$$

Дифференцирование (4.10) по температуре дает относительную дифференцированную ЭДС

$$e_{x,Pt} = dE_{x,Pt} / dT, \quad (4.11)$$

а абсолютная дифференциальная термоЭДС материала равна

$$\varepsilon_x = e_{x,Pt} - \varepsilon_{Pt}. \quad (4.12)$$

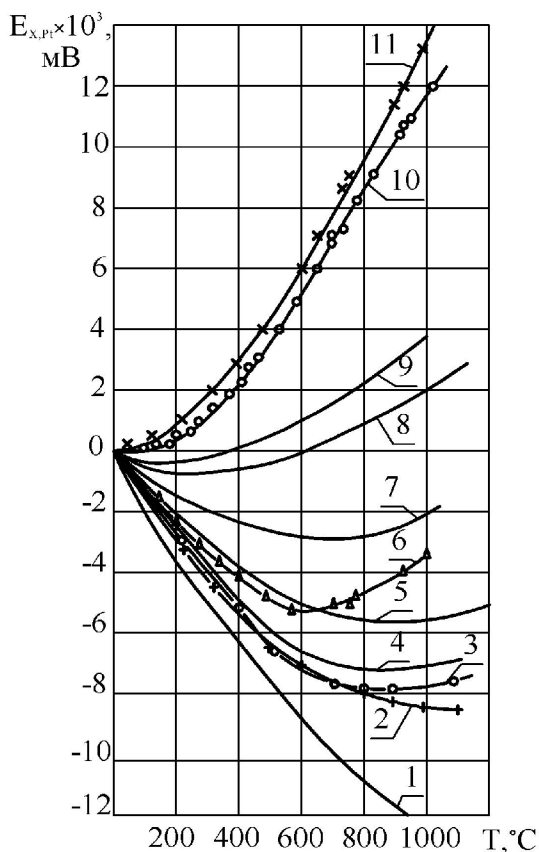


Рис.4.1. Зависимость термоЭДС твердых сплавов относительно платины: 1 – BK4; 2 – BK6; 3 – BK6M; 4 – BK8; 5 – T5K10; 6 – BK15M; 7- T15K6; 8 – T30K4; 9 – T60K6; 10 – MHT-A2; 11 – KHT-16





Влияние температуры на абсолютную термоЭДС для  $Pt$  и  $Cu$  принималось по [189]. Аппроксимация температурной зависимости абсолютной термоЭДС с последующим дифференцированием функции  $\varepsilon_x = f(T)$  дает, в соответствии с (4.7) величину коэффициента Томсона:

$$\tau_x = \frac{d\varepsilon_x}{dT} \cdot T. \tag{4.13}$$

При известных  $\varepsilon_x$ , согласно (4.5), находим коэффициент Пельтье:

$$\pi_x = \varepsilon_x \cdot T. \tag{4.14}$$

В табл.4.1 в качестве примера даны уравнения аппроксимирующих функций для расчета термоэлектрических характеристик твердого сплава Т15К6 ( $T=100-1000^{\circ}C$ ); на рис.4.2-4.5 показано влияние температуры на коэффициенты Томсона для твердых сплавов, быстрорежущих сталей и некоторых марок конструкционных материалов. Зависимости  $E = f(T)$ ,  $\varepsilon = f(T)$ ,  $\pi = f(T)$  для этих групп материалов вынесены в прил.1.

Таблица 4.1  
Абсолютные значения термоэлектрических характеристик для твердого сплава Т15К6 ( $T=100-1000^{\circ}C$ )

Характеристика	Уравнения аппроксимирующих функций
$E = f(T)$	$E = 0,177 \cdot 10^3 - 0,118 \cdot 10^2 T + 0,362 \cdot 10^{-1} T^2 + 0,483 \cdot 10^{-5} T^3 - 0,228 \cdot 10^{-8} T^4$
$\varepsilon = f(T)$	$\varepsilon = -0,155 \cdot 10^2 - 0,271 \cdot 10^{-1} T + 0,609 \cdot 10^{-4} T^2 - 0,535 \cdot 10^{-7} T^3 + 0,149 \cdot 10^{-10} T^4$
$\pi = f(T)$	$\pi = -0,379 \cdot 10^4 - 0,274 \cdot 10^2 + 0,193 \cdot 10^{-1} T^2 - 0,109 \cdot 10^{-4} T^3 - 0,114 \cdot 10^{-8} T^4$
$\tau = f(T)$	$\tau = -0,740 \cdot 10^4 + 0,617 \cdot 10^{-2} T + 0,780 \cdot 10^{-4} T^2 - 0,144 \cdot 10^{-6} T^3 + 0,595 \cdot 10^{-10} T^4$

Проанализируем температурные зависимости коэффициентов Томсона и Пельтье для инструментальных материалов. Прежде всего значения  $\tau$  претерпевают инверсию, особенно четко проявляющуюся для быстрорежущих сталей и однокарбидных твердых сплавов. Сплавы группы ВК имеют  $\tau = 0$  в двух



температурных диапазонах: 200...300<sup>0</sup>С и 700...850<sup>0</sup>С; максимальные положительные значения  $\tau$  у них соответствуют температурам 500...650<sup>0</sup>С (см.рис.4.2).

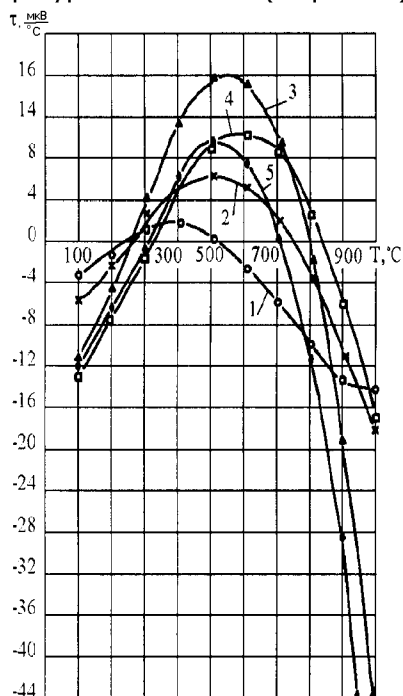


Рис.4.2. Зависимость коэффициента Томсона от температуры для одно-карбидных твердых сплавов: 1 – ВК4; 2 – ВК6; 3 – ВК6М; 4 – ВК8; 5 – ВК15М

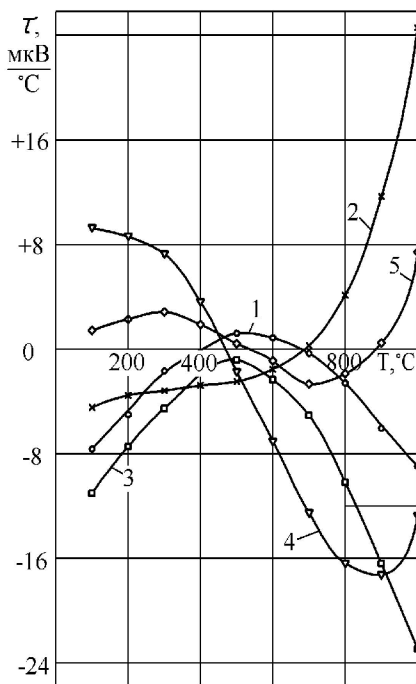


Рис.4.3. Зависимость коэффициента Томсона от температуры для двухкарбидных и безвольфрамовых твердых сплавов: 1– Т5К10; 2– Т15К6; 3 – Т60К6; 4 – МНТ-А2; 5 – КНТ-16

Для двухкарбидных и безвольфрамовых сплавов абсолютные значения  $\tau$  ниже, чем у твердых сплавов группы ВК; экстремумы менее выражены у безвольфрамовых сплавов (см. рис.4.3). Для быстрорежущих сталей (см. рис.4.4) характерен отрицательный максимум кривых  $\tau = f(T)$  при температурах 400...500<sup>0</sup>С, а также нулевые значения  $\tau$  в диапазоне 150...250<sup>0</sup>С и 550...650<sup>0</sup>С. Из представленных данных видно, что значение  $\tau$  у инструментальных материалов разных групп находятся в пределах от +30 до -40 мкВ/<sup>0</sup>С.

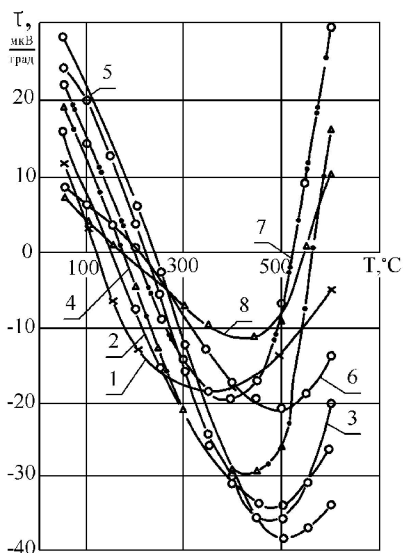


Рис.4.4. Зависимость коэффициента Томсона от температуры для быстрорежущих сталей: 1 – Р6М5; 2 – Р18; 3 – Р9Ф5; 4 – Р6М4Ф4; 5 – карбид вольфрама; 6 – Р4М4Ф4; 7 – Р18Ф2К8М3; 8 – Р6Ф2К8М5

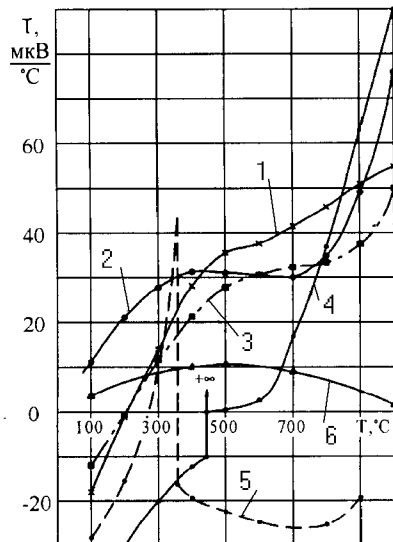


Рис.4.5. Зависимость коэффициента Томсона от температуры для некоторых чистых металлов и карбидов: 1 – карбид титана; 2 – карбид вольфрама; 3 – карбид тантала; 4 – карбид ниобия; 5 – никель; 6 – молибден

Относительно причин немонотонного изменения  $\tau$  от температуры у инструментальных материалов сегодня нельзя сказать что-либо определенное; можно лишь привести данные по  $\tau$  для карбидов и чистых металлов (рис.4.5). Данные по ЭДС Томсона для чистых металлов заимствованы нами у А.А. Рудницкого [189], а для карбидов WC, TiC и TaC получены расчетом по собственным данным для зависимостей  $E = f(T)$  в паре с вольфрамовым стержнем. По-видимому, максимумы значений  $\tau$  для сплавов группы ВК и ТК обусловлены влиянием кобальта, у которого ЭДС Томсона принимает значение  $+\infty$  при температуре  $447^{\circ}\text{C}$  аллотропического  $\rightleftharpoons$  превращения  $\alpha - \text{Co} \rightleftharpoons \beta - \text{Co}$  [189]. Свойства карбидов влияния здесь не оказывают, так как с ростом температуры значение  $\tau$  у них монотонно воз-



растает в положительной области значений (см. рис.4.5). Подтверждением такому предположению может служить совершенно другой характер изменения  $\tau$  у безвольфрамовых сплавов, не содержащих кобальт. Зато у сплавов, имеющих никелево - молибденовую связку, заметна аналогия хода кривых  $\tau = f(T)$  для сплавов МНТ-А2 и КНТ-16 (см. рис.4.3, кривые 4 и 5) и чистых  $Ni$  и  $Mo$  (см. рис.4.5, кривые 5 и 6).

Для конструкционных материалов разных групп значения  $\tau$  изменяются от +30 до  $-100$  мкВ/ $^{\circ}C$  (см. рис.4.6) и для большинства из них имеют положительный максимум при температурах 400...500 $^{\circ}C$ , а нулевые значения – в двух диапазонах температур – 150...250 $^{\circ}C$  и 550...750 $^{\circ}C$ .

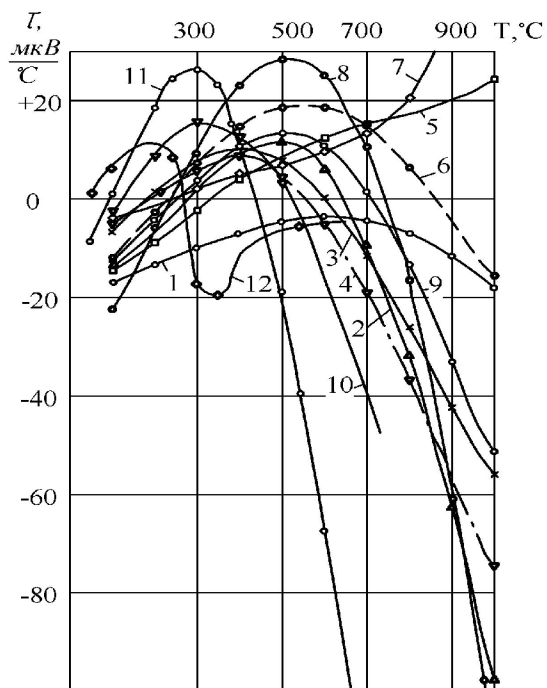


Рис.4.6. Зависимость коэффициента Томсона от температуры для конструкционных материалов: 1- Ст 35; 2 - 1Х18Н9Т; 3 - Ст 45; 4 - Ст7; 5 – ВТЗ-1; 6 - ОТ4; 7 - Х17Н20ТР; 8 - 40ХНМА; 9 - ЭИ481; 10 - 30ХГСА; 11- СЧ 18-36; 12 - ЛС 59-1Л



Значения теплот Пельтье у инструментальных материалов колеблются от  $+5 \cdot 10^3$  до  $-35 \cdot 10^3$  мкВ, причем у твердых сплавов групп ВК и ТК значения коэффициента  $\pi$  находятся в отрицательной области, для быстрорежущих сталей – в положительной, с явным максимумом при  $T \cong 300^\circ$  (рис. П.1.3, П.1.5 и П. 1.7).



### **4.3. Теоретическая оценка влияния эффектов Томсона и Пельтье на изменение температурного режима зоны трения**

При контактном взаимодействии на напряженных режимах трения металлических пар имеет место пластическая деформация тонких поверхностных слоев, возникают трибоэлектрические эффекты, обусловленные циркуляцией триботока через зону контакта; 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 [87, 184] установлено, что тепловые эффекты от структурно-фазовых превращений при трении со значительным тепловыделением понижают температуры поверхностных слоев, однако, по известным нам данным в области решения тепловых задач трения, нельзя провести анализ влияния объемных источников выделения или поглощения тепла на поверхностную температуру.

Изучение данного вопроса будет проведено 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.

Особенность рассматриваемой задачи состоит в том, что процесс трения осуществляется с движением по свежему следу; поверхность 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; конвективный теплообмен с окружающей средой незначителен и им можно пренебречь.

#### **4.3.1. Расчет поверхностной температуры при трении с учетом действия объемных источников тепла в локальной области контакта**

Решение задачи теплопроводности для подвижного полупространства 2 (рис.4.7,а) с учетом действия объемных источни-



ков тепла можно описать следующим дифференциальным уравнением [146]:

$$\frac{\partial T_2(x, t)}{\partial t} = a_2 \frac{\partial^2 T_2(x, t)}{\partial x^2} + \frac{\pm q_2'}{c\rho_2}. \quad (4.15)$$

С граничными условиями:

$$T_2(x, 0) = 0; \quad (4.16)$$

$$T_2(x, t) = T_{\Pi} \text{ при } x = 0;$$

$$\left. \frac{\partial T_2(x, t)}{\partial x} \right|_{x=\infty} = 0.$$

В (4.15) и (4.16):  $a_2$  - коэффициент температуропроводности,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  $c\rho_2$  - теплоемкость материала полупространства,  $\text{Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{град})$ ;  $T_{\Pi}$  - температура контактной поверхности,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $t$  - время,  $\text{с}$ ;  $\pm q_2'$  - объемный источник выделения (поглощения) тепла,  $\text{Вт}/\text{м}^2$ .

*Примечание:* знак плюс перед  $\pm q_2'$  означает, что объемный источник тепла выделяет дополнительное количество теплоты и нагревает элемент объема; если объемный источник со знаком минус, то он поглощает тепло и уменьшает температуру элемента объема.

Применим к (4.15) и (4.16) преобразование Лапласа [146]:

$$L\left[\frac{\partial T_2(x, t)}{\partial t}\right] = sT_L(s) - T(x, 0) = sT_L(s), \text{ так как } T_2(x, 0) = 0;$$

$$L\left[\frac{\partial^2 T_2(x, t)}{\partial x^2}\right] = T_L''(x, 0), L\left[\pm \frac{q_2'}{\lambda_2}\right] = \frac{\pm q_2'}{s\lambda_2}.$$

Тогда



$$T_L''(x, s) - \frac{s}{a_2} T_L(x, s) + \frac{\pm q_2'}{s \lambda_2} = 0, \quad (4.17)$$

а граничные условия в изображениях примут вид:

$$T_L(x, 0) = 0; \quad T_L(0, S) = \frac{T_{II}}{S}; \quad T_L'(\infty, s) = 0. \quad (4.18)$$

Решение уравнения (4.17) может быть представлено в следующем виде:

$$T_L(x, s) = C e^{\sqrt{S/a_2} x} + D e^{-\sqrt{S/a_2} x} + \frac{\pm q_2'}{s^2 c \rho_2}. \quad (4.19)$$

Для нахождения постоянных С и D используем граничные условия (4.18):

$$\left. \frac{\partial T_L(x, s)}{\partial x} \right|_{x \rightarrow \infty} = C \sqrt{\frac{s}{a_2}} e^{\sqrt{\frac{s}{a_2}} \infty} - D \sqrt{\frac{s}{a_2}} e^{-\sqrt{\frac{s}{a_2}} \infty}. \quad (4.20)$$

При  $x \rightarrow \infty$  и  $T_L(x, s) \rightarrow \infty$ , что невозможно, поэтому  $C=0$ .

$$T_L(0, s) = D + \frac{\pm q_2'}{s^2 c \rho_2} = \frac{T_{II}}{s}, \quad \text{откуда} \quad D = \frac{T_{II}}{s} - \frac{\pm q_2'}{c \rho_2 s^2}.$$

Искомое решение уравнения (4.19) в изображениях принимает вид

$$T_L(x, s) = \frac{T_{II}}{s} e^{-\sqrt{\frac{S}{a_2}} x} - \frac{\pm q_2'}{c \rho_2 s} e^{-\sqrt{\frac{S}{a_2}} x} + \frac{\pm q_2'}{s^2 c \rho_2}. \quad (4.21)$$

Применяя к (4.21) обратное преобразование Лапласа, получаем





$$T_2(x,t) = T_{II} \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}}\right) - \frac{\pm q_2'}{c\rho_2} \left[ \left(t + \frac{x^2}{2a_2}\right) \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} - \frac{x\sqrt{t}}{\sqrt{\pi a_2}} e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} \right] + \frac{\pm q_2'}{c\rho_2} t. \quad (4.22)$$

Продифференцируем выражение (4.22) по  $x$ , и учитывая, что

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right) = \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-x^2/4a_2 t} \quad [146],$$

получим

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_2(x,t)}{\partial x} = & -\frac{T_{II}}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} - \frac{\pm q_2'}{c\rho_2} \left[ -\frac{t}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} + \frac{x}{a_2} - \right. \\ & -\frac{x}{a_2} \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} - \frac{x^2}{2a_2} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a_2 t}} e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} - \\ & \left. -\frac{\sqrt{t}}{\sqrt{a_2 \pi}} e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} - \frac{x\sqrt{t}}{\sqrt{\pi a_2}} \left( -\frac{x}{2a_2 t} \right) e^{-\frac{x^2}{4a_2 t}} \right]. \end{aligned} \quad (4.23)$$

При  $x = 0$  имеем

$$\frac{\partial T_2(x,t)}{\partial x} = -\frac{T_{II}}{\sqrt{\pi a_2 t}} + \frac{\pm 2q_2' \sqrt{t}}{c\rho_2 \sqrt{\pi a_2}}. \quad (4.24)$$

В стержне 1 (см. рис.4.7,6), действует тепловой объемный источник  $q_1'$ , а также имеет место теплообмен с окружающей средой. Распространение тепла описывается дифференциальным уравнением теплопроводности для стационарного режима:

$$\frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} + \frac{\pm q_1'}{\lambda_1} - \frac{k_1}{a_1} T_1(x) = 0. \quad (4.25)$$



С граничными условиями:

$$T_1(x)|_{x=0} = T_{\Pi}, \quad \frac{\partial T_1}{\partial x}|_{x=L} = 0. \quad (4.26)$$

Общее решение (4.25) имеет вид

$$T_1(x) = Ce^{m_1x} + De^{-m_1x} + \frac{\pm q_1'}{\lambda_1 m_1^2}. \quad (4.27)$$

В зависимостях (4.25) и (4.26):  $\lambda_1$  и  $\alpha_1$  - коэффициенты тепло- и температуропроводности материала стержня соответственно;  $\alpha_1$  - коэффициент теплообмена;  $L$  - длина стержня;  $\sigma_1$  - периметр стержня;  $F_1$  - площадь поперечного сечения стержня;

$$m_1 = \sqrt{\frac{k_1}{\alpha_1}} = \sqrt{\frac{\alpha_1 \sigma_1}{\lambda_1 F_1}}.$$

Применяя к (4.27) граничные условия (4.26), получаем

$$T_1(x) = \left( T_{\Pi} - \frac{\pm q_1'}{\lambda_1 m_1^2} \right) \frac{e^{m_1x} + e^{-m_1x}}{1 + \exp(2m_1L)} + \frac{\pm q_1'}{\lambda_1 m_1^2}. \quad (4.28)$$

Дифференцируя (4.28) по  $x$  и приравнивая найденную производную нулю, находим

$$\frac{\partial T_1(x)}{\partial x}|_{x=0} = \left( -T_{\Pi} m_1 + \frac{\pm q_1'}{\lambda_1 m_1^2} \right) \frac{\exp(2m_1L) - 1}{\exp(2m_1L) + 1}$$

или, обозначав

$$A = \frac{\exp(2m_1L) - 1}{\exp(2m_1L) + 1}, \quad (4.29)$$

получим

$$\frac{\partial T_2(x)}{\partial x}|_{x=0} = \left( -T_{\Pi} m_1 + \frac{\pm q_1'}{\lambda_1 m_1^2} \right) A. \quad (4.30)$$



В формулах (4.24) и (4.30) охлаждающее действие объемных источников  $(-q'_2)$  и  $(-q'_1)$  увеличивает соответствующие температурные градиенты, что принципиально согласуется с физикой процесса и нашими экспериментальными данными [206, 221, 247, 260].

Из условий теплового баланса на контактной плоскости, пренебрегая теплопоглощением за единичный акт контактирования, получим [203]

$$q = - \left[ \lambda_1 \frac{\partial T_1(x)}{\partial x} \Big|_{x=0} + \lambda_2 \frac{\partial T_2(x)}{\partial x} \Big|_{x=0} \right]. \quad (4.31)$$

Подставляя в (4.31) значения градиентов из (4.24) и (4.30) и разрешая уравнение относительно  $T_n$ , получаем формулу для поверхностной температуры  $T_n$  за время  $t_k = \ell_k / v$ :

$$T_n = \frac{q + (\pm q'_1)A / m_1 + 1,13(\pm q'_2)\sqrt{a_2}\sqrt{\ell_k} / \sqrt{v}}{\lambda_1 m_1 A + 0,565\sqrt{\lambda_2 c \rho_2}\sqrt{v} / \sqrt{\ell_k}}. \quad (4.32)$$

Увеличение мощности объемных источников выделения (поглощения) тепла способствует дополнительному нагреву (охлаждению) поверхности контакта и соответствующему изменению, согласно выражения (4.32), величины  $T_n$ . Как видно из формулы (4.32), степень влияния объемных источников в неподвижном стержне на  $T_n$  существенно выше, чем объемных источников в подвижном полупространстве.

### 4.3.2. Расчет температурных распределений по нормали к поверхности трения с учетом действия объемных источников тепла

Для оценки температурных распределений по нормали к поверхности стержня, который имитирует неподвижный инструмент, а его длина контакта  $\ell_k$  с подвижным полупространством соответствует величине износа по задней поверхности, приняли двухградиентную модель теплового поля [206, 221, 260, 323]. На рис.4.7 показана модель решения тепловой задачи трения [260], а основная идея заключается в том, что для каждого из контактируемых тел решается тепловая задача при условии действия в каждом из тел объемных источников тепла, вводится понятие ко-



эфициента распределения тепловых потоков между телами 1 и 2, а его величина находится «сшиванием» решений на контакте, применяя граничные условия четвертого рода [146].

В дополнение к принятым ранее подходам для решения контактной тепловой задачи учтем поглощение тепловой энергии в материалах пары трения, необратимо затрачиваемой на пластическое деформирование, в том числе и карбидов твердого сплава, на накопление дефектов структуры, на преодоление сил межатомных связей и на собственно разрушение материала. Величина коэффициента поглощения "к" для твердых сплавов, по данным В.А. Остафьева [167], составляет 5...15%.

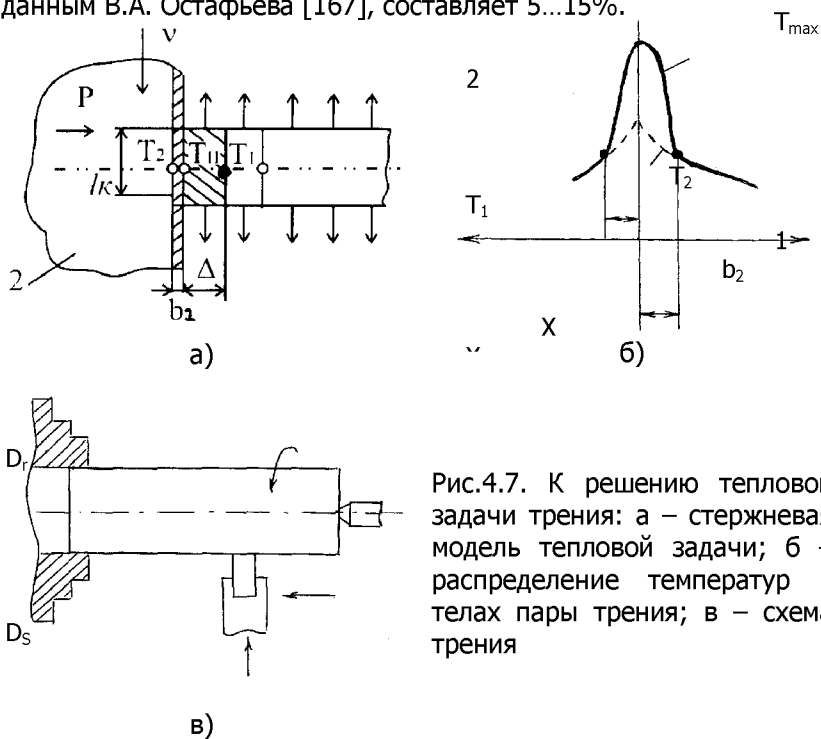


Рис.4.7. К решению тепловой задачи трения: а – стержневая модель тепловой задачи; б – распределение температур в телах пары трения; в – схема трения

Если общая плотность теплового потока на контакте  $q$ , а  $\alpha$  – коэффициент распределения тепловых потоков, то в подвижное полупространство уйдет поток  $q_1 = \alpha q$ , а в стержень –  $q_2 = (1 - \alpha)q$ .

С учетом этого зона высокого температурного градиента  $\Delta$  (см. рис.4.7, б) поглощает тепловой поток  $(1 - \alpha)qk$ ; другая доля потока  $q^* = (1 - \alpha)q(1 - k)$  рассеивается термически активной зоной  $\Delta$ . Таким образом, условие диссипации тепловой энергии зоной  $0 \leq x \leq \Delta$  эквивалентно действию в ней объемного



источника теплопоглощения.

С другой стороны, в зонах  $0 \leq x \leq \epsilon_2$  и  $0 \leq x \leq \Delta$  (см. рис.4.7) с высокими температурными градиентами при циркуляции через площадку контакта трибоэлектрических токов будут действовать объемные источники тепла Томсона. Они обусловят изменение максимальной поверхностной температуры  $T_k$  (в соответствии с зависимостью 4.32), а также температурное распределение по нормали к поверхности составного стержня.

Насколько известно автору, количественно вклад объемных источников тепла Томсона в изменение теплового состояния зоны трения еще никем учтен не был.

Уравнение теплопроводности при условии действия в теле объемных источников имеет общий вид:

$$\frac{\partial T_1(x,t)}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} - \frac{q^*}{c\rho_1} + \frac{\pm q_{\tau_1}}{c\rho_1}. \quad (4.33)$$

Покажем на примере неподвижного стержня применение уравнения (4.33).

Для стационарного режима (неподвижный стержень) имеем

$$a_1 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{q^*}{c\rho_1} - \frac{\pm q_{\tau_1}}{\Delta c\rho_1}$$

или

$$\frac{\partial q_{\tau_1}(x)}{\partial x^2} = \frac{(1-\alpha)q(1-\kappa)}{\lambda_1} - \frac{\pm q_{\tau_1}}{\Delta \lambda_1}. \quad (4.34)$$

С граничными условиями:

$$\frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = -\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1}; \quad T(x) \Big|_{x=\Delta} = T_1. \quad (4.35)$$

В (4.34)  $q_{\tau_1} / \Delta$  обозначим объемный источник тепла Томсона ( $\text{Вт}/\text{м}^3$ ) в стержне, равномерно распределенный по размеру  $\Delta$ .

Решая (4.34), получим



$$T_1(x) = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1}(\Delta - x) - \frac{(1-\alpha)qr}{2\lambda_1}\left(\Delta - \frac{x^2}{\Delta}\right) + \frac{\pm q_{\tau_1}}{2\lambda_1\Delta}(\Delta^2 - x^2) + T_1, \quad (4.36)$$

где  $r = 1 - \kappa$ .

Или

$$T_1(x) = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1} \left[ (\Delta - x) - \frac{r}{2\Delta}(\Delta^2 - x^2) \right] + \frac{\pm q_{\tau_1}}{2\lambda_1\Delta}(\Delta^2 - x^2) + T_1. \quad (4.37)$$

Величину температурного градиента в стержне на участке  $0 \leq x \leq \Delta$  найдем, дифференцируя (4.37) по координате

$$\frac{\partial T_1(x)}{\partial x} = -\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1} \left( 1 - r \frac{x}{\Delta} \right) - \frac{\pm q_{\tau_1}}{\lambda_1} \cdot \frac{x}{\Delta}. \quad (4.38)$$

При  $x=0$  из (4.37) получим температуру контакта (со стороны стержня)

$$T_{\text{III}} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1} \Delta \left( 1 - \frac{r}{2} \right) + \frac{\pm q_{\tau_1}}{2\lambda_1} \Delta + T_1. \quad (4.39)$$

Для подвижного полупространства (см. рис.4.7) уравнение теплопроводности с объемным источником тепла Томсона  $\frac{\pm q_{\tau_2}}{\theta_2}$

имеет вид

$$\frac{\partial T_1(x,t)}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} + \frac{\pm q_{\tau_2}}{\theta_2 \lambda_2 c \rho_2}. \quad (4.40)$$



С граничными условиями:

$$\left. \frac{\partial T_1(x,t)}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{\alpha q}{\lambda_2}; T_2(x,0) = 0; \quad (4.41)$$

$$T_2(x,t) \Big|_{x=\delta_2} = T_2.$$

Решая задачу операционным методом с помощью преобразования Лапласа, после перехода от изображения к оригиналу, получаем [220, 260]:

$$\begin{aligned} T_2(x,t) = & T_2 \left[ \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\delta_2 + x}{2\sqrt{a_2 t}} + \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\delta_2 - x}{2\sqrt{a_2 t}} \right] - \\ & - \frac{2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \left[ \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} i \operatorname{erfc} \frac{2n\delta_2 + x}{2\sqrt{a_2 t}} + \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} i \operatorname{erfc} \frac{2n\delta_2 - x}{2\sqrt{a_2 t}} - i \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} \right] - \\ & - \frac{\pm q \tau_2}{\lambda_2 \delta_2} t \left[ 4 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\delta_2 + x}{2\sqrt{a_2 t}} + 4 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\delta_2 - x}{2\sqrt{a_2 t}} - 1 \right]. \end{aligned} \quad (4.42)$$

При  $x=0$  за время  $t = \ell_n / v$  (4.41) получим температуру контакта (со стороны подвижного полупространства), учитывая, что  $i \operatorname{erfc}(0) = 1/\sqrt{\pi}$ ,

$$\begin{aligned} T_{2\Pi}(0,t) = & 2T_2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\delta_2}{2\sqrt{a_2 t}} - \frac{2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \times \\ & \times \left[ 2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} i \operatorname{erfc} \frac{2n\delta_2}{2\sqrt{a_1 t}} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} \right] - \\ & - \frac{\pm q \tau_2}{c\rho_2 \delta_2} \left[ 8 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\delta_2}{2\sqrt{a_2 t}} - 1 \right]. \end{aligned} \quad (4.43)$$

Или

$$T_{2\Pi}(0,t) = 2T_2 \chi - \frac{2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \xi - \frac{\pm q \tau_2}{\lambda_2 \delta_2} \varphi, \quad (4.44)$$

где



$$\chi = \sum_{n=1}^{n=\infty} n^{-1} \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\epsilon_2}{2\sqrt{a_2 t}}; \quad \xi = 2 \sum_{m=1}^{m=\infty} (-1)^{n-1} i \operatorname{erfc} \frac{2n\epsilon_2}{2\sqrt{a_2 t}} - \frac{1}{\sqrt{\pi}};$$

$$\varphi = 8 \sum_{n=1}^{n=\infty} (-1)^{n-1} i^2 \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)\epsilon_2}{2\sqrt{a_2 t}} - 1. \quad (4.45)$$

Так как  $T_{\text{III}} = T_{2\Pi}(0, t)$ , то, приравняв правые части выражений (4.39) и (4.44), найдем коэффициент распределения тепловых потоков  $\alpha$ :

$$\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1} \Delta \left(1 - \frac{r}{2}\right) + \frac{\pm q_{\tau_1}}{2\lambda_1} \Delta + T_1 = 2T_2 \chi - \frac{2\alpha q \sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \xi - \frac{\pm q_{\tau_2}}{\lambda_2 \epsilon_2} \varphi. \quad (4.46)$$

На основе наших экспериментальных данных по температурным распределениям в стержне и контртеле с объемными источниками тепла и без них, приближенно принимаем, что  $T_1 = 2T_2 \chi$ . Тогда

$$\alpha = \frac{-\frac{\pm q_{\tau_1}}{2q\lambda_1} \Delta^2 = \frac{\Delta}{\lambda_1} \left(1 - \frac{r}{2}\right) - \frac{\pm q_{\tau_2}}{q\lambda_2} t \varphi}{\frac{2\sqrt{a_2 t}}{\lambda_2} \xi - \frac{\Delta}{\lambda_1} \left(1 - \frac{r}{2}\right)}. \quad (4.47)$$

Размер высокотемпературной зоны  $\Delta$  в стержне устанавливаем за время  $t = \ell_k / \nu$ , меньшее, чем время достижения стационарного теплового состояния ( $t \leq t^*$ ), тогда зону  $\Delta^*$  действия высоких  $gradT$  необходимо рассчитать по зависимости [203, 204]

$$\Delta^* = \frac{t^* \left[ q - \frac{c\rho_2 \epsilon_2 (0,5T_{\text{II}} + T_2) \nu}{\ell_k} \right]}{c\rho_1 (0,5T_{\text{II}} + T_1)}, \quad (4.48)$$

где

$$t^* = \left[ \frac{T_{\text{II}} \sqrt{\lambda_1 c \rho_1}}{1,13(1-\alpha)q} \right]^2. \quad (4.49)$$





Подставив в (4.47) вместо  $\Delta$  значение  $\Delta^*$  [204], с учетом (4.48) и (4.49), уточняется величина коэффициента  $\alpha$ .

Так как в подвижном полупространстве тепловой режим нестационарный, то для оценки толщины зоны  $\delta_2$  используем формулу А.В. Чичидзе [277]:

$$\delta_2 \cong 1,73\sqrt{a_2 t} \quad (4.50)$$

или формулу, предложенную А.И. Белоусовым [25]

$$\delta_2 = \frac{fp_c \ell_k}{c\rho_2 T_{\Gamma l_2}}, \quad (4.51)$$

где  $f$  – коэффициент трения;  $p_c$  – контурное давление.

Таким образом, получены необходимые расчетные зависимости (4.32), (4.42), (4.43), (4.44), (4.47), (4.48), (4.50), (4.51) для оценки влияния на тепловой режим зоны трения объемных источников тепла Томсона как в пластине инструментального материала, так и в контртеле; мощность теплообразования  $q$  можно оценить по зависимости  $q = \tau v = 0,252\sigma_e v$  [186].

Для количественной оценки вклада объемных источников тепла Томсона необходимо знать тепловое действие – нагревающее или охлаждающее, а также их мощность.

### 4.3.3. Оценка влияния объемных источников тепла Томсона

Чтобы определить мощность объемных источников тепла Томсона, необходимо, кроме градиента температуры, силы тока, коэффициента Томсона  $\tau$ , знать еще и знак при  $\tau$ , а также направление тока, протекающего через фрикционный контакт.

Известно [154, 246], что у электронных проводников ЭДС Томсона направлена от горячего конца проводника к холодному, так как в нагретом конце проводника концентрация носителей тока (электронов) возрастает, и они диффундируют к холодному, заряжая его отрицательно; в итоге горячий конец заряжается положительно. В этом случае ЭДС (тепло) Томсона считается отрицательной.



Применительно к контакту в условиях трения разнородных металлических материалов, являющихся в общем случае электронными проводниками\*, можно, с учетом вышесказанного и найденных значений  $\tau$  со своими знаками, определить направление ЭДС Томсона для каждого из тел пары трения.

Например, для пары «Т15К6 – сталь 35» в диапазоне температур контакта 100-710<sup>0</sup>С у Т15К6 коэффициент Томсона отрицателен, значит, ЭДС Томсона направлена от зоны контакта, где температура максимальна, в тело пластины твердого сплава; для стали 35 ЭДС Томсона отрицательна во всем диапазоне температур и также направлена вглубь контртела. Проанализированные аналогичным образом все вероятные сочетания пар "инструментальный – конструкционный материал" дали возможность разработать табл.4.1, где в гр. 2 и 3 указаны знаки при ЭДС Томсона, а в 4-5 – схема контакта с указанием направления ЭДС Томсона. Индексы 1 соответствуют инструментальному материалу (составному стержню), 2 – контртелу (подвижному полупространству).

Тепловой эффект Томсона определяется направлением тока, точнее направлением потока электронов. Если по проводнику, вдоль которого существует градиент температуры, протекает электрический ток, направление которого соответствует движению электронов от горячего конца к холодному, то, переходя из более горячего участка в более холодный, электроны передают избыточную энергию окружающим атомам, что вызовет нагрев проводника (тепло выделяется) [154, 246]. При обратном направлении тока электроны пополняют свою энергию за счет окружающих атомов и охлаждают объем (поглощение тепла). В приведенной упрощенной трактовке эффекта Томсона не учитывается тот факт, что в первом случае электроны тормозятся, а во втором ускоряются полем термоЭДС, что может не только изменить значение коэффициента Томсона, но и привести к перемене его знака.

В условиях изнашивания инструментальных материалов токовый режим пары трения создается циркуляцией через зону трения естественно возникающих трибоэлектрических токов и путем пропускания постоянного тока от постороннего источника. В некоторых случаях созданием специальных условий можно обеспечить режим максимальной отдачи мощности термоэлементом зоны трения. В общем случае, независимо от этих вариантов, рассмотрим тепловой эффект Томсона в зоне трения для двух направлений тока - от инструментального материала к контртелу и

---

\* На режимах трения и резания с интенсивным тепловыделением в контакте возможно окисление инструментальных материалов. Окислы железа и вольфрама являются полупроводниками [246]; ЭДС Томсона у них меняет направление и увеличивается на несколько порядков.



наоборот. Направление потока электронов, естественно, будет противоположно направлению тока. В табл.4.1 в гр. 4-5 и 7-8 сплошными линиями показано направление тока, пунктирными – потока электронов.

Приведенное выше феноменологическое толкование явления Томсона применим для пары «твердый сплав Т15К6 – сталь 35» (поз.4 в табл.4.1). Естественно возникающий поток электронов направлен от твердого сплава к стали (твердый сплав при измерении термоЭДС является отрицательным полюсом). Тонкие поверхностные слои твердого сплава при этом будут охлаждаться, а стального контртела – дополнительно нагреваться теплом Томсона.

Таблица 4.1  
Действие объемных источников тепла Томсона

Номер варианта	Знак (величина коэффициента)		⊖ к инструментальному материалу		⊕ к инструментальному материалу		Примеры пар трения		
					действие источника			действие источника	
	$\tau_1$	$\tau_2$	$q\tau_1$	$q\tau_2$	формула температуры контакта	$q\tau_1$		$q\tau_2$	формула температуры контакта
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	+	+	нагрев	охл.	$T_k = \frac{q + A_1 q_1 - B q_2}{C}$	охл.	нагрев	$T_k = \frac{q - A_2 q_1 + B q_2}{C}$	T15K6-ВТ3-1 ( $T_k > 700^\circ\text{C}$ ) ВК8-1Х18Н9Т ( $315^\circ < T_k < 630^\circ$ ) • - ВТ3-1 ( $325^\circ < T_k < 830^\circ\text{C}$ )
2	+	-	нагрев	нагрев		охл.	охл.		T15K6-Ст35 ( $710^\circ < T_k < 940^\circ$ )



					$T_x = \frac{q + A_0 q_{d1} + B q_{z2}}{C}$	$T_x = \frac{q - A_0 q_{d1} - B q_{z2}}{C}$	$0^\circ$ •-1X18H9T ( $T_k > 705^\circ$ ) •- СЧ18-36 ( $T_k > 726^\circ$ ) BK8-СТ35 ( $315^\circ < T_k < 835^\circ$ ) •-1X18H9T ( $630^\circ < T_k < 830^\circ$ ) •- СЧ18-36 ( $T_k > 430^\circ$ ) P6M5-СТ35 ( $T_k < 145^\circ$ ) •-1X18H9T ( $T_k > 143^\circ$ ) •- ВТ3-1 ( $T_k > 180^\circ$ ) •- СЧ18-36 ( $T_k > 147^\circ$ )
--	--	--	--	--	---	---	--



Продолжение табл.4.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
3	-	+	охл.	охл.		на- грев	на- гре в		Т5К6- 1Х18Н9Т  $(290^{\circ} < T_{\kappa} < 630^{\circ})$ • - ВТ3-1 $(330^{\circ} < T_{\kappa} < 700^{\circ})$ •- СЧ18-36  $(T_{\kappa} > 430^{\circ})$ ВК8- 1Х18Н9Т $(270^{\circ} < T_{\kappa} < 315^{\circ})$ • - ВТ3-1 $(325^{\circ} < T_{\kappa} < 830^{\circ}C)$ •- СЧ18-36  $(T_{\kappa} > 290^{\circ})$ Р6М5- 1Х18Н9Т • - ВТ3-1 $(285^{\circ} < T_{\kappa} < 540^{\circ}C)$ •- СЧ18-36 $(147^{\circ} < T_{\kappa} < 460^{\circ}C)$
					$T_x = \frac{q - A_1 q_{n1} - B q_2}{C}$			$T_x = \frac{q + A_1 q_{n1} + B q_2}{C}$	
4	-	-	охл.	на- грев		на- грев	ох л.		Т15К6 – Ст35 $(360^{\circ} < T_{\kappa} < 740^{\circ})$ •-1Х18Н9Т $(635^{\circ} < T_{\kappa} < 700^{\circ})$ •- СЧ18-36 $(435^{\circ} < T_{\kappa} < 720^{\circ})$
					$T_x = \frac{q - A_1 q_{n1} + B q_2}{C}$			$T_x = \frac{q + A_1 q_{n1} - B q_2}{C}$	



								ВК8-Ст35 ( $830^{\circ} < T_K < 975^{\circ}$ ) •-1Х18Н9Т ( $830^{\circ} < T_K < 1000^{\circ}$ ) Р6М5-Ст35 ( $1450 < T_K < 568^{\circ}$ ) •-1Х18Н9Т ( $140^{\circ} < T_K > 290^{\circ}$ ) •- ВТ3-1 ( $180^{\circ} < T_K < 280^{\circ}$ ) •- СЧ18-36 ( $147^{\circ} < T_K > 510^{\circ}$ )	
5	0	+	-	охл.	$T_K = \frac{q - Bq_{\tau_2}}{C}$	-	на гр ев	$T_K = \frac{q + Bq_{\tau_2}}{C}$	Т15К6-ВТ3-1 ( $T_K = 700^{\circ}$ ) ВК8-ВТ3-1 ( $T_K = 830^{\circ}$ ) •-1Х18Н9Т ( $T_K = 315^{\circ}$ ) •- СЧ18-36 ( $T_K = 295^{\circ}$ ) Р6М5- СЧ18-36 ( $T_K = 147^{\circ}C$ )
6	+	0	на- грев	-	$T_K = \frac{q + A_o q_{\tau_1}}{C}$	охл.	-	$T_K = \frac{q - A_o q_{\tau_1}}{C}$ ВК8-1Х18Н9Т ( $T_K = 630^{\circ}$ )	



Окончание табл.4.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
7	0	-	-	на- грев		-	ох л		Т15К6 – Ст35 ( $T_K=710^\circ$ ) •-1X18Н9Т  ( $T_K=705^\circ$ ) •- СЧ18-36  ( $T_K=726^\circ$ ) ВК8 –Ст35 ( $T_K=315^\circ; 835^\circ$ ) •-1X18Н9Т  ( $T_K=830^\circ$ ) Р6М5 –Ст 35  ( $T_K=145^\circ$ ) •-1X18Н9Т  ( $T_K=143^\circ$ ) •- ВТ3-1  ( $T_K=180^\circ$ )
					$T_K = \frac{q + Bq_{\tau 2}}{C}$			$T_K = \frac{q - Bq_{\tau 2}}{C}$	
8	-	0	охл.	-		на- грев	-		Т15К6- Х18Н9Т  ( $T_K=290^\circ; 630^\circ$ ) •- ВТ3-1 ( $T_K=330^\circ$ ) •- СЧ18-36 ( $T_K=430^\circ$ )  ВК8- 1X18Н9Т ( $T_K=270^\circ$ )  Р6М5- 1X18Н9Т ( $T_K=290^\circ$ ) •- ВТ3-1 ( $T_K=265^\circ$ ) •- СЧ18-36 ( $T_K=470^\circ$ )
					$T_K = \frac{q - A_o q_{\tau 1}}{C}$			$T_K = \frac{q + A_o q_{\tau 1}}{C}$	

Для качественной практической оценки теплового действительного эффекта Томсона на основе анализа данных табл.4.1



необходимо иметь в виду простое правило: если направление потока электронов через фрикционный контакт совпадает с направлением коэффициента (ЭДС) Томсона материала пары трения, его объем дополнительно нагревается; при встречных направлениях потока электронов и ЭДС Томсона объем материала будет охлаждаться. В табл.4.1 отражены наиболее характерные сочетания пар «инструментальный материал – контртело», которые по тепловому действию эффекта Томсона на оба компонента пары трения и в зависимости от температуры в контакте объединены в основные (см. табл.4.1, поз.1-4) и в промежуточные группы (см. табл.4.1, поз.5-8). Последние отражают отсутствие эффекта Томсона для одного элемента пары трения, так как кривые изменения  $\tau$  от температуры для них пересекают ось температур (см. рис. 4.2-4.5). Как видно из табл.4.1, для одной пары, в зависимости от температуры, прилегающие к контактной зоне объемы инструментального материала теплом Томсона могут охлаждаться и нагреваться. Знаки при мощностях объемных источников тепла Томсона  $q_{\tau_1}$  и  $q_{\tau_2}$  (Вт/м<sup>3</sup>) в формулах температуры контакта (см. табл.4.1, гр.6 и 9) обозначают, как было принято ранее, плюс – нагрев, минус – охлаждение.

#### 4.3.4. Расчет мощности объемных источников тепла Томсона в элементах пары трения

Для теоретической оценки вклада эффекта Томсона в тепловое состояние зоны трения (температура контактной поверхности, распределение температур по нормали к трущейся поверхности, величина градиента) необходимо знать, кроме направления теплового действия, мощность объемных источников тепла

Томсона. Согласно зависимости (4.2)  $q_{\tau} = I \frac{\partial t}{\partial x} \cdot \tau$  имеет размерность

$$\left[ \frac{A \cdot \text{град} \cdot \text{мкВ}}{\text{см} \cdot \text{град}} \right] = \left[ \frac{\text{Вт}}{10^6 \cdot \text{см}} \right],$$

т.е. размерность линейной интенсивности источника в направлении нормали к поверхности. Чтобы привести размерность к объемному измерению, следует правую часть выражения (4.2) разделить на площадь контакта, причем надо взять не номинальную площадь  $A_a$ , а фактическую  $A_r$ , т.е. для расчета мощности тепловыделения на контакте  $q[\text{Вт}/\text{м}^2]$  от сил трения применяли





фактическое контактное давление, которое при пластическом контакте приближается к твердости наиболее мягкого материала пары [128], что соответствует касательному напряжению  $\tau = 0,235\sigma_e$ . Поэтому для соответствия мощностей источников  $q$  и  $q_\tau$  их следует привести к одной площади  $A_r$ . Обычно  $A_r$  мало и составляет 0,01...0,1% номинальной площади  $A_a$  [67, 128]. В зависимости от реологической модели контакта величину  $A_r$  можно оценить аналитически [67, 128]. Однако эти соотношения включают параметры опорной кривой, определяемые по профилограммам поверхности трения. Применительно к изнашиванию инструментальных материалов получить необходимую информацию с профилограммы площадки износа в подавляющем большинстве случаев не удастся, так как поверхности износа, особенно твердых сплавов, покрыты перенесенными и налипшими частицами материала контртела, а в области адгезионного износа имеют глубокие вырывы. Поэтому для оценки площадки фактического контакта использовали приближенную зависимость [67]:

$$A_r = \frac{N}{HV}, \quad (4.52)$$

где  $N$  – нормальная нагрузка;  $HV$  – микротвердость наиболее мягкого материала пары трения.

В наших исследованиях применялись в качестве материалов контртела Ст35, 1Х18Н9Т, ВТЗ-1, СЧ18-36, микротвердости которых соответственно равны 3200, 3500, 3700 и 2000 МПа. Рассчитанные по зависимости (4.52) площади контакта  $A_r$  для нормальной нагрузки  $N = 500$  Н соответствуют приблизительно соотношению  $A_r = 0,1\%$   $A_a$ .

Формулы для расчета мощности объемных источников тепла Томсона с учетом вышеизложенного примут вид:  
для инструментального материала

$$q_{\tau_1} = \frac{(\pm I)(-\partial t / \partial x)_{x=0}(\pm \tau_1)}{10^6 \cdot A_r}; \quad (4.53)$$

для материала контртела

$$q_{\tau_2} = \frac{(\pm I)(\partial t \partial x)_{x=0}(\pm \tau_1)}{10^6 \cdot A_r}. \quad (4.54)$$

В формулах(4.53)-(4.54) ток  $I$  – в амперах (А); градиент



$\partial t / \partial x$  - в град/м; коэффициенты Томсона  $\tau$  - в мкВ/град; фактическая площадь контакта  $A_r$ -м<sup>2</sup>;  $10^6$  – переводной коэффициент (мкВ в В). Знаки при  $\tau$  соответствуют их абсолютным значениям (см. рис. 4.2-4.5); знак плюс при токе  $I$  обозначает направление триботока (и тока от внешнего источника) от инструментального материала к контртелу, знак минус – обратное направление. Разные знаки при  $\partial T_1 / \partial x$  и  $\partial T_2 / \partial x$  соответствуют принятой модели тепловой задачи. Комбинация знаков при трех сомножителях выражений (4.53)-(4.54) (их алгебраическое произведение) дает знак при источниках  $q_{\tau_1}$  и  $q_{\tau_2}$ , что и определяет их тепловой эффект (см. табл.4.1): знак плюс при  $q_{\tau}$  будет соответствовать нагревающему эффекту объемного источника тепла Томсона, знак минус - охлаждающему. Значения температурных градиентов следует принимать из решения контактной тепловой задачи дифференцированием (4.36), (4.42).

Таблица 4.2

Мощность объемных источников тепла Томсона для пары «твердый сплав Т15К6 – сталь 35»

$v_3$ м/с	Мощность трения, $q_2$ МВт/м <sup>2</sup>	$T_{nr}$ °C	Коэффициент Томсона, 10 <sup>-6</sup> В/°C		Температурный градиент, 10 <sup>-6</sup> °C/м		Мощность объемных источников, МВт/м <sup>3</sup>	
			$\tau_1$	$\tau_2$	$\partial T_1 / \partial x$	$\partial T_2 / \partial x$	$q_{\tau_1}$	$q_{\tau_2}$
2,0	255	712	0	-	0,91	5,81	0	103,
3,0	383	872	+9	3,5	0,99	8,87	45,	9
3,5	448	942	+1	-9	1,06	10,29	6	408,
			6	-13			86,	1
							7	684,
								7

В табл.4.2 в качестве примера даны исходные данные и результаты расчета мощностей объемных источников  $q_{\tau_1}$  и  $q_{\tau_2}$  в пластине из сплава Т15К6 и в заготовке из Ст 35 соответственно для скорости трения  $v=3,5$  м/с. Для нормальной нагрузки на образец  $N = 500$  Н и  $HV = 3200$  МПа для Ст35 площадь контакта  $A_r$  согласно (4.52) составляет  $1,563 \cdot 10^{-7}$  м<sup>2</sup>, а мощности объемных источников для тока  $I = 8$  А равны (см. зависимость (4.53)).



$$q_{\tau_1} = \frac{8 \cdot 1,06 \cdot 10^6 \cdot 16}{10^6 \cdot 1,563 \cdot 10^{-7}} = 86,7 \text{ MBm} / \text{m}^3;$$

$$q_{\tau_2} = \frac{8 \cdot 10,29 \cdot 10^6 \cdot 13}{10^6 \cdot 1,563 \cdot 10^{-7}} = 684,7 \text{ MBm} / \text{m}^3.$$

Аналогичным образом по (4.52) рассчитывались мощности объемных источников тепла Томсона в пластинах и заготовках, а также максимальные поверхностные температуры по (4.32) для твердых сплавов Т15К6, ВК8, быстрорежущей стали Р6М5 и Ст35, 1Х18Н9Т и ВТ3-1 в широком диапазоне изменения скоростей трения. Для твердосплавных материалов максимальная сила тока, подаваемого через зону трения, выбиралась равной  $\pm 8\text{А}$ , для быстрорежущей стали -  $\pm 4\text{А}$ ; эти значения соответствуют предельным триботока, протекающего через контакт [211].

На рис.4.8 показаны расчетные температуры контакта при трении пластин из быстрорежущей стали Р6М5 и твердых сплавов ВК8 и Т15К6. Как видно, тепловое действие источника Томсона в пластинах инструментального материала может быть различным даже при одном направлении тока, что связано с температурной зависимостью величины и знака коэффициента Томсона (см. рис.4.2-4.5).

Для стали Р6М5 в диапазоне реальных скоростей трения положительный ток способствует дополнительному нагреву контактной зоны, а отрицательный – охлаждению из-за соответствующего действия объемного источника тепла Томсона в пластине. Так как при трении и резании большинства конструкционных материалов быстрорежущая сталь является положительным полюсом в цепи естественной термодомы, то устранение циркуляции естественного триботока через зону контакта будет способствовать его охлаждению (см. заштрихованная область на рис.4.8, а, б). Последнее замечание относится и к твердым сплавам, только охлаждающий эффект контактной зоны в определенном, правда, диапазоне скоростей соответствует отрицательному направлению тока.

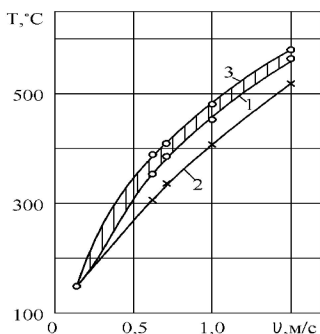
Для твердых сплавов, независимо от материала контртела, существует область скоростей трения, когда устранение циркуляции, естественно возникающего триботока через контакт, снижает его температуру (см. заштрихованная область на рис.4.8, в, г, д, е). За критическим значением скорости трения, соответствующей температуре изменения знака коэффициента Томсона  $\tau_1$  ( $700^\circ\text{C}$  – для Т15К6 и  $840^\circ\text{C}$  - для ВК8), естественный триботок будет охлаждать контакт (для ВК8) или нагревать его (для



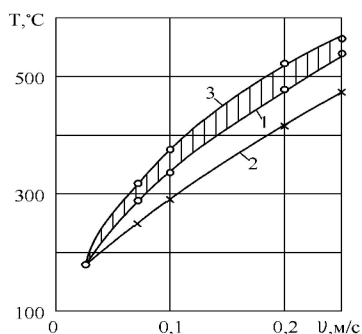
Т15К6).

Полученные данные находятся в полном соответствии с характером изменения знака коэффициента Томсона у инструментальных материалов при вариации температуры и действием объемного источника тепла Томсона в пластине инструментального материала согласно табл.4.1.

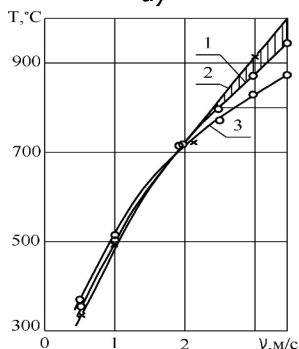
Основной вклад в изменение контактных температур при трении вносят объемные источники тепла Томсона, действующие в неподвижной пластине инструментального материала. Расчеты показали, что величина третьего слагаемого в числителе уравнения (4.32), содержащего объемный источник в заготовке, составляет от величины второго слагаемого: для пары Т15К6 – Ст35 – (1,5...0,8)%; для Т15К6 – 1Х18Н9Т – (1,8...4,9)%; Т15К6 – ВТЗ-1 – (0,25...3,7)%, причем с увеличением скорости трения эта доля уменьшается. Физически это объяснимо кратковременным действием источника  $q_{\tau_2}$  (время контакта  $\ell_{k/v}$  уменьшается с ростом скорости) и его относительно небольшой мощностью по сравнению с мощностью трения  $q$ , если привести источники  $q_{\tau_2}$  и  $q$  к одной размерности (МВт/м<sup>2</sup>).



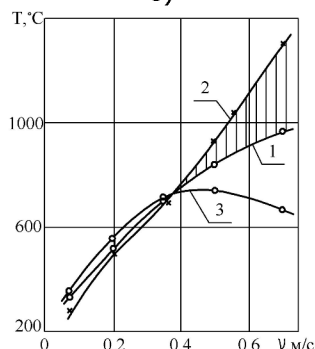
а)



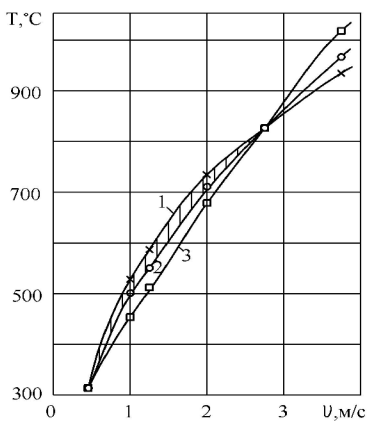
б)



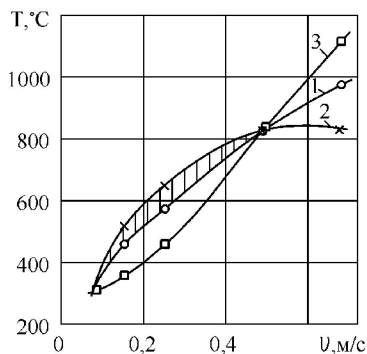
в)



г)



д)



е)

Рис.4.8. Влияние токового режима на поверхностную температуру для пар трения:

Р6М5-Ст35 (а) и Р6М5-ВТЗ-1 (б):

1 – I отсутствует; 2 – I = -4А; 3 – I = +4А;

Т15К6 – Ст35 (в) и Т15К6 – ВТЗ-1 (г),

ВК8 – Ст35 (д) и ВК8 – ВТЗ-1(е):

1 – I=0; 2 – I= -8А; 3 – I= +8А

Нагревающее или охлаждающее действие объемных источников тепла Томсона в пластине инструментального материала должно изменить характер температурного распределения по нормали к поверхности трения, температурный градиент, зону действия высокого температурного градиента  $\Delta$ , коэффициент распределения тепловых потоков  $\alpha$ .

Влияние токового режима пары трения на характер распределения температур по нормали к поверхности трения пластин инструментальных материалов по результатам расчета на ЭВМ показано на рис.4.9-4.12. Независимо от материала пластин охлаждающее действие тока приводит к увеличению температурных градиентов, снижению зоны максимального прогрева  $\Delta$ , т.е. локализации зоны  $\Delta$  к поверхности контакта, падению температуры контакта.

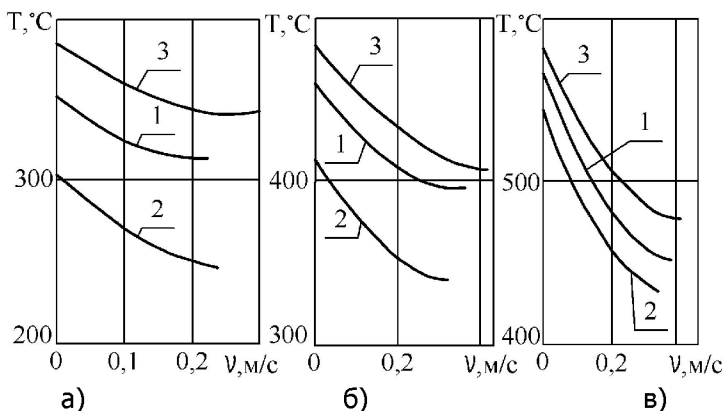


Рис.4.9. Влияние направления постоянного тока на распределение температур по нормали к поверхности пластины из Р6М5 при трении по Ст35: а -  $v=0,6$  м/с; б -  $v=1,0$  м/с; в -  $v=1,5$  м/с; 1 -  $I=0$ ; 2 -  $I=-4A$ ; 3 -  $I=+4A$

Для быстрорежущей стали Р6М5 в диапазоне реальных скоростей трения нагревающее действие оказывает положительный постоянный ток и естественный триботок (см. рис.4.9), поэтому электроизоляция должна быть эффективна во всем диапазоне скоростей.

У твердого сплава Т15К6 наблюдается аналогичная картина (см. рис.4.10), но только при скоростях более 2 м/с. На  $v=2$  м/с ( $t \sim 700^{\circ}C$ ) коэффициент Томсона для Т15К6 равен нулю, и тепловое действие тока не проявляется.

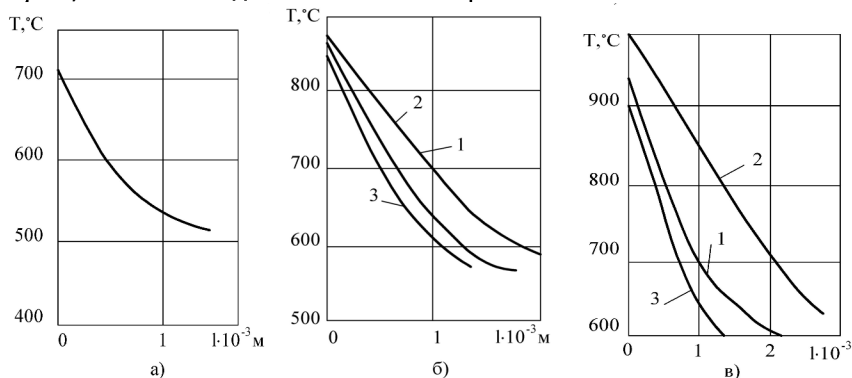




Рис.4.10. Влияние направления постоянного тока на распределение температур по нормали к поверхности трения сплава Т15К6 (пара Т15К6 – Ст35):  
 а -  $\nu = 2,0$  м/с; б -  $\nu = 3,0$  м/с; в -  $\nu = 3,5$  м/с; 1 –  $I = 0$ ; 2 –  $I = -8A$ ; 3 –  $I = +8A$

С переменной знака коэффициента Томсона у твердого сплава при одном направлении тока меняется и его тепловое действие. Это обстоятельство отчетливо проявляется для пары ВК8 – Ст35. Для  $\nu = 1$  м/с ( $T_n \sim 500^\circ C$ ) коэффициент Томсона ВК8 (см. рис.4.2) имеет почти максимальное положительное значение, и отрицательный ток (естественный триботок) дополнительно нагревает объем материала (сравните ход кривых 1 и 3 на рис.4.11,а). При трении с  $\nu = 3,75$  м/с ( $T_n \sim 980^\circ C$ )  $\tau_1$  имеет отрицательную величину, и отрицательный ток в этом случае проявляет охлаждающее действие (см. рис.4.11,б).

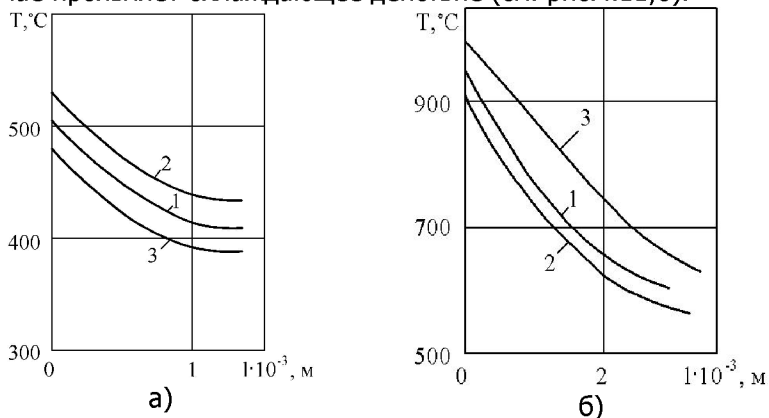


Рис.4.11. Влияние направления постоянного тока на распределение температур по нормали к поверхности трения сплава ВК8 (пара ВК8 - Ст35):  
 а -  $\nu = 1,0$  м/с; б -  $\nu = 3,75$  м/с; 1 –  $I = 0$ ; 2 –  $I = -8A$ ; 3 –  $I = +8A$

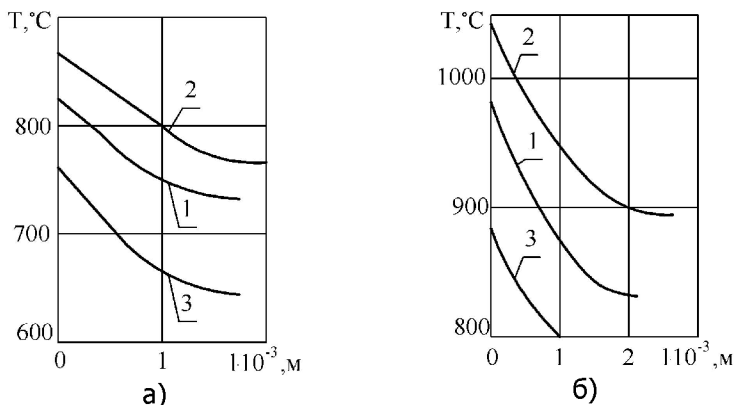


Рис.4.12. Влияние направления постоянного тока на распределение температур

при трении сплава Т15К6 по титановому сплаву ВТ3-1:

а -  $v = 0,5$  м/с; б  $v = 0,7$  м/с; 1 -  $I = 0$ ; 2 -  $I = -8A$ ; 3 -  $I = +8A$

В условиях трения в паре с малотеплопроводными материалами 1X18H9T и ВТ3-1 механизм теплового действия тока в принципе не изменяется (сравните рис.4.12 и 4.10), однако увеличивается разница в температурах (контакта и на глубине) в зависимости от направления тока и обычными условиями ( $I = 0$ ), что связано с большими, чем для Ст35, величинами температурных градиентов.

В зависимости от теплового действия тока изменяется и доля теплового потока, поступающего в пластину. Если пластина дополнительно охлаждается теплом Томсона, в ней повышаются температурные градиенты, и из-за этого несколько возрастает тепловой поток  $(1-\alpha)q$  в пластину  $(1-\alpha)q = \lambda_1 \partial T_1(x) / \partial x$ . Так, по данным выше расчетов для пары Т15К6 – 1X18H9Т:

при  $I=0$  величина  $(1-\alpha)q = 0,028 \cdot 205 = 5,74$  МВт/м<sup>2</sup>;

при  $I = -8A$  (нагрев) величина  $(1-\alpha)q = 0,019 \cdot 205 = 3,9$  МВт/м<sup>2</sup>;

при  $I = +8A$  (охлаждение)  $(1-\alpha)q = 0,034 \cdot 205 = 6,97$  МВт/м<sup>2</sup>.

Другими словами, нагревающий объемный источник в пластине выполняет роль своеобразного теплового "подпора", способствующего уменьшению доли суммарного потока, поступающего в пластину, расширению зоны прогрева пластины и падению  $gradT$ . Охлаждающий объемный источник в пластине инструментального материала, наоборот, отводит из зоны контакта дополнительное количество тепла, увеличивая температурный градиент и снижая зону прогрева.





Оценим относительную мощность объемных источников тепла Томсона  $q_{\tau_1}$  и  $q_{\tau_2}$ , приведя их к размерности источника тепла от трения  $q$ . Так как  $q_{\tau_1}$  и  $q_{\tau_2}$  действуют в зонах высоких температурных градиентов  $\Delta$  и  $\epsilon_2$  (см. рис.4.7), то мощности этих источников приводятся к размерности МВт/м<sup>2</sup> умножением  $q_{\tau_1}$  и  $q_{\tau_2}$  на  $\Delta$  и  $\epsilon_2$  соответственно. Так, для пары трения Т15К6 – Ст35 при  $v = 3,5$  м/с:

$$\text{поток в пластину } (1 - \alpha) q = 0,022 \cdot 383 = 8,4 \text{ МВт/м}^2,$$

$$a \quad q'_{\tau_1} = q_{\tau_1} \Delta = 456 \cdot 1,7 \cdot 10^3 = 0,78 \text{ МВт/м}^2;$$

$$\text{поток в заготовку } \alpha q = 0,978 \cdot 388 = 374,6 \text{ МВт/м}^2,$$

$$a \quad q'_{\tau_2} = q_{\tau_2} \epsilon_2 = 4080 \cdot 16 \cdot 10^{-6} = 0,06258 \text{ МВт/м}^2,$$

что в процентах составляет:

$$q'_{\tau_1} / (1 - \alpha) q \cdot 100\% = 0,78 \cdot 100 / 8,4 = 9,3\%;$$

$$q'_{\tau_2} / \alpha q \cdot 100\% = 0,06258 \cdot 100 / 374,6 = 0,0168\%.$$

Для скорости трения 5,5 м/с эти ориентировочные отношения составляют:

$$q'_{\tau_1} / (1 - \alpha) q \cdot 100\% = 1,8 \cdot 100 / 9 = 20\%;$$

$$q'_{\tau_2} / \alpha q \cdot 100\% = 0,1096 \times 100 / 439 = 0,025\%.$$

Таким образом, теоретический анализ теплового состояния пластин инструментального материала в условиях циркуляции через контакт достаточно сильных постоянных токов показывает, что в зависимости от вида инструментального материала, уровня температуры на контакте и температурного градиента возможно эффективное охлаждающее действие объемного источника тепла Томсона.

### 4.3.5. Расчет мощности источника тепла Пельтье для различных пар трения

Для расчета мощности источника тепла Пельтье в контактной плоскости используем соотношение (4.14) и полученные нами экспериментально-аналитические данные коэффициентов Пельтье для инструментальных материалов разных групп и марок (рис.П.1.3, П.1.5, П. 1.7, П. 1.9).

Чтобы сравнить мощность плоских источников тепла от сил трения и теплоту Пельтье, рассчитывали относительный коэффициент Пельтье, равный разности абсолютных значений  $\pi$  для инструментального материала и контртела -  $\pi_{12} = \pi_1 - \pi_2$ , а теплоту Пельтье определяли по зависимости



$$q_{\pi_{12}} = \frac{I\pi_{12}}{Ar}, \text{ Вт/м}^2, \quad (4.54)$$

где  $\pi_{12}$  - относительный коэффициент Пельтье, В; I – ток, А; Ar – фактическая площадь контакта, м<sup>2</sup>.

Таблица 4.3

Мощность источников тепла Пельтье для различных пар трения

Пары трения	$v$ , м/с	$q$ , МВт/м <sup>2</sup>	$\pi_1 \cdot 10^{-3}$ , В	$\pi_2 \cdot 10^{-3}$ , В	$\pi_{1,2} \cdot 10^{-3}$ , В	$Ar \cdot 10^7$ , м <sup>2</sup>	$q_{\pi_{12}}$ , МВт/м <sup>2</sup>	$\frac{q_{\pi_{12}}}{q}$ , 100%
Т15К6 - Ст35	1,0	128	-12,58	-2,42	-10,16	1,56 3	0,5	0,4
	1,4	192	-16,18	-3,70	-12,48		2	1
	5	320	-17,62	-4,58	-13,08		0,6	0,3
	2,5						4 0,6 7	3 0,2 1
ВК8- ВТ3-1	0,1	12,	-12,99	-4,52	-8,47	1,35	0,5	3,9
	0,2	8	-16,57	-5,96	-10,61		0	2,4
	0,7	25,	-24,92	-2,05	-22,87		0,6	1,5
		6 89, 6					2 1,3 6	
Р6М5- 1Х18Н 9Т	0,1	11,	+7,4	-1,62	+9,02	1,42	0,2	2,1
	0,3	8	+6,3	-1,87	+8,86		5	5,3
	8	44,	+4,4	-1,07	+5,57		0,2	0,2
	0,6	9 70, 9					4 0,1 6	3

В табл.4.3 приведены расчетные значения теплот Пельтье для некоторых пар трения (для сплавов группы ВК коэффициенты Пельтье имеют максимальное значение из всех инструментальных материалов). При больших мощностях трения, что соответствует условиям контактного взаимодействия твердых сплавов с обычными конструкционными материалами, теплота Пельтье составляет 0,5 % от тепла трения, и поэтому ее добавка (вычитание) к  $q$  не изменит ни величины  $T_n$ , ни характера теплового поля в пластине инструментального материала. При трении по труднообрабатываемым материалам с малой теплопроводностью (1Х18Н9Т, ВТ3-1) относительная мощность источника тепла Пель-



тье увеличивается до 5,3%. Найдем, в качестве примера, изменение максимальной поверхностной температуры при действии источника тепла Пельтье для пары ВК8-ВТЗ-1 при  $v=0,1$  м/с, приняв в формуле (4.32)  $q_{\tau_1} = q_{\tau_2} = 0$ .

Если  $\ell_k = 1 \cdot 10^{-3}$  м,  $m_1 = 1,6 \cdot 10^2$  м<sup>-1</sup>,  $\lambda_1 = 0,545 \cdot 10^2$  Вт/м.град,  $\lambda_2 = 0,134 \cdot 10^2$  Вт/м.град, и  $c\rho_2 = 2,72 \cdot 10^6$  Дж/м<sup>3</sup>·град, то для  $q = 12,8$  МВт/м<sup>2</sup> получим

$$T_{\Pi} = \frac{12,8 \cdot 10^6}{0,547 \cdot 10^2 \cdot 0,16 + 0,565 \cdot \sqrt{0,134 \cdot 10^2 \cdot 2,72 \cdot 10^6} \cdot \sqrt{0,1} / \sqrt{1 \cdot 10^3}} = \frac{12,8 \cdot 10^6}{3,415 \cdot 10^4} = 374^{\circ}\text{C}$$

При охлаждающем действии источника Пельтье

$$T_{\Pi} = \frac{12,8 \cdot 10^6 - 0,5 \cdot 10^6}{3,415 \cdot 10^4} = 360^{\circ}\text{C},$$

а при нагреве

$$T_{\Pi} = \frac{(12,8 + 0,5) \cdot 10^6}{3,413 \cdot 10^4} = 389^{\circ}\text{C},$$

т.е. разница составит 15°С.

Для пары «быстрорежущая сталь Р6М5 - 1Х18Н9Т» (при  $v=0,36$  м/с,  $\ell_k = 1 \cdot 10^{-3}$  м,  $\lambda_1 = 0,672 \cdot 10^2$  Вт/м.град,  $\lambda_2 = 0,402 \cdot 10^2$  Вт/м.град и  $c\rho_2 = 5,028 \cdot 10^6$  Дж/м<sup>3</sup>·град,  $m_1 = 2,5 \cdot 10^2$  м<sup>-1</sup>)

максимальная поверхностная температура:

$$\text{при } q_{\pi} = 0 \quad T_{\pi} = 287^{\circ}\text{C};$$

$$\text{при } q_{\pi} = +0,24 \text{ МВт/м}^2 \quad T_{\pi} = 288^{\circ}\text{C};$$

$$\text{при } q_{\pi} = -0,24 \text{ МВт/м}^2 \quad T_{\pi} = 285^{\circ}\text{C}.$$

Данные расчетов табл.4.3 свидетельствуют о том, что на тепловой режим пары трения тепло Пельтье может оказать ощутимое влияние лишь для условий контактного взаимодействия твердосплавных материалов с высокими абсолютными значениями коэффициента Пельтье (группы ВК) в паре с малотеплопроводным контртелом, когда мощность тепловыделения от сил трения относительно невелика из-за малых скоростей, а температуры контакта сравнительно высоки. В этой связи нам представляется



маловероятной точка зрения А.А. Анцупова [12] на уменьшение величины ТЭДС, т.е. температуры резания, из-за эффекта Пельтье, если термоЭДС снимать с нижней опорной поверхности резца для пар Р18М-Д16Т и Р18М-9ХС. А.А. Анцупов считает, что при съеме тока с нижней опорной поверхности поток тепла Пельтье совпадает по направлению с потоком, обусловленным теплопроводностью, и условия отвода тепла улучшаются. Если, по А.А. Анцупову, снимать термоток с верхней поверхности инструмента, поток тепла Пельтье, направленный вдоль передней поверхности, пересекает поток тепла, обусловленный теплопроводностью, как бы прижимая его к передней поверхности и ухудшая отвод тепла в тело резца. Во-первых, как было нами показано выше, у быстрорежущих сталей относительная мощность источника тепла Пельтье мала и его влияние на изменение температуры контакта ничтожно. Во-вторых, эффект Пельтье – поверхностный эффект, а не объемный; тепло Пельтье «формируется» непосредственно в плоскости контакта так же, как и тепло трения, и может добавляться или вычитаться из него, поэтому отделение потока тепла Пельтье от «потока, обусловленного теплопроводностью», лишено физического смысла. Результаты экспериментов А.А. Анцупова по измерению термоЭДС (температуры резания) при разных способах съема тока с резца подтверждают не его, а нашу точку зрения на изменение теплового состояния в пластине инструментального материала - через объемный эффект Томсона. В самом деле, для пары Р6М5-Ст35 ( $v=0,6$  м/с) охлаждающее действие тока – 4А снижает температуру контакта с  $359^{\circ}\text{C}$  ( $I=0$ ) до  $301^{\circ}\text{C}$ , т.е. на 16% (см. рис. 4.8,а). Для точения стали 9ХС резцами Р18М ( $v=0,6$  м/с,  $S=0,16 \cdot 10^{-3}$  м/об) при максимальном токе 4,5 А автор получил снижение термоЭДС на 16% [ 12. С.9].

В заключение отметим, что масштаб эффекта Пельтье в условиях трения и резания может быть значительно выше, если допустить существование на контакте стабильных окисных пленок с ярко выраженными полупроводниковыми свойствами, коэффициент термоЭДС у которых, а значит и коэффициент Пельтье, на несколько порядков выше (до 100 раз), чем у чистых металлов и их сплавов [246].



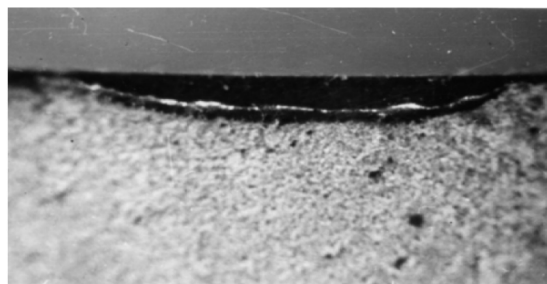
## 4.4. Экспериментальные исследования влияния объемных источников тепла Томсона при трении

### 4.4.1. Влияние эффекта Томсона на тепловое состояние инструментального материала при трении

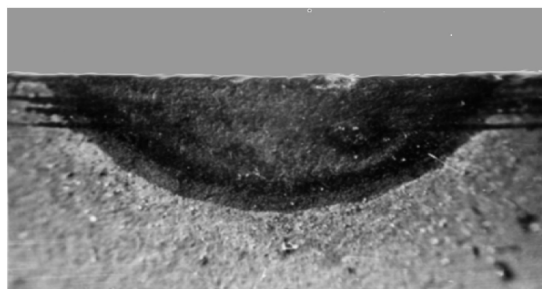
Для проверки результатов расчетов температур по приведенным выше формулам (4.15)-(4.54) проводились эксперименты на установке трения по схеме вал - прямоугольный составной стержень (см. рис.4.7,в). Исследовались пары трения, составленные из твердых сплавов, - ВК8, Т15К6, КНТ-16, Т15К10 и Т15К6 с тонкослойными покрытиями из TiC (стержни); сталей – 35, 1Х18Н9Т, Х17Н2 и титанового сплава ВТ3-1 (валы).

Размеры истираемых твердосплавных пластинок и валов выбирались так, чтобы  $K_{вз} \rightarrow 0$ . 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, которые меняют свой цвет по достижении и превышении температуры плавления. 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.4.7,в).

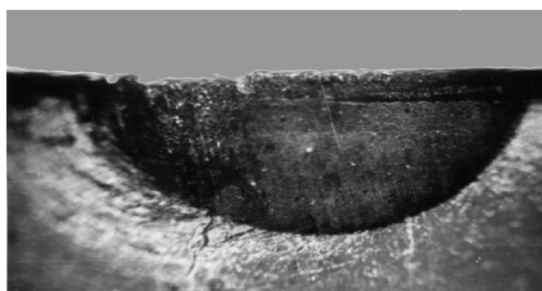
Для определения картины температурного поля на выбранном режиме последовательно осуществлялось трение с пластинами, имеющими пленки с разными температурами плавления, например, от Sn до Ag. Глубину распространения изотермы по нормали к поверхности трения измеряли на микроскопе МБИ. На рис. 4.13 в качестве примера приведены некоторые изотермы. Необходимые для оценки мощности теплообразования сила и коэффициент трения измерялись с помощью динамометра УДМ-600.



а)



б)



в)

Рис.4.13. Распространение изотермы на твердосплавных пластинах

при трении на Ст 35: а – пленка Ag (температура плавления  $961^{\circ}\text{C}$ );

б- пленка Cd  $\ell$  ( $568^{\circ}\text{C}$ ); в – пленка Zn ( $420^{\circ}\text{C}$ )

Для количественной оценки влияния эффекта Томсона на температурные распределения в твердосплавных стержнях осуществляли трение по трем вариантам – обычные условия и с пропуском через зону контакта выпрямленного постоянного тока разного направления (в одном случае твердосплавный стержень подключали к положительному полюсу источника тока, в другом – к отрицательному). Результаты экспериментов приведены на



рис. 4.14-4.16 и согласуются с теоретическими расчетами по формулам, приведенным в пп.4.3.1 и 4.3.2 не только качественно, но и количественно. Об этом свидетельствует сопоставление теоретических расчетов и экспериментальных данных, полученных на одних режимах трения (табл.4.4) для пар Т15К6-Ст35, ВК8-Ст35 и Т15К6-1Х18Н9Т (сравните попарно данные рис.4.11,б и 4.14,б; 4.12,в и 4.16,б).Из-за невозможности экспериментально измерить максимальные поверхностные температуры сравнивали температуры в объеме твердосплавных стержней на расстояниях  $x$  от поверхности трения, равных  $0,5 \cdot 10^{-3}$  м и  $1 \cdot 10^{-3}$  м. Для пар трения Т15К6-Ст35 и ВК8-Ст35 эксперимент проводили по одной дорожке, чем устранялось влияние объемных тепловых источников от пластической деформации, действующей в тонких поверхностных слоях пластичного контртела. Видно (см. табл.4.4), что для этих условий трения получено удовлетворительное соответствие данных теории и эксперимента (ошибка в оценках объемных температур не превышает 18%).

Таблица 4.4

Влияние объемных источников тепла Томсона на температурное распределение в твердых сплавах

Пара трения	$v$ , м/с	Ток через зону трения $I$ , А	$T_{пr}$ , °С (расчет)	Температура $t(x)$ при					
				$x = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м			$x = 1 \cdot 10^{-3}$ м		
				расчет	эксперимент	% ошибки	расчет	эксперимент	% ошибки
Т15К6-Ст35	3,5	0	942	800	775	+3,1	690	660	+4,3
		+8	887	740	750	-1,3	630	670	+1,6
		-8	1000	920	810	+12	845	690	+18,3
ВК8-Ст35	3,7	0	956	860	875	-1,7	780	810	-3,7
		+8	100	950	910	+4,2	900	850	+5,6
		-8	0	825	830	-0,6	745	775	-3,9
Т15К6-1Х18Н9Т	1,6	0	895	800	680	+15,	745	540	+27,
		+8	872	785	550	0	725	465	5
		-8	914	825	800	+29,9	775	650	+35,9
						+3,3			+16,1



Измерение температур для пары Т15К6-1Х18Н9Т проводили при трении по свежему следу с продольной подачей  $0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об, когда тепловым действием объемных источников от пластической деформации нельзя пренебрегать. Из табл. 4.5 видно, что экспериментально найденные значения объемных температур в твердом сплаве оказались ниже расчетных и отличаются от них по величине до 36 %. Эти результаты находятся в полном соответствии с экспериментальными данными температурных распределений в твердых сплавах при трении по одной дорожке и по свежему следу и объясняются действием объемного источника от пластической деформации в заготовке.

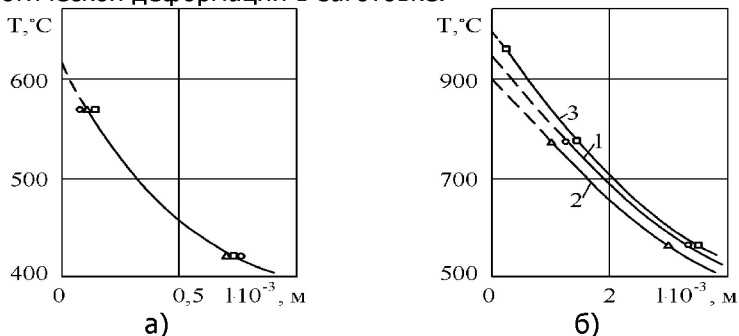


Рис.4.14. Влияние направления тока на тепловое состояние твердых сплавов при трении по Ст.35 (эксперимент). Нормальная нагрузка  $N = 600$  Н,  $l_k = 1 \cdot 10^{-3}$  м: а - сплав Т15К6,  $v = 1,4$  м/с; б - сплав ВК8,  $v = 3,7$  м/с: 1 -  $I=0$ ; 2 -  $I = -8$ А; 3 -  $I=+8$ А

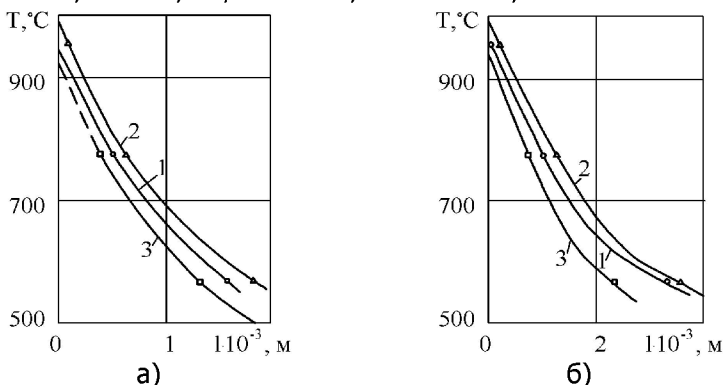


Рис.4.15. Влияние направления тока на тепловое состояние твердых сплавов при трении по Ст.35 (эксперимент). Нормальная нагрузка  $N = 600$  Н,  $l_k = 1 \cdot 10^{-3}$  м.: а - сплав Т15К6,  $v = 3,5$  м/с; б - сплав Т15К10 + TiC,  $v = 3,9$  м/с: 1 -  $I = 0$ ; 2 -  $I = -8$  А; 3 -  $I = +8$  А:



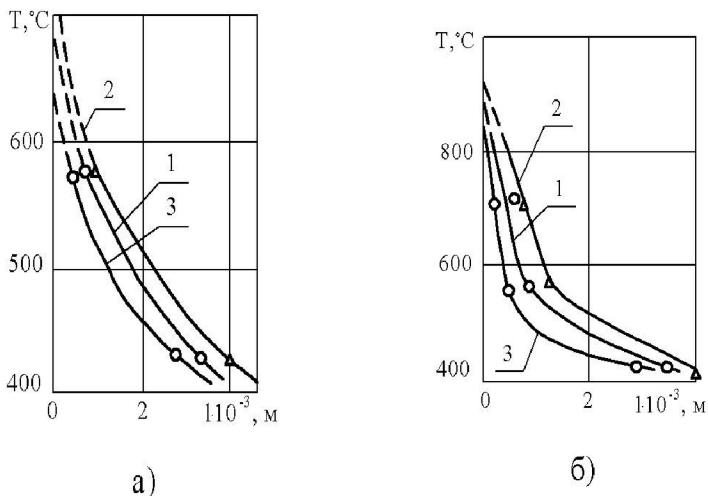


Рис.4.16. Влияние направления тока на тепловое состояние твердых сплавов при трении по стали 1X18H9T (эксперимент). Нормальная нагрузка  $N=500$  Н,  $l_x = 1 \cdot 10^{-3}$  м: а - сплав ВК8,  $v = 1,0$  м/с; б - сплав Т15К6,  $v = 1,6$  м/с:  
 1 -  $I=0$ ; 2 -  $I= - 8$  А; 3 -  $I= + 8$  А

Таким образом, эксперименты по изучению температурных распределений в твердых сплавах в условиях действия при трении объемных источников тепла Томсона, когда через контакт протекают достаточно сильные токи, показали, во-первых, на удовлетворительное соответствие с теоретическими расчетами, что указывает на принципиальную правильность учета роли тепла Томсона в аналитической форме; во-вторых, в зависимости от знака коэффициента Томсона твердосплавного материала отрицательное направление тока  $-8$  А (твердый сплав подключается к минусу источника тока) может обеспечить или дополнительный нагрев (см. рис.4.14 и 4.15), или охлаждение инструментального материала (см. рис.4.15,б). При этом тепловое действие тока через эффект Томсона зависит от уровня температур на контакте. Например, для пары Т15К6 – Ст35 (см. рис.4.14,а) при  $v = 1,4$  м/с направление тока практически не влияет на характер температурного распределения, так как температура контакта близка к



700°С, при которой коэффициент Томсона для сплава Т15К6 равен нулю (см. рис. 4.3 и 4.11,а).

#### 4.4.2. Влияние эффекта Томсона на интенсивность изнашивания инструментальных материалов при трении

Для расчета интенсивности изнашивания инструментальных материалов при условии, что через зону трения протекает постоянный ток и в тонких поверхностных слоях действуют объемные источники тепла Томсона, примем зависимость [223], отличающуюся от (1.53) тем, что на производство и поток энтропии влияют только тепловые процессы:

$$I = \frac{\left[ \int_0^{\Delta} \lambda \left( \frac{\partial T / \partial x}{T_{\Pi}} \right)^2 dx - \int_0^{\Delta} \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \cdot \frac{1}{T_{\Pi}} dx \right]^2}{P[\delta S](S_* - S_o)}. \quad (4.55)$$

Однако вместо плотности, накопленной материалом тепловой энтропии (выражение в квадратных скобках числителя (4.55)), можно ввести эквивалентную энергетическую характеристику  $\mathcal{E}$ , определяющую способность изнашиваемого материала рассеивать тепловую энергию [15]:

$$\mathcal{E} = \int_0^{\Delta} \frac{c\rho T(x)dx}{T_{\Pi}}. \quad (4.56)$$

Если в (4.55) ввести (4.56), но с учетом изменения температуры по времени  $\dot{T}(x)$ , что не противоречит физическому смыслу аналогии между членом в квадратных скобках (4.55) и

выражением  $\int_0^{\Delta} \frac{c\rho \dot{T}(x)dx}{T_{\Pi}}$ , получим

$$J = \frac{\left[ \int_0^{\Delta} \frac{c\rho \dot{T}(x)}{T_{\Pi}} dx \right]^2}{P[\delta S] \nu (S'_* - S'_o)}. \quad (4.57)$$



Значения энергетической характеристики  $\mathcal{E}$  рассчитывались в зависимости от направления тока, охлаждающего или нагревающего действия объемных источников тепла Томсона (см.табл.4.2), мощности этих источников (4.53) по разработанному алгоритму и программе на ЭВМ. Для трения быстрорежущих сталей величина тока принималась равной 4А, для твердых сплавов – 8А. Реальные значения токов, протекающих через контакт, в условиях трения при резании будут ниже этих величин из-за того, что сопротивление цепи СПИД будет выше сопротивления контактной зоны (шунтирование зоны сливной стружкой, колебание сопротивления станка). Энергетический критерий  $\mathcal{E}$  как исходную величину для расчета интенсивности изнашивания находили по (4.56) методом графического интегрирования, значения зоны действия высоких температурных градиентов  $\Delta$ , температуру в каждой точке термически активной зоны  $0 \leq x \leq \Delta$  и максимальную поверхностную температуру  $T_n$  – расчетом. Значения  $P [\delta S]$  и  $S_*$  принимали одинаковыми независимо от токового режима в зоне трения; длина контакта  $l_k = 1 \cdot 10^{-3}$  м, нагрузка  $N = 600$  Н. Результаты расчетов энергетической характеристики  $\mathcal{E}$  для некоторых пар трения приводятся в табл.4.5, а расчетные интенсивности изнашивания по формуле (4.57) – в табл.4.6.

Таблица 4.5

Исходные данные и значения энергетической характеристики  $\mathcal{E}$  для различных токовых режимов в зоне трения

Скорость трения $v$ , м/с	$T_n$ , °C	$\Delta \cdot 10^2$ , м	$\mathcal{E}$ , $\frac{кВт}{м^2 \cdot ^\circ C}$	$T_n$ , °C	$\Delta_x \cdot 10^2$ , м	$\mathcal{E}$ , $\frac{кВт}{м^2 \cdot ^\circ C}$	$T_n$ , °C	$\Delta \cdot 10^2$ , м	$\mathcal{E}$ , $\frac{кВт}{м^2 \cdot ^\circ C}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Пара Р6М5 – Ст 35									
	I = 0			I = -4А (охл.)			I = +4А (нагрев)		
0,6	359	0,02	0,922	30	0,019	0,85	0,029	383	1,32
1,0	464	1	1,467	1	6	5	6	483	0
1,5	569	0,03	1,534	41	0,031	1,34	0,042	582	1,85
		4		5	6	5	8		2
		0,03		54	0,03	1,50	0,044		2,01
		8		7	6	0	8		1
Пара Т15К6 – Ст 35									
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10



	I = 0			I = -8А (на-грев)			I = +8А (охл.)		
2,0	712	0,12	2,89	712	0,12	2,89	712	0,127	2,89
3,0	872	7	3,63	887	7	4,36	869	0,154	3,30
3,5	942	0,17	4,36	100	0,19	5,53	933	0,166	3,40
		0		0	8				
		0,20			0,25				
		8			0				
Пара Т15К6 – ВТ3-1									
0,7	990	0,21	5,50	105	0,25	6,31	845	0,182	4,42
		2		0	8				



Таблица 4.6

Расчетная интенсивность изнашивания  
для различных токовых режимов в зоне трения

Ско- рость тре- ния $v$ , м/с	$J \cdot 10^{-8}$			Коэффициент снижения $J$ при		
	$I=0$ (изо- ля- ция)	$I=-4A$ (охл. )	$I=+4A$ (на- грев.)	$I=0$ (изоляция) по сравне- нию с обычными условиями ( $I=+4A$ )	противото- ке ( $I=-4A$ ) по сравнению с обычны- ми условиями ( $I=+4A$ )	противото- ке ( $I=-4A$ ) по сравнению с изоляци- ей ( $I=0$ )
1	2	3	4	5	6	7
Пара Р6М5 – Ст35						
0,6	7,65	6,58	15,68	2,05	2,38	1,18
1,0	16,7	14,0	26,71	1,60	1,90	1,18
1,5	6	9	30,69	1,72	1,80	1,04
	17,8	17,0				
	6	7				
$v$ , м/с	$J \cdot 10^{-8}$			Коэффициент снижения $J$ при		
	$I=0$ (изо- ля- ция)	$I=-8A$ (на- грев )	$I=+8A$ (охл.)	$I=0$ (изоляция) по сравне- нию с обычными условиями ( $I=+4A$ )	противото- ке ( $I=+8A$ ) по срав- нению с обычными условия- ми ( $I=-8A$ )	противото- ке ( $I=+8A$ ) по сравнению с изоляци- ей ( $I=0$ )
Пара Т15К6 – Ст 35						
2,0	1,43	1,43	1,43	1,0	1,0	1,0
3,0	1,09	1,57	0,90	1,44	1,75	1,22
3,5	1,25	2,02	0,77	1,62	2,64	1,63
Пара Т15К6 – ВТ3-1						
0,7	15,4	23,1	10,6	1,50	2,17	1,45
	3	6	6			

Условия трения при  $I=0$  соответствуют разрыву внешней цепи результирующего термотока. «Обычные условия» (обозначения в табл.4.6 токового режима: +4А – для быстрорежущей стали и – 8А – для твердых сплавов) соответствуют направлению



термотока в естественной электрической цепи при трении этих материалов; обратное направление – противотоку. Значения скоростей трения (температур контакта) для быстрорежущих сталей и твердых сплавов (см. табл.4.5) выбраны из соображений конечных (положительных или отрицательных) значений коэффициентов Томсона у этих материалов, когда в максимальной степени проявляется охлаждающее или нагревающее действие эффекта Томсона (см. раздел 4.3.2). Для пары Т15К6 – Ст35, когда температура в зоне трения  $\sim 700^{\circ}\text{C}$  ( $v=2$  м/с),  $\tau_1=0$ , и тепловое состояние сплава при этих условиях не изменяется независимо от тока, проходящего через металлический контакт.

Данные табл.4.6 позволяют сделать следующие выводы:

при трении с разрывом цепи термотока можно ожидать снижения интенсивности изнашивания  $J$  не более 2-х раз (см. табл.4.6, гр.5);

противоток по сравнению с обычными условиями трения позволяет уменьшить  $J$  для быстрорежущих сталей и твердых сплавов до 3 раз;

разрыв цепи термотока более эффективен для быстрорежущих сталей, чем для твердых сплавов, и это вызвано большими абсолютными значениями у них коэффициентов Томсона, что подтверждается результатами экспериментальных исследований В.А. Бобровского [38], С.Н. Постникова [177] и другими, а также нашими данными [222].

#### **4.4.3. Анализ распределения температур по длине контакта при трении**

Представленные в предыдущем разделе расчетные данные о влиянии постоянного электрического тока на интенсивность изнашивания быстрорежущих сталей и твердых сплавов получены без учета геометрических характеристик контакта, обуславливающих в реальных условиях существование внутренней цепи протекания тока как при трении, так и резании металлов. Как было установлено, даже при разрыве внешней цепи термотока во внутренней цепи могут циркулировать достаточно сильные токи, вызванные неодинаковыми температурами (термоЭДС) на разных участках площадки контакта (трение) или разницей средних температур на передней и задней поверхностях инструмента (резание). Рассмотрим отдельно эти две разновидности процесса тре-



ния и определим условия, при которых можно достигнуть равенства температур по длине контакта в условиях "чистого" трения и контактных температур на передней и задней поверхностях инструмента при обработке металлов резанием.

Нами проводился теоретический анализ распределения температур по длине контакта пластины  $h$  с контрвалом. Пластина с участком контакта  $h$  (рис.4.17) по центру вала устанавливается асимметрично так, что ось  $OX$  совпадает с верхней плоскостью пластины, а контактная площадка лежит в плоскости  $OY$ .

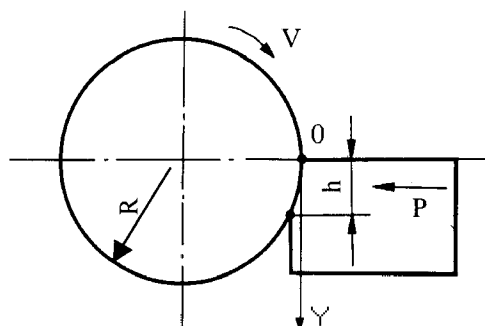


Рис.4.17. Схема трения

Условия трения по этой схеме в первом приближении соответствуют контакту изношенной задней поверхности токарного резца с заготовкой.

Распределение температуры от трения по длине  $0 \leq y \leq h$  для выбранной схемы рассчитывали по полученной нами зависимости [222]

$$T_{(x,y)} = \frac{1-\alpha}{\lambda_1} fpvh \sum_{i=1}^{i=\infty} \frac{J_0 \left( m_i \frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{R+a} \right)}{J_1 \left( m_i \frac{R}{R+a} \right)} e^{-m_i^2 \frac{at}{(R+a)^2}}, \quad (4.58)$$

где  $\alpha$  – коэффициент распределения тепловых потоков;  $f$  – коэффициент трения;  $p$  – номинальное удельное давление;  $v$  – скорость трения;  $R$  – радиус контртела;  $a$  – длина пластины;  $J_0$  и  $J_1$  – функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядка соответственно;  $m_i$  – безразмерные кор-



ни трансцендентного уравнения  $\frac{J_1(m_1)}{J_0(m_1)} = \frac{Bi}{m_1}$ , а  $Bi$  – критерий Био.

Установлено, что с уменьшением длины контакта  $h$  для всех исследованных пар (скорость трения и удельное давление постоянны) снижается не только абсолютное значение температур, но и температурные перепады по длине контакта. На рис.4.18,а в качестве примера представлены расчетные значения температур для пары Т15К6 – Ст45 для разных длин контакта.

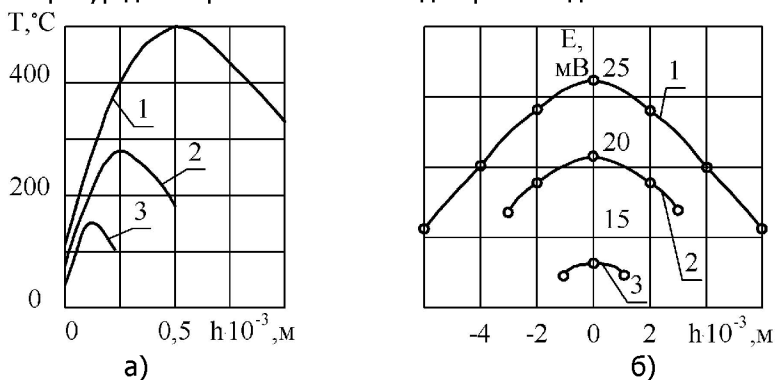


Рис.4.18. Распределение температур (термоЭДС) по длине контакта

при трении твердых сплавов: а - расчетные данные для пары Т15К6-Ст45

( $\nu=2,5$  м/с,  $p=100$  МПа): 1 –  $h = 1 \cdot 10^{-3}$  м; 2 –  $h = 0,5 \cdot 10^{-3}$  м; 3 –  $h=0,2 \cdot 10^{-3}$  м;

б - экспериментальные данные для пары ВК8 – Ст45 ( $\nu=0,66$  м/с,  $p=50$  МПа):

1 –  $h=12 \cdot 10^{-3}$  м; 2 –  $h = 6 \cdot 10^{-3}$  м; 3 –  $h = 2 \cdot 10^{-3}$  м

Для пары трения ВК8 – 1Х18Н9Т ( $\nu=0,66$  м/с,  $p=50$  МПа;  $R=50 \cdot 10^{-3}$  м;  $a=12 \cdot 10^{-3}$  м) с уменьшением размера  $h$  от  $12 \cdot 10^{-3}$  м до  $0,6 \cdot 10^{-3}$  м максимальные поверхностные температуры снижаются от  $350^{\circ}\text{C}$  до  $160^{\circ}\text{C}$  и выравниваются по ширине пластины, т.е. при малых площадках контакта  $h$  перепада температур по длине не наблюдается.

С помощью специального приспособления для трения к токарному станку и устройства для регистрации поверхностных температур методом полумискусственной термопары (рис.4.19) осуществляли трение и регистрировали термоЭДС на боковой стороне пластины инструментального материала. Устройство крепится к корпусу 9 (см. рис.4.19), установленному в





резцедержателе станка, и изолируется от него текстолитовыми прокладками. Каретка 5 с корпусом 3 термопары 2 может перемещаться относительно истираемой пластины 1 в вертикальной плоскости от электродвигателя РД-09 через винт и гайку 6 и в горизонтальной плоскости – через винт 8 – гайку 7 вручную. Это перемещение необходимо для установки головки термопары 2 на требуемое расстояние от поверхности трения и контролируется по нониусной линейке. Пружиной 4 обеспечивается контакт хромелевой проволоки  $\varnothing 0,5 \cdot 10^{-3}$  м с боковой поверхностью пластины 1. Вторым термоэлектродом служила сама пластина. В процессе трения хромелевый термоэлектрод перемещался с постоянной скоростью вдоль оси ОУ (см. рис.4.17) на расстоянии  $0,5 \cdot 10^{-3}$  м от контактной плоскости. Запись распределения ТЭДС по длине контакта проводили на электронном осциллографе С1-37, длина контакта варьировалась от  $2 \cdot 10^{-3}$  до  $12 \cdot 10^{-3}$  м. Полученные опытные данные по распределению ТЭДС (температур) качественно согласуются с расчетными. Эксперименты показали снижение абсолютных значений ТЭДС и их перепадов с уменьшением длины контакта (см. рис.4.18,6).

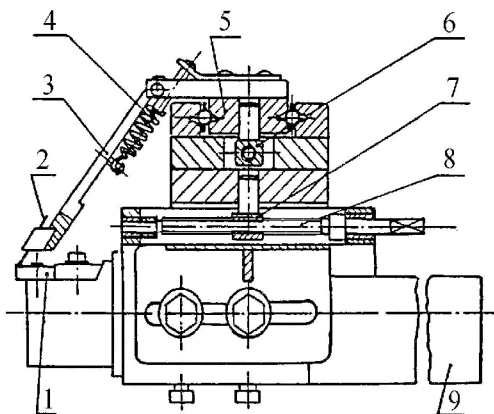


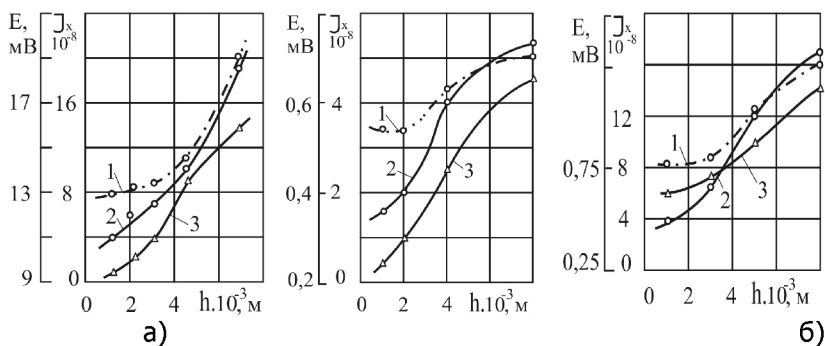
Рис.4.19. Рабочая зона устройства к токарному станку для измерения температур (термоЭДС) по ширине площадки контакта

Обнаруженное теоретически и подтвержденное экспериментально наличие перепадов термоЭДС по длине контакта позволяет предположить протекание локальных термоточков при трении в электрической цепи, составленной из неодинаково нагретых участков контакта. У пары трения ВК8 – Ст45, например, для скоростей  $v = 0,66 \dots 1$  м/с и удельных давлений  $100 \dots 400$



МПа перепад термоЭДС составляет 1-2 мВ ( $h=1-2 \cdot 10^{-3}$  м). ческое сопротивление зоны трения составляло  $(1-2) \cdot 10^{-3}$  Ом, а сила тока изменялась от 0,5 до 2 А. Поэтому можно ожидать существенного влияния термотоков таких величин на износ трущейся пары.

Износ пластин твердых сплавов и быстрорежущих сталей исследовали при трении о вал из Ст45 в обычных условиях и с изолированной пластинкой инструментального материала. Длина контакта  $h$  изменялась от 1 до  $7 \cdot 10^{-3}$  м. Через каждые 500 м пути трения индикаторным приспособлением измеряли линейный износ инструментального материала. Полученные данные (рис.4.20) показывают, что интенсивность изнашивания пластин при малых длинах контакта оказывается большей в обычных условиях трения. В этом случае изоляцией разрывается только внешняя цепь термотока, так как локальной цепи из-за отсутствия перепада термоЭДС не существует. Если увеличивать длину контакта  $h$ , т.е. при трении проявляется влияние на износ уже и локального термотока, и электрическая изоляция истираемых пластин их износа не уменьшает (кривые 1 и 2 на рис. 4.20,а,б,в при  $h > 5 \cdot 10^{-3}$  м практически совпадают).



в)  
Рис. 4.20. Влияние длины контакта на износ при трении пластин из инструментальных материалов: а - Т15К6 – Ст45 ( $v=0,2$  м/с,  $p=100$  МПа); б - Р9К5 – Ст45 ( $v=0,2$  м/с,  $p=30$  МПа); в - Р18 – Ст45 ( $v=0,6$  м/с,  $p=30$  МПа): 1 – обычные условия; 2 – пластина изолирована от массы; 3 – термоЭДС пары трения

Таким образом, эксперименты подтвердили высказанные соображения о существенной роли на износ при трении термотоков в локальной цепи и показали целесообразность изоляции для разрыва внешней цепи лишь при малых размерах площадок контакта. Если полученные данные применить к условиям



трения задних поверхностей режущих инструментов, то логично предположить, что изоляция обеспечит наибольший эффект при малых допустимых износах, т.е. в условиях чистой обработки. Этот вывод подтверждается нашими данными по точению, сверлению, резьбонарезанию, а также опытами В.А. Бобровского [38. С.152].

Данные экспериментов (см. рис.4.20) можно сравнить и с результатами теоретических расчетов интенсивности изнашивания (см. табл.4.6), когда учитывалось влияние эффекта Томсона на изменение термодинамического состояния изнашиваемого материала.

Например, при  $h=1\cdot 10^{-3}$  м опытные значения  $J$  для пары Т15К6 – Ст45 в обычных условиях и с изоляцией пластины отличаются в 2 раза; теоретический расчет (см. табл. 4.6, гр.5) интенсивности изнашивания сплава Т15К6 по стали 35 ( $v=3,0$  м/с), близкой по свойствам к стали 45, дает разницу в значениях  $J$  приблизительно в 1,5 раза. Для быстрорежущей стали Р6М5 расчетные значения  $J$  (см. табл.4.6, гр. 5) соответственно отличаются в 2,05 раза, а экспериментальные (см. рис.4.20,в) для стали Р18 на той же скорости  $v=0,6$  м/с,  $h=1\cdot 10^{-3}$  м, но с несколько меньшим удельным давлением – в 2,1 раз. Максимальный эффект в увеличении износостойкости при трении с разрывом цепи термотока наблюдается (по расчетным и экспериментальным данным) у быстрорежущих сталей, чем у твердых сплавов, что объясняется существенной разницей в коэффициентах Томсона, лучшей теплопроводностью быстрорежущих сталей и минимальными перепадами температур при малых длинах контакта.

Таким образом, одинаковый порядок расчетных и опытных величин интенсивности изнашивания  $J$  является подтверждением теплового действия термотоков на процесс износа (через эффект Томсона).

#### **4.4.4. Анализ распределения температур на передней и задней поверхностях инструмента при резании металлов**

Как было показано в гл.3, в условиях резания в общем случае из-за неодинаковых температур (термоЭДС) на передней и задней поверхностях во внутренней цепи возможно протекание сильных уравнивающих токов (зависимости (3.32) и (3.33)), определяемых разностью термоЭДС на контактных площадках. Усло-



вие  $E_n = E_3$ , при котором уравнивающий ток равен нулю (см. 3.32), выполняется при определенной, критической, подаче, найденной методом разрезного резца (рис.4.21.); варьируя величиной скорости резания и подачи измеряли  $\Delta E = E_{II} - E_3$  при свободном резании\*. На рис. 4.21 приводятся некоторые результаты экспериментов по определению критической подачи, при работе с которой достигается равенство термоЭДС  $E_{II}$  и  $E_3$ .

Точки пересечения кривых  $E_n$  и  $E_3$  соответствуют оптимальной подаче, которая зависит от скорости резания: чем больше скорость, тем меньше величина подачи, при которой обеспечивается стабилизация теплового режима на передней и задней поверхностях резца. Таким образом, в условиях обработки резанием устранить внутреннюю электрическую цепь и обеспечить отсутствие в ней уравнивающего тока  $I_u$  можно только при определенных условиях резания, работая лишь в узком диапазоне подач для заданной скорости резания.

---

Опыты проводились при кратковременном резании, что исключало влияние износа (размера контактной площадки) на термоЭДС (температуру)

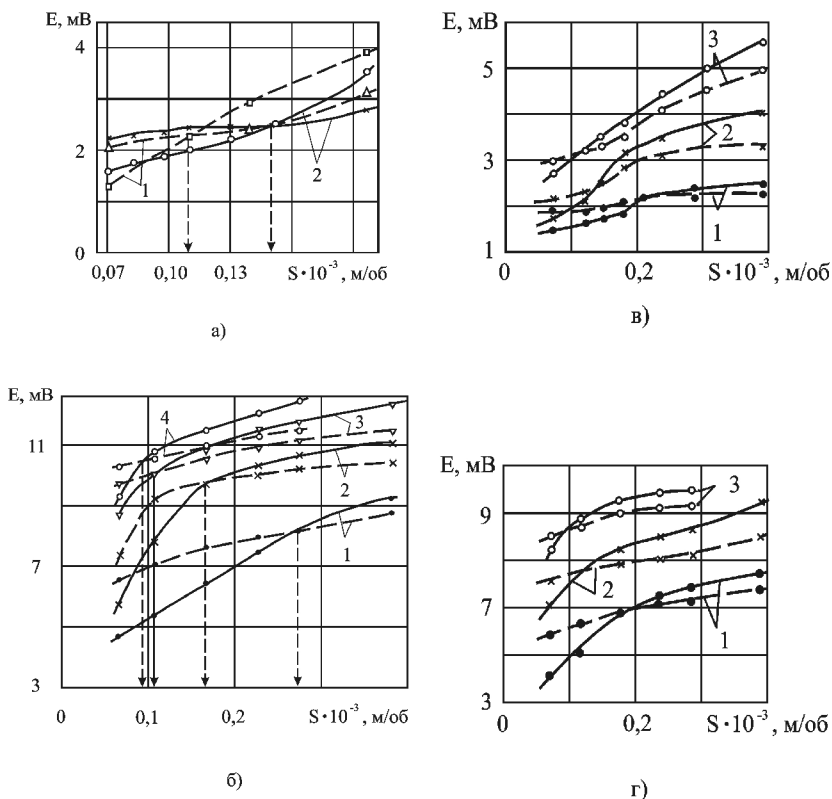


Рис.4.21. Соотношение между термоЭДС  $E_n$  и  $E_z$  при точении (свободное резание): а - резец из быстрорежущей стали P18; обрабатываемые материалы: 1 – ковкий чугун КЧ 33-8 ( $v = 0,5$  м/с,  $t = 2,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $\gamma = 0^0$ ); 2 – сталь 45 ( $v = 0,5$  м/с,  $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $\gamma = 0^0$ ); 6 - Т15К6 – сталь 40Х ( $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$  м): 1 -  $v = 0,42$  м/с; 2 -  $v = 0,83$  м/с, 3 -  $v = 1,25$  м/с, 4 -  $v = 1,67$  м/с; в - Т15К6 – КЧ 33-8 ( $t = 2 \cdot 10^{-3}$  м): 1 -  $v = 0,25$  м/с, 2 -  $v = 0,5$  м/с; 3 -  $v = 1$  м/с; г - ВК8 – 1Х18Н9Т ( $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$  м): 1 -  $v = 0,33$  м/с; 2 -  $v = 0,67$  м/с; 3 -  $v = 1,17$  м/с; сплошные кривые на рис.4.21 соответствуют  $E_n$ , пунктирные -  $E_z$

Применительно к изнашиванию контактных площадок металлорежущих инструментов, рассмотренное в табл.4.1 действие объемных источников тепла Томсона, требует корректировки, так как в самом общем случае здесь надо рассматривать протекание термотока минимум через две поверхности – переднюю и заднюю. Однако для качественной оценки теплового действия термотока, как и в условиях трения, при резании необходимо знать знак и величину коэффициента Томсона материалов инструмента и детали и направление тока.



Рассмотрим тепловое действие термотока при резании для двух случаев.

1. Контактные поверхности реза имеют одинаковую температуру (термоЭДС); зона резания как источник электрической энергии замкнута на внешнее сопротивление  $R$ , величина которого определяет ток  $I$  во внешней цепи; уравнивающий ток во внутренней цепи отсутствует.

Направление тока  $I$  зависит от материалов инструмента и детали. На рис.4.22 показано направление протекания токов через контакт для твердого сплава (см. рис.4.22,а) и быстрорежущей стали (см. рис.4.22,б). Токи  $I_1$  и  $I_2$  через переднюю и заднюю поверхности соответственно соответственно для принятых условий принимаются одинаковыми по величине.

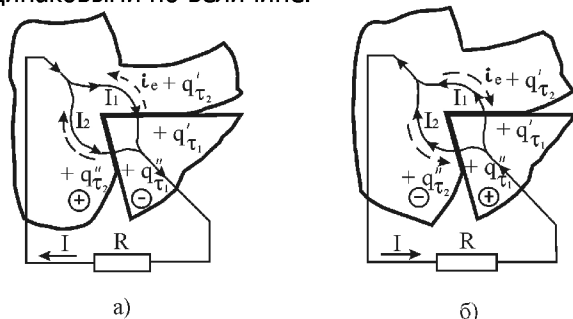


Рис.4.22. Схемы протекания естественных термотоков через зону контакта для твердого сплава (а) и быстрорежущей стали (б) ( $E_n = E_3$ ) и теплового действия для пар: сплава Т15К6-Ст 35 ( $T_n = 710...940^{\circ}\text{C}$  – см. а); стали Р6М5-Ст 35 ( $T_n = 145...568^{\circ}\text{C}$  – см. б)

2. Внешняя цепь термотока отсутствует, но уравнивающий ток  $I_y$  имеет конечную величину и течет в круговом контуре от передней поверхности к задней, если  $E_n > E_3$  (рис. 4.23,а) или от задней поверхности к передней, если  $E_3 > E_n$  (рис.4.23,б). Очевидно, в данном случае полярность пары «резец-деталь» значения не имеет.

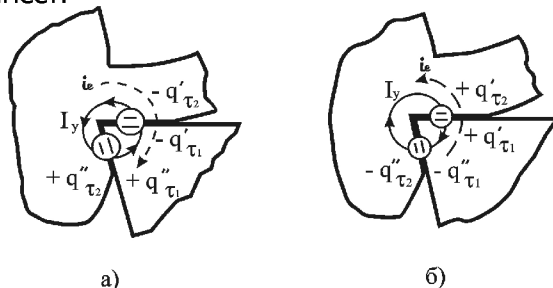


Рис.4.23. Схема протекания уравнивающего тока во внутренней цепи при резании, когда  $E_n > E_3$  (а) и  $E_3 > E_n$



$E_n$  (б), и теплового действия для пары Т15К6-Ст 35 ( $T_n = 710...940^{\circ}\text{C}$ )

Направления термотоков на рис.4.22 и 4.23 показаны сплошными, а потока электронов – пунктирными линиями.

Тепловое действие термотока через эффект Томсона определяется температурной зависимостью коэффициентов Томсона материалов пары трения и направлением тока и не является однозначным. В табл.4.7 приведены сочетания материалов «инструмент-деталь» и температурные интервалы, в которых естественный термоток всегда дополнительно нагревает (через эффект Томсона) инструментальный материал (см. табл.4.7, гр.3).

Существует диапазон температур, в которых из-за разных знаков коэффициента Томсона термоток будет дополнительно охлаждать инструмент для некоторых сочетаний пар, например: Т15К6-Ст 35 ( $T_n=360...710^{\circ}$ ); ВК8-Ст 35 ( $T_n=835...975^{\circ}\text{C}$ ); ВК8-1Х18Н9Т ( $T_n=830...1000^{\circ}\text{C}$ ); ВК8-ВТ3-1 ( $T_n>830^{\circ}\text{C}$ ); Р6М5 в сочетании с Ст35; 1Х18Н9Т и ВТ3-1 [ $T_n < (140...180^{\circ}\text{C})$ ] (см. табл. 4.1).

Для различных пар «инструментальный – обрабатываемый материал» в выбранных температурных интервалах естественный термоток через эффект Томсона дополнительно нагревает инструментальный материал в локальном микрообъеме (см. табл.4.7, гр. 3). Необходимым условием для этого должно быть равенство средних температур контакта на передней и задней поверхностях инструмента. В самом общем случае резания металлов, дополнительно к идеальному варианту (равенство  $E_n=E_3$ ), нужно учитывать тепловое действие термотоков, циркулирующих во внутренней цепи через контактные площадки инструмента согласно рис.4.22, а и б. Если процесс резания осуществляется в условиях черновой обработки, когда рабочая подача больше ее критического значения ( $E_n>E_3$ ), то термоток через эффект Томсона нагревает заднюю и охлаждает переднюю поверхность твердосплавных инструментов. Для быстрорежущей стали - наоборот, в условиях циркуляции термотока только через переднюю и заднюю поверхности дополнительно нагревается передняя и охлаждается задняя поверхность (см. табл.4.7, гр. 5 и 6).



Таблица 4.7

Тепловое действие термотока (через эффект Томсона)  
 применительно к процессу резания при точении

Инструмент деталь	Диапазон температур, °С	Тепловое действие объемного источника Томсона при $E_1 = E_3$ ( $I_y = 0$ )		Тепловое действие объемного источника Томсона во внутренней цепи							
				$E_1 > E_3$ ( $T_1 > T_3$ )				$E_3 > E_1$ ( $T_3 > T_1$ )			
				на перед.	на задней	в стружке	в детали	на перед.	на задней	в стружке	в детали
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12





T15K6- Ст35	710...9 40	+	+	-	+	-	+	+	-	+	-
BK8- Ст 35	315...8 35	+	+	-	+	-	+	+	-	+	-
BK8- 1X18H9 T	315...6 30	+	+	-	+	-	+	+	-	+	-
BK8- BT3-1	630...8 40	+	-	-	+	+	-	+	-	-	+
P6M5- Ст35	315...8 35	+	-	+	+	-	+	-	+	+	-
P6M5- 1X18H9 T	145...5 68	+	+	+	+	-	+	-	+	-	+
P6M5- BT3-1	140...2 90	+	+	+	-	+	-	-	+	-	+
P6M5- ЛС59- 1Л "	290 180...2 80 280	+	+	+	-	-	+	-	+	+	-
	145...2 75 275...6 00	+	+	+	-	-	+	-	+	+	-

*Примечание:* знак «плюс» в табл.4.7 означает, что объемный источник тепла Томсона дополнительно нагревает, а знак «минус» - охлаждает микрообъемы материалов.

Работая в области тонких и сверхтонких стружек ( $E_3 > E_n$ ), получаем на контактных площадках противоположный тепловой эффект от термотоков (сравните данные табл.4.7, гр. 5, 6 и 9, 10). В реальных условиях резания, когда одновременно действуют внутренняя и внешняя цепи термотока, итоговое тепловое действие термотоков может быть сложнее рассмотренного выше, и поэтому изоляция инструмента или введение противотока в зону резания не всегда уменьшит износ задней поверхности.



В подтверждение этому приведем данные Х. Опитца [322] и Х. Аксера [297]. При  $v=1,33$  м/с,  $t=2 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=2 \cdot 10^{-3}$  м/об двухкарбидными твердыми сплавами L3 они обтачивали образцы из стали типа Ст45 и в режиме компенсации обнаружили по сравнению с обычными условиями уменьшение износа задних поверхностей резцов; заметного влияния на износ передних поверхностей на этом режиме термотока не оказывают. Согласно рис.4.21,6 Опитц и Аксер работали в режиме  $E_n > E_3$ , и средняя температура в зоне резания равнялась  $\sim 870^\circ\text{C}$  (рис. П.2.1)\*. Как видно из табл.4.7, гр.5 и 6, естественный термоток через эффект Томсона охлаждал переднюю и нагревал заднюю поверхность, поэтому его компенсация обусловила снижение износа этой поверхности, а тепловой режим на передней поверхности остался без изменения.

Как показано расчетами и экспериментами в предыдущем разделе, в этих условиях интенсивность изнашивания должна была бы возрасти, однако, в тонких слоях стружки действует объемный источник тепла Томсона, осуществляющий дополнительный нагрев стружки, в результате чего (см. рис.4.8) температурное поле на передней поверхности будет локализовано к поверхности контакта (увеличится  $q_{\text{gradT}}$  и уменьшится размер  $\Delta$ ). Из-за противоположного действия объемных источников тепла Томсона в стружке и на передней поверхности тепловое состояние последней приблизительно останется таким же, как и в обычных условиях резания, поэтому в опытах Опитца и Аксера не изменился износ передней поверхности резцов при работе в режиме компенсации.

Л.М. Саргсяном [229] проведены измерения износа задних поверхностей 5-гранных пластин Т5К10 при точении стали 40 ( $v=1,67$  м/с,  $S=0,10 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м) и установлено, что электроизоляция инструмента не оказала заметного влияния на изнашиваемость резцов. Величина подачи  $S=0,1 \cdot 10^{-3}$  м/об для выбранной скорости и глубины соответствует условиям резания, когда  $E_n=E_3$  (сравните с нашими экспериментальными данными, рис.4.21,6, кривая 4), а средняя температура в зоне резания для пары Т15К6-Ст35 – по результатам наших измерений (см. рис.П.2.1) составляла  $\sim 700^\circ\text{C}$ . Как видно из табл. 4.1 и 4.7, при этой температуре знак коэффициента Томсона у твердого сплава отрицателен, и при прохождении через контакт термотока на поверхностях резца действуют охлаждающие объемные источники тепла Томсона, что положительно влияет на снижение интенсивности изнашивания. Разрыв изоляцией цепи термотока ликвиди-

---

\* На рис.П.2.2-П.2.8 представлены зависимости термоЭДС (температур) резания для различных сочетаний «инструментальный – обрабатываемый материал»



рует эти тепловые источники, поэтому Л.М. Саргсян и не получил ожидаемого эффекта в увеличении стойкости.

Следовательно, условия протекания термотоков через зону трения и контактные площадки режущего инструмента (см. табл.4.7) и действие объемных источников тепла Томсона, обусловленное величиной тока, градиентом температур, знаком и величиной коэффициента Томсона, полностью будут определять эффективность разрыва цепи термотока для снижения износа. Наибольший эффект должен иметь место при резании с малыми размерами контактных площадок (см. п.4.4.3), с одной стороны, и на определенных, оптимальных подачах, когда  $T_n = T_3$  ( $E_n = E_3$ ), т.е. обеспечивается термодинамическое равновесие во внутреннем контуре «передняя поверхность – стружка – деталь – задняя поверхность» – с другой.

Наши экспериментальные исследования стойкости металлорежущих инструментов в лабораторных и производственных условиях подтвердили ожидаемое максимальное повышение стойкости при работе изолированным инструментом с оптимальной подачей. В табл.4.8 представлены результаты стойкостных испытаний токарных резцов с 4-гранными неперетачиваемыми пластинами в лабораторных условиях [222], а в табл. 4.9 – в производственных условиях Ростовского-на-Дону вертолетного производственного объединения.

В лабораторных условиях резцы (по 20 штук в каждой партии) изнашивались до износа  $0,4 \cdot 10^{-3}$  м по задним поверхностям, а результаты обрабатывались с привлечением элементов теории надежности [217]. В табл.4.8 сравниваются гарантийные значения стойкостей  $T(0,9)$ , полученные при резании в обычных условиях и с изолированным инструментом. Для оценки действия объемных источников тепла Томсона, согласно табл. 4.7, приведены средние температуры в зоне резания, а в прил.2 дана необходимая информация для определения этих температур по тарировочным графикам  $E = f(T)$ .

Таблица 4.8

Результаты стойкостных испытаний твердосплавных резцов в лабораторных условиях ( $t=1 \cdot 10^{-3}$  м)

Материал инструмента и детали	Скорость резания $v$ , м/с	Величина оптимальной подачи $10^{-3}$ м/об	Коэффициент увеличения стойкости при изоляции инструмента $K=T_n(0,9)/T_0(0,9)$ для подач $S \cdot 10^{-3}$ м/об			Средняя температура при оптим. подаче
			0,07	оптимальная	0,39	



Т15К6-40Х	0,83	0,17	1,08	1,43	1,18	760
	1,25	0,11	1,08	1,60	1,26	720
	1,67	0,097	1,06	1,69	1,35	740
ВК8-1Х18Н9Т	0,33	0,17	1,08	1,51	1,11	480
	0,67	0,11	1,00	1,63	1,27	520
	1,17	0,097	1,06	1,62	1,36	600

Для выбранного диапазона скоростей резания наибольший эффект от изоляции инструмента имеет место при работе с оптимальной подачей, что полностью согласуется с изложенными выше соображениями о роли внутренней цепи термотока на изменение теплового режима через эффект Томсона. Из табл.4.8 и 4.9 видно, что номинальный температурный режим для пары Т15К6 - 40Х 720...760<sup>0</sup>С достаточен для проявления нагревающего действия термотока в обычных условиях резания. Для подачи  $S=0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об (функционирует внутренняя цепь термотока, и обеспечивается условие  $E_3 > E_n$ ) изоляция практического влияния на износ задних поверхностей резцов не оказывает, так как температура в зоне резания (~640<sup>0</sup>С) недостаточна для проявления в обычных условиях резания эффекта Томсона (710...940<sup>0</sup>С, табл.4.7, гр.2).

Рассуждения, аналогичные приведенным, полностью применимы к анализу результатов для пары ВК8-1Х18Н9Т. Необходимо только иметь в виду, что здесь на всех режимах резания, в том числе с подачей  $S=0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об, температуры в зоне резания находятся в диапазоне 315...630<sup>0</sup>С, когда проявляется действие эффекта Томсона.

Большая эффективность изоляции инструмента в снижении износа задних поверхностей при точении в области закритических подач ( $E_n > E_3$ ) закономерна и объяснима отдельным действием объемных источников тепла Томсона на передней и задней поверхностях резца. Если  $E_n > E_3$ , термоток будет дополнительно нагревать заднюю поверхность как для пары Т15К6 – Ст35, так и ВК8 – 1Х18Н9Т (см. табл.4.7, гр.6), и разрыв внешней цепи изоляцией возвратит систему трения в более выгодное термодинамическое состояние, характеризуемое большими  $grad T$  и меньшими размерами термически активной зоны  $\Delta$ .

При выборе операций механической обработки в производственных условиях, где проверялись результаты теоретических исследований и лабораторных испытаний инструмента с разрывом цепи термотока, принималось во внимание следующее:

необходимость повышения стойкости инструмента из-за его большого расхода или высокой стоимости детали (инструмента);

стабильность программы обрабатываемых деталей;



технологические особенности операции, позволяющие применять с наибольшей эффективностью метод разрыва цепи термотока.

Поэтому были выбраны операции, выполняемые на станках с программным управлением, агрегатных и револьверных станках с такими толщинами среза (подачами), при которых приблизительно соблюдается условие  $E_n = E_3$ .

Таблица 4.9

Результаты стойкостных испытаний инструментов в производственных условиях

Инструмент	Марка материала инструмента	Материал детали	Режим резания		Стойкость $T(0,5)$ шт.дет.		Коэффициент увеличения стойкости $K = \frac{T_u(0,5)}{T_o(0,5)}$
			$v$ , м/с	$S_z \cdot 10^3$ , м/зуб	обычное резание $T_o(0,5)$	инструмент изолит. $T_u(0,5)$	
Сверла спиральные, $\varnothing 9,5$ ; Метчики М12 х 1 Сверла ружейные, $\varnothing 8,0$	P18	ЭИ696 А	0,25	0,05	27	42	1,56
	P18	Ст 45	0,28	0,25	1000	1500	1,50
	T15K6	Ст 45	0,75	0,05	79	112	1,42



Фрезы конце- вые, Ø15,8 Фрезы конце- вые, Ø60 Фрезы конце- вые, Ø 60,2 Фрезы конце- вые, Ø54,0 Резцы подрез ные	P6M5	40XНМА (HRC= 30-35)	0,17	0,08	31	46	1,48
	P9	40XНМА	0,28	0,11	333	538	1,62
	P9K5	40XНМА	0,28	0,11	276	546	1,97
	T15K6	40XНМА	1,02	0,04	344	440	1,28
	T15K6	У8А	0,66 (t=4 мм)	0,15	41	66	1,62

В табл.4.9 приведены условия и результаты испытаний инструментов в производственных условиях, а на рис.4.24 в качестве примера – характеристики надежности концевых фрез диаметром 15,8 мм из стали P6M5 при обработке деталей из закаленной стали 40XНМА. Полученные результаты подтверждают ожидаемое увеличение стойкости инструментов при их изоляции на основе теоретических предпосылок не только качественно, но и количественно.

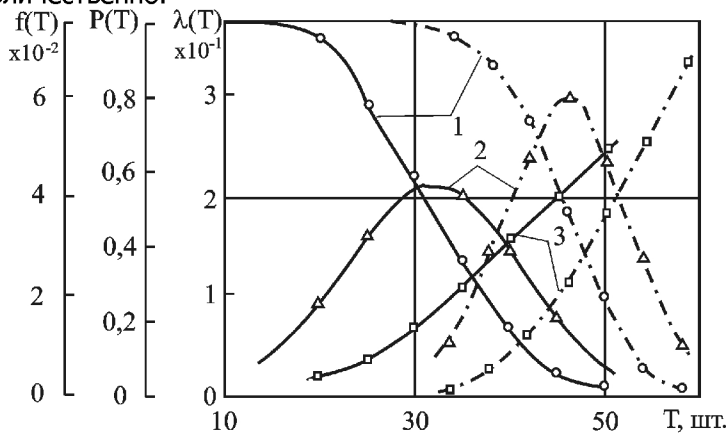


Рис.4.24. Характеристики надежности концевых фрез диаметром 15,8 мм из быстрорежущей стали P6M5 ( $v=1,17$  м/с,  $S_2=0,08 \cdot 10^{-3}$ )



м/зуб); обрабатываемый материал – 40ХНМА (HRC= 30-35): 1 – функции надежности  $P(T)$ ; 2 – плотность вероятностей безотказной работы  $f(T)$ ; 3 – интенсивность отказов  $\lambda(T)$ ; сплошные линии - обычное резание, пунктирные - инструмент изолирован

Коэффициент увеличения стойкости инструмента при его изоляции не превышает двух, что по порядку величины согласуется с коэффициентом снижения интенсивности изнашивания для аналогичных случаев в условиях трения. Как и при трении, наибольший эффект при изоляции достигается на инструментах из быстрорежущих сталей, на что мы уже обращали внимание. Аналогичные результаты были получены нами применительно к процессу сверления [3, 191, 195, 199, 208].

#### **4.4.5. Дополнительные экспериментальные данные, подтверждающие влияние трибоэлектрического тока на износ через эффект Томсона**

Различные точки зрения на физическую природу воздействия трибоэлектрических токов на износ при трении основаны, в основном, на учете достаточно высоких температур в зоне контакта. Действительно, теряют смысл рассуждения о вкладе термоэлектрических токов в интенсификацию окислительного и диффузионного видов изнашивания, если температуры контакта недостаточны для обеспечения термодинамических предпосылок реализации этих процессов в условиях трения. Такие условия имеют место, например, при трении и механической обработке цветных металлов и сплавов, в частности, медных.

Автором совместно с В.Г.Солоненко проведены исследования [193, 194, 218, 236] стойкости метчиков и плашек при образовании резьб в деталях сантехарматуры, изготавливаемых из латуни ЛС59-1Л, в обычных условиях и с использованием оправок с конструктивным элементом из изолятора. В производственных условиях Ростовского-на-Дону ОАО "Сантехарматура" были испытаны на агрегатных станках метчики разных размеров из У12А, 9ХС, Р18 и ВК8 и установлено, что разрывом цепи термоэлектрического тока достигается максимум 2-кратное увеличение стойкости метчиков.

Износ метчиков даже на максимальных скоростях резания  $v = 0,59$  м/с протекает при средних температурах в зоне резания не более  $200^{\circ}\text{C}$  и в типичных условиях фрикционного латунирования, сопровождающегося переносом тончайших пленок обраба-



тываемого материала на контактные поверхности инструмента [194]. При этом налипы в процессе изнашивания способствуют образованию вырывов с поверхности инструмента (адгезионный вид износа). Эти явления хотя и остаточно сохраняются в условиях работы изолированным инструментом, но шероховатость контактных поверхностей метчиков снижается. При разрыве цепи термотока улучшаются показатели шероховатости поверхности резьбовых отверстий: примерно на один класс уменьшается величина  $R_z$  (15...25 мкм против 19...35 мкм при обычном резании). Полученные результаты удовлетворительно могут быть объяснимы с точки зрения развиваемой автором концепции теплового воздействия термотоков через эффект Томсона. Действительно, для пары «быстрорежущая сталь – латунь» (см. табл.4.7) в диапазоне температур 145...275<sup>0</sup>С термоток будет дополнительно нагревать и заднюю поверхность метчика, и деталь (см. табл.4.7, гр.3 и 4), и даже незначительного снижения поверхностной температуры в условиях работы с разрывом цепи термотока и увеличения  $gradT$  оказывается достаточным для «смещения» температурного режима пары трения влево от зоны максимального проявления адгезионных процессов.

До сих пор не получили убедительного физического обоснования экспериментальные факты увеличения эффекта стойкости инструмента, работающего с разорванной цепью термотока, с увеличением скорости резания. Впервые на это обратил внимание В.А. Бобровский [38], а затем А.В. Степаненко [241]. В работе [241] для условий точения стали 30ХГСА резцами Т15К6 ( $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,1 \cdot 10^{-3}$  м/об) показано, что в диапазоне скоростей  $v=0,17...1,7$  м/с коэффициент увеличения стойкости  $K=(1,6...1,7)$ ; при  $v=6,7$  м/с зафиксировано снижение  $K$  до 1,3 и дальнейший рост этого показателя (до 1,5) с повышением скорости до 8,3 м/с. Немонотонность зависимости  $K = f(v)$  автор [241] не обосновывает, ограничившись общими рассуждениями о влиянии на коэффициент стойкости физико-механических свойств обрабатываемого материала и других условий резания. Эти результаты, с нашей точки зрения, прокомментировать затруднительно из-за отсутствия данных по тепловому режиму; ориентировочно температура в зоне резания при  $v = 6,7$  м/с составляет около 1000<sup>0</sup>С, при которой, по нашим данным, для сплава Т15К6 коэффициент Томсона имеет максимальную величину (+ 25 мкВ/<sup>0</sup>С), и нагревающий эффект от тепла Томсона, и значения  $K$  должны быть наибольшими.

В.А. Бобровский [38. С.154] для подтверждения выдвинутой им гипотезы электродиффузионного износа сравнил коэф-





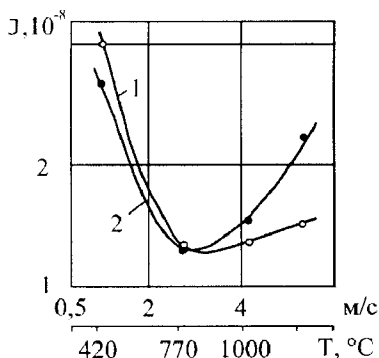
коэффициенты увеличения стойкости 4-гранных пластин BK8 при точении стали 45 ( $t=1\cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,11\cdot 10^{-3}$  м/об) в двух диапазонах скоростей:  $v_1=0,3...0,38$  м/с ( $v_{1cp}=0,34$  м/с), когда преобладал адгезионный вид износа, и  $v_2=1,65...1,78$  м/с ( $v_{2cp}=1,72$  м/с), когда превалировал диффузионный износ. Так как скорость резания изменялась ступенчато, то В.А. Бобровский при изоляции реза получил коэффициент увеличения стойкости для  $v_1$ , равный  $0,92...1,37$  ( $K_{cp}=1,08$ ), а при  $v_2 = 1,31...3,35$  ( $K_{cp} = 1,87$ ). Эти результаты дали ему основание утверждать, что термоэлектрический ток является стимулятором диффузионных процессов.

Однако результаты этих опытов допускают другую интерпретацию, если анализировать их с помощью данных, полученных нами, о тепловом действии термоотоков через эффект Томсона. Измеренные нами средние температуры резания (для условий опытов В.А. Бобровского) для  $v_{1cp}$  и  $v_{2cp}$  соответственно равны  $360^{\circ}\text{C}$  (8мВ) и  $550^{\circ}\text{C}$  (11,9мВ). Режим резания:  $v_{2cp}=1,72$  м/с,  $S=0,11\cdot 10^{-3}$  м/об и  $t=1\cdot 10^{-3}$  м соответствует условиям, когда  $T_n \approx T_3$  ( $E_n \approx E_3$ ) (см. рис.4.21,6, кривые 3 и 4). Работая со скоростью  $v_{1cp}=0,34$  м/с и  $S=0,11\cdot 10^{-3}$  м/об, В.А. Бобровский обеспечил такой температурный режим в зоне резания, когда  $T_3 > T_n$  ( $E_3 > E_n$ ), и поэтому от изоляции инструмента получил отрицательный результат, так как сохранилась внутренняя цепь термотока.

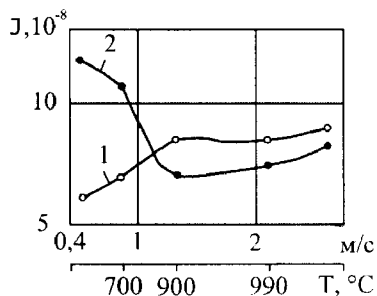
Для скорости резания  $v_{2cp}=1,72$  м/с в опытах Бобровского термоток дополнительно нагревает контактные поверхности реза (см. табл.4.7, гр.3), причем именно при этой температуре ( $550^{\circ}$ ) мощность объемного источника тепла Томсона максимальна, так как  $\tau_{BK8} = \tau_{max} = 10$  мкВ/град (см. рис.4.2, кривая 4). Эффект от разрыва цепи термотока в этом случае должен быть наибольшим, что и зафиксировал в своих опытах В.А. Бобровский.

В заключение приведем собственные экспериментальные данные по интенсивности изнашивания твердых сплавов в условиях трения и резания для разных условий протекания токов через контакт, когда скорость резания изменялась в широких пределах.

Эксперименты по точению (рис.4.25) проводили таким образом, чтобы исключить неизбежные колебания сопротивления станка на разных частотах вращения шпинделя в условиях замкнутой цепи термотока. Для этого в первой серии опытов изолировались деталь и державка реза от массы станка, а во второй – замыкались медными шинами цепи "резец-суппорт" и "деталь-токосъемник-задняя бабка".



а)



б)

Рис. 4.25. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания твердосплавных резцовых пластин: а - Т15К6-Ст 20Х ( $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об); б - ВК8-ВТ3-1 ( $t = 0,25 \cdot 10^{-3}$  м,  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об): 1 – инструмент и деталь изолированы; 2 – резец (через резцедержатель) и деталь (через токосъемник и заднюю бабку) замкнуты на массу станка

Для пары Т15К6 – Ст20Х (см. рис.4.25,а) интенсивность изнашивания  $J$  снижается при работе изолированным инструментом лишь в зоне скоростей (температур) резания более 2,6 м/с ( $T = 770^\circ\text{C}$ ), а при  $v < 2,6$  м/с растет, что находится в полном соответствии с различным тепловым действием термотока для сплава Т15К6 в диапазонах температур 710...940 $^\circ\text{C}$  и 360...710 $^\circ\text{C}$  (см. табл.4.1 и 4.7).

Аналогичную, но более четкую разницу в интенсивностях изнашивания резцов обнаружили при точении сплавом ВК8 титанового сплава ВТ3-1 (см. рис.4.25,б). Наибольший эффект от разрыва цепи термотока оказался при  $v = 0,5$  м/с ( $T = 550^\circ\text{C}$ ), когда  $\tau_{\text{ВК8}}$  имеет максимальное значение (см. рис.4.2); интенсивности изнашивания  $J$

одинаковы (см. рис.4.25, б, кривые 1 и 2 пересекаются) при  $v \sim 1,16$  м/с ( $T \sim 820...840^\circ\text{C}$ ), что полностью отвечает температуре, при которой у ВК8 коэффициент Томсона равен нулю (см. рис.4.2). С увеличением скорости резания и температуры более 835 $^\circ\text{C}$  разрыв цепи термотока не эффективен вообще, так как при этих температурах для пары ВК8-ВТ3-1 термоток способствует дополнительному охлаждению задней поверхности.

Таким образом, представленные данные указывают на то, что снижение интенсивности изнашивания инструментальных материалов при трении и в условиях контактного взаимодействия в



процессе обработки металлов резанием, если разрывается изоляцией электрическая цепь термотока, связано с изменением теплового состояния инструментального материала, обусловленного охлаждающим действием объемных источников тепла Томсона. Необходимо обратить здесь внимание на доминирующее влияние температуры, которая для конкретной ситуации определяет величину и знак коэффициента Томсона и количественный вклад эффекта в изменение теплового режима изнашиваемого материала. В этой связи логическое объяснение получает и обнаруженный С.Н. Постниковым [177], [285. С.35-48] факт ощутимого влияния электроизоляции на стойкость быстрорежущих сверл при обработке титановых сплавов, объясняемый им типом проводимости и термоэлектрическими свойствами этих сплавов. В действительности же для пары «быстрорежущая сталь – титановый сплав» естественный триботок во всем диапазоне температур 180...600<sup>o</sup>C (см. табл. 4.7) из-за тепла Томсона дополнительно нагревает быстрорежущую сталь.



## 4.5 Механизм влияния трибоэлектрического тока через эффект Томсона на интенсивность изнашивания инструментального материала

Раскрытие механизма влияния трибоэлектрического тока через эффект Томсона на тепловое состояние контактируемых тел в условиях трения и резания - температуру контакта, величину температурного градиента по нормали к поверхности трения, зону прогрева материала до высоких температур заставляет по-иному взглянуть на кинетику процессов, инициируемых высокой температурой.

При работе на форсированных режимах резания твердосплавные инструменты подвергаются диффузионному износу. В результате диффузионных процессов на контактных площадках образуются сложные карбиды железа с вольфрамом, интерметаллиды, окислы составляющих структуры твердого сплава и обрабатываемого материала [144, 198].

Для протекания диффузии на контактных поверхностях твердосплавных резцов существуют определенные условия:

- высокие локальные температуры контакта;

- наличие градиентов концентрации, химического и электрического потенциала;

- гетерогенность структуры твердых сплавов (наличие границ между фазами и зернами);

- высокая степень искажения кристаллических решеток на границе раздела контактируемых поверхностей и скопление дефектов способствуют диффузии компонентов твердого сплава в сталь и обратно. При сравнительно низких температурах (400...500<sup>0</sup>C) имеет место гетерогенная диффузия с преобладанием переноса, по-видимому, по границам зерен.

Процессы диффузии на передних и задних поверхностях твердосплавных пластин можно представить протекающими по следующей схеме [196].

В начальный момент резания за счет сил на контактных поверхностях твердого сплава откладываются частицы обрабатываемой стали в виде пленок, заполняющих прежде всего микровадины исходных шероховатостей твердого сплава [198]. Этому процессу способствует и пластическая деформация гребешков. В дальнейшем, в результате деформационного и температурного возбуждений микрообъема твердого сплава, заполненного



материалом обрабатываемой детали, происходит взаимная диффузия компонентов твердого сплава и стали. При этом время для образования за счет гетеродиффузии переходного слоя увеличивается, и материковые слои твердого сплава успевают разупрочниться. При высоких температурах в зоне резания ( $800...1000^{\circ}\text{C}$ ) скорость диффузионных процессов резко увеличивается, и образование диффузионных слоев происходит при этом по механизму реакционной диффузии.

Электрический ток, циркулирующий между контактными поверхностями инструмента при резании, в определенных условиях резания стимулирует процесс диффузии. При этом на ионы компонентов твердого сплава, кроме сил, обусловленных градиентами концентрации, действует градиент электрического потенциала. Постоянный электрический ток увеличивает перенос массы вещества в том случае, если направление тока совпадает с направлением потока диффузии компонентов и наоборот, при встречном направлении электропереноса и диффузии - препятствует развитию процесса. Естественно, прямое наблюдение и измерение диффузии в условиях трения и резания невозможно из-за специфики контакта. Изучение после трения (резания) продуктов взаимодействия твердого сплава с обрабатываемым материалом, образовавшихся на твердом сплаве, и их химического состава в первом приближении может дать информацию, прежде всего, о преимущественном направлении диффузионных потоков. Для этого нами были использованы различные физические методы: микротермоЭДС; микрорентгеноспектрального анализа; ретроной и эмиссионной электронной микроскопии [201].

Пластины из твердых сплавов BK8 и T15K6 истирали о контрвалы из сталей 1X18H9T и 40X соответственно; номинальная удельная нагрузка изменялась от 30 до 160 МПа, а скорость трения - от 0,17 до 1,17 м/с. После трения изнашиваемые поверхности изучались на специальной установке (рис.4.26), основу которой составляет нагреваемый до  $100^{\circ}\text{C}$  микропечью 6 вольфрамовый стержень 5. Последний свободно перемещался в вертикальном направлении, и грузом 4 (200 Н) создавалось постоянное усилие прижима стержня к испытываемому образцу 1. Трасирование изношенной поверхности относительно стержня осуществлялось микровинтом столика 2, и через каждые 0,05 мин измерялась термоЭДС между острием стержня и участком изношенной поверхности твердого сплава. Измерив дифференциаль-



ную ТЭДС  $e_{x,w}$ , и, зная  $e_w$ , по правилу аддитивности вычислили абсолютную термоЭДС неизвестной фазы ( $e_x = e_{x/w} + e_w$ ), где  $e_x$  - абсолютная ТЭДС неизвестной фазы. Предварительно нашли значение  $e_x$ : для компонентов твердых сплавов WC и Co, сталей 1X18H9T, 40X; сплава BK8 в нормальном состоянии и окисленного нагреванием до температур 400<sup>0</sup>C и 1000<sup>0</sup>C; сложного карбида Fe<sub>3</sub>W<sub>3</sub>C. На график наносили профилограммы изношенных поверхностей и измеренные значения диапазона рассеивания  $e_x$  каждой фазы в виде ограничивающих линий.

На рис.4.27 в качестве примера показана кривая изменения микроТЭДС по длине площадки контакта. Установлено, что при сравнительно небольших удельных давлениях поверхности контакта защищены от износа налипшим слоем, сосредоточенным в центре и на выходе из контакта, причем налипы состоят из частиц материала контртела (сталь 1X18H9T или 40X). С увеличением давления налипший слой сохраняется в виде островков, появляются скопления окислов железа, вольфрама и сложные карбиды типа (FeW)<sub>m</sub>C<sub>n</sub>. Электрическая изоляция пластин не изменяет ни количественных показателей износа, ни закономерностей их изменения от давления и скорости трения, так как при этих условиях трения сохраняется и внутренняя цепь триботока [209].

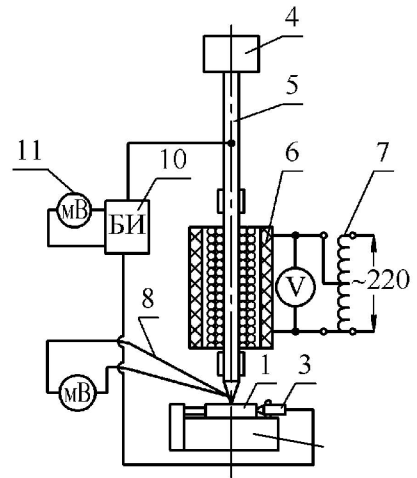


Рис. 4.26. Схема установки для изучения изношенных поверхностей твердосплавных пластин методом микроТЭДС

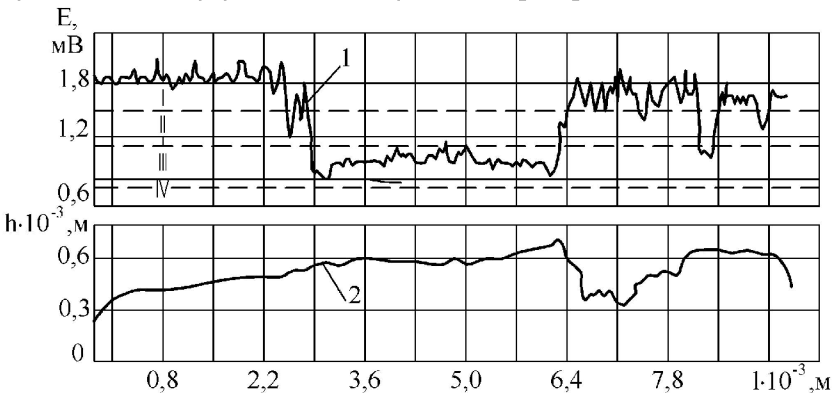




Рис.4.27. Изменение микроТЭДС по длине контакта (кривая 1) и профилограмма поверхности (кривая 2) твердого сплава ВК8 после трения по стали 1Х18Н9Т ( $v = 0,67$  м/с,  $p = 31$  МПа); зона I – WC (ВК8); П – окислы W; Ш – сталь 1Х18Н9Т, IV – окислы Fe

Так как в условиях резания изоляция инструмента как средство повышения стойкости эффективно может быть реализована при работе с оптимальными толщинами среза (подачами), изучали изменение фазового состава соединений на передних и задних поверхностях резцов из ВК8, применяя микрорентгеноспектральный и дифракционный анализы этих поверхностей, после резания в обычных условиях и изолированным инструментом. Точение стали 1Х18Н9Т проводили на режимах резания, как и в табл. 4.7 ( $v = 2,57$  м/с,  $t = 1 \cdot 10^{-3}$  м/об), но с разными подачами (от  $0,11 \cdot 10^{-3}$  до  $0,53 \cdot 10^{-3}$  м/об), в том числе близкой к оптимальной, для которой  $T_{II} > T_3 (E_{II} > E_3)$ . В дополнительной серии экспериментов через зону резания пропускали постоянный электрический ток разного направления силой  $\pm 8$  А [201]. Во всех случаях резания на контактных площадках резцов образовались продукты реакционной диффузии типа сложных карбидов ( $Fe_3W)_m C_n$ ), причем связь между количеством этой фазы и токовым режимом в зоне контакта обнаружить не удалось. Другими словами, использованный в наших опытах рентгеновский метод оценки фазового состава в тончайших поверхностных слоях

(до  $50 \text{ \AA}$ ) не позволяет однозначно утверждать, что трибоэлектрический ток существенно влияет на кинетику диффузионных процессов при резании твердосплавным инструментом.

Окислительные процессы в случае работы изолированным инструментом на оптимальной подаче тормозятся: и на передней, и на задней поверхностях отсутствуют окислы вольфрама  $WO_2$  и  $WO_3$ . Эти результаты согласуются с ранее опубликованными нашими данными [191, 208]. Если подача выше оптимальной ( $S = 0,52 \cdot 10^{-3}$  м/об), в различных условиях резания разницы в фазовом составе обнаружено не было. Отсутствующие окислы вольфрама на задней поверхности, по-видимому, удалены с фаски износа, так как их скопление наблюдалось уже на нерабочем участке задней поверхности.

В связи с рассматриваемым вопросом исследовали перенос частиц инструментального материала на сопряженные поверхности стружки и обрабатываемой детали. Если допустить, что некоторая доля этих частиц «размазывается» в виде пленки или внедряется в микрообъемы поверхностных слоев стружки и детали, то, «отыскивая» с помощью микроанализатора в этих частицах элементы структуры инструментального материала и опреде-



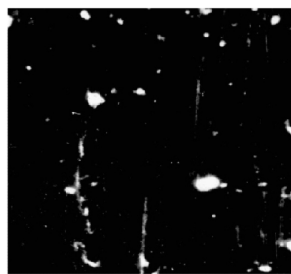
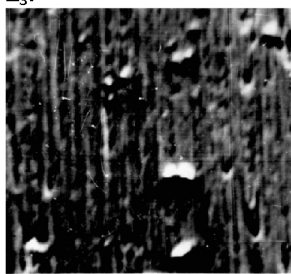
для плотность распределения их по площади и длине, ориентировочно можно судить об интенсивности процесса переноса. Обнаружить продукты износа на наружной поверхности стружки из-за ее шероховатости не удалось (теневые эффекты). Зато микро-рентгеноструктурный анализ нижних (надрезцовых) участков стружки показал не только наличие на ней частиц инструментального материала, но и разницу в их распределении по поверхности стружки в зависимости от токового режима в зоне резания.

При точении стали 1Х18Н9Т резцами ВК8 с постоянной глубиной резания  $t = 1 \cdot 10^{-3}$  м были выбраны два режима резания:

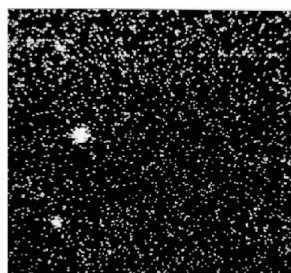
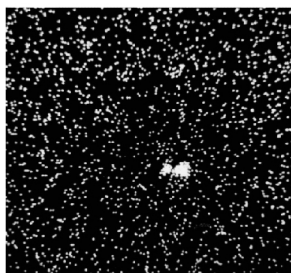
$v = 2,7$  м/с,  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об, соответствующий условиям,

когда  $T_n \sim T_3$  ( $E_n \sim E_3$ );

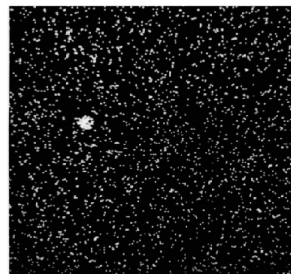
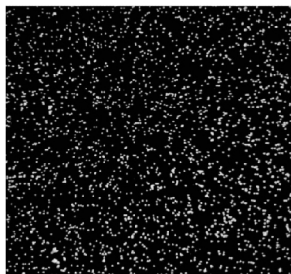
$v = 1,22$  м/с,  $S = 0,21 \cdot 10^{-3}$  м, при котором соблюдается условие  $E_n > E_3$ .



а)



б)



в)

I

II





Рис.4.28. Снимки в поглощенных электронах (а) и в характеристическом излучении  $W_{L\alpha}$  (б) и  $Co_{L\alpha}$  (в) нижних сторон стружек из стали 1X18H9T после точения резцами ВК8 ( $v=2,7\text{ м/с}$ ,  $t=1 \cdot 10^{-3}\text{ м}$ ,  $S=0,11 \cdot 10^{-3}\text{ м/об.}$ ): I – I=+8А; II – обычное резание; увеличение  $\times 1200$ , съемка на микроанализаторе JXA-3А

Температуры резания соответственно равнялись  $810^{\circ}\text{C}$  и  $700^{\circ}\text{C}$ . Для пары ВК8 – 1X18H9T в диапазоне температур  $630...840^{\circ}\text{C}$  при  $E_{\text{п}}=E_{\text{з}}$  естественный триботок и отрицательный ток от постороннего источника из-за действия объемных источников тепла Томсона дополнительно будут нагревать контактные поверхности резца и стружку, а изоляция и пропускание через зону контакта противотока (+) – охлаждать их (см. табл.4.7). В первом случае, как уже неоднократно показывалось выше, увеличится зона прогрева твердого сплава до высоких температур с одновременным снижением  $\text{градT}$ . Рост накопления тепловой энтропии в макрообъеме вызовет увеличенный износ сплава. При противотоке в тонких слоях инструмента начнет действовать охлаждающий объемный источник тепла Томсона, что приведет к росту  $\text{градT}$  и снижению накопления энтропии, ответственной за износ. Рис.4.28 подтверждает сказанное: противоток +8А снижает интенсивность изнашивания передней поверхности; на стружке обнаружены единичные зерна WC (см. рис.4.28, фрагмент 1,б), и отсутствуют частицы кобальта. Поверхность стружки (см. рис.4.28, фрагмент 1,а) в этом случае не имеет следов царапин. Напротив, в обычных условиях резания (см. рис.4.28, фрагмент П) наблюдаются глубокие (5-10 мкм) борозды, "пропаханные" перенесенными на стружку зернами WC вместе с связующей фазой кобальтом (светлое пятно, см. рис.4.28, фрагмент П,в).

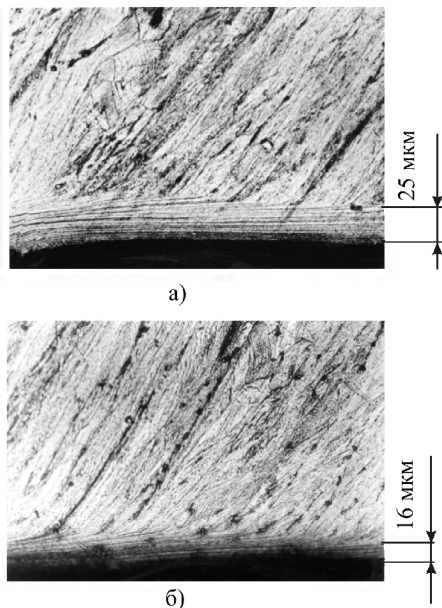


Рис.4.29 Микрошлифы стружек в продольном сечении, полученных при точении сталей 1Х18Н9Т резцами ВК8 ( $v=2,7$  м/с,  $S=0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t=1 \cdot 10^{-3}$  м): а –  $I=-8A$ , б –  $I=+8A$ ; увеличение  $\times 400$

Логично предположить, что действие в тонких приконтактных слоях стружки объемных источников Томсона теплопоглощения или тепловыделения изменит размер пластически деформированной зоны в стружке: источник тепловыделения должен увеличить размер этой зоны. Для режима резания, на котором получены данные рис.4.28, были

готовлены продольные микрошлифы стружек (рис.4.29), показывающие, что противоток +8А снижает глубину

деформированной зоны  $h$  в стружке до 16 мкм (против 25 мкм при токе – 8А). Для обычных условий резания размер  $h$  на стружках имеет промежуточное значение  $h = 20$  мкм.

Уменьшение скорости и увеличение подачи ( $v=1,22$  м/с,  $S=0,21 \cdot 10^{-3}$  м/об) для пары ВК8-1Х18Н9Т изменяют тепловое состояние контактной зоны так, что  $T_n > T_3$  ( $E_n > E_3$ ). В этих условиях триботок и ток одинакового с ним отрицательного направления от постороннего источника через эффект Томсона дополнительно будут охлаждать и переднюю поверхность, и нижнюю сторону стружки, а изоляция и противоток – нагревать их. В первом случае следует ожидать уменьшения переноса материала твердого сплава и зоны деформации стружки.

На рис.4.30, полученного с помощью анализатора фаз АМQ, видно, что изоляция и противоток + 8А (фрагменты а и в) способствуют увеличению интенсивности процесса переноса час-



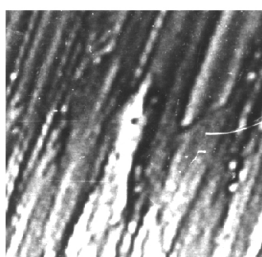
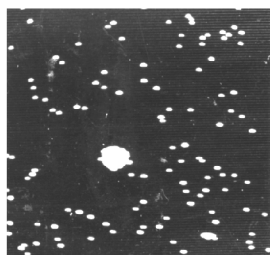
тиц твердого сплава на стружку, и этот процесс сопровождается «пропахиванием» более мягкой поверхности стружки. Наиболее благоприятным для снижения переноса является отрицательный ток – 8 А от постороннего источника (см. рис.4.30,б). Косвенным подтверждением охлаждающего действия триботока и отрицательного тока от постороннего источника для этого режима может служить меньшая глубина пластически деформированной зоны стружки.

Если использовать в качестве режущего материала при резании стали 1Х18Н9Т быстрорежущую сталь, полярность триботока для которой будет обратна твердому сплаву, и работать на режимах резания, когда  $T_n > T_z$  ( $E_n > E_z$ ), то естественный триботок, а также ток положительного направления дополнительно будут нагревать и стружку, и переднюю поверхность. В этом случае ее износ и перенос на стружку частиц инструментального материала должен быть выше. Изучение нижних поверхностей стружек с помощью АМQ (рис.4.31) подтверждает и это предположение. Отрицательный триботок (см. рис.4.31,в) из-за охлаждения от эффекта Томсона передней поверхности способствует снижению интенсивности переноса инструментального материала.

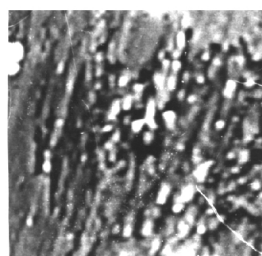
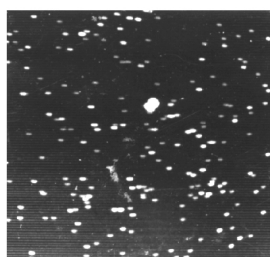
Таким образом, термодинамически обратимый процесс превращения "тепловая энергия - электрическая энергия - тепловая энергия" в эффекте Томсона применительно к изнашиванию инструментальных материалов в условиях трения и резания получил теоретическое обоснование и экспериментальное подтверждение нашими многочисленными данными.



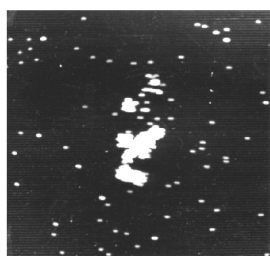
а)



б)



в)



I

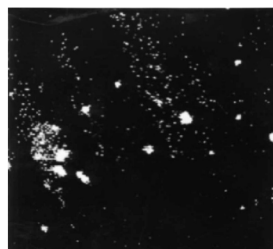
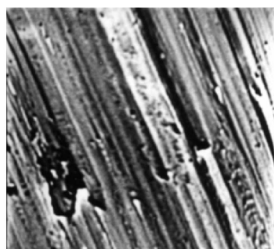
II

Рис. 4.30. Снимки в поглощенных электронах (I) и в излучении  $W_{L\alpha}$  (II) нижних сторон стружек из стали 1X18H9T после точения резцами BK8 ( $v=1,22$  м/с,  $t=1 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,21 \cdot 10^{-3}$  м/об.): а - резец изолирован; б -  $I=-8A$ ; в -  $I=+8A$ ; съемка с помощью AMQ, размер снимка 100x100мкм

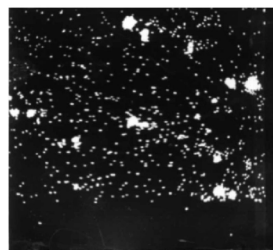
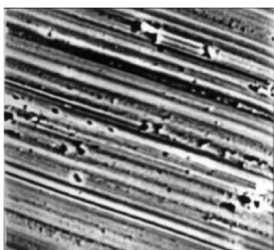
В зависимости от температурного режима в зоне трения (резания), от сочетания пар «инструментальный – обрабатываемый материал», знака коэффициентов Томсона у материалов пары трения трибоэлектрический ток может дополнительно (через эффект Томсона) или нагревать, или охлаждать микрообъемы ин-



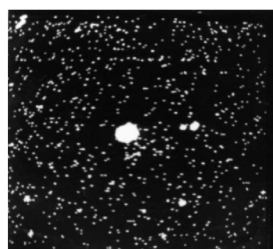
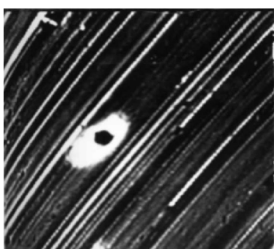
струментального материала, уменьшая или увеличивая  $\text{grad } T$  по нормали к поверхности трения и изменяя накопление тепловой энтропии, способствовать снижению или увеличению интенсивности изнашивания. В этой связи изоляция инструмента как средство снижения интенсивности изнашивания эффективна в ограниченных условиях контактного взаимодействия при трении (см. табл.4.7) и при условии теплового термодинамического равновесия во внутреннем контуре «передняя поверхность – стружка – деталь – задняя поверхность».



а)



б)



в)

I

II  
Рис.4.31. Снимки в поглощенных электронах (I) и в излучении  $W_{L\alpha}$  (II) нижних сторон стружек стали 1X18H9T после резания



резцами из стали P18МФ ( $v=0,78$  м/с,  $S=0,21 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t=1 \cdot 10^{-3}$  м): а - обычное резание; б -  $I=+4A$ ; в -  $I=-4A$ ; съемка с помощью АМQ, размер снимка 100x100 мкм

Первопричиной физического влияния триботока на интенсивность изнашивания инструмента является эффект Томсона, проявляющийся в условиях интенсивного тепловыделения при изнашивании инструментальных материалов. Диффузионные и окислительные процессы, протекающие в обычных условиях, ускоряются (тормозятся) естественным триботоком, так как через эффект Томсона способствует выделению (поглощению) дополнительного количества тепла в микрообъеме изнашиваемого инструментального материала.

В качестве заключения к главе ответим на ряд вопросов, касающихся эффективности разрыва цепи электроизоляции одного из элементов пары трения. Эти ответы фактически есть косвенные подтверждения универсальности влияния теплового эффекта Томсона на износ при трении и резании.

1. Большая эффективность разрыва цепи триботока для быстрорежущего инструмента, чем твердосплавного (снижение интенсивности износа соответственно в 2,5 и 1,6 раза), обусловлена большими значениями у быстрорежущих сталей коэффициентов Томсона, а значит, и мощностей объемных источников тепла Томсона.

2. В благоприятных (с точки зрения режимов) условиях резания разрыв цепи трибоэлектрического тока дает одинаковый положительный эффект в снижении износа для твердосплавного и быстрорежущего инструментов, хотя направления триботоков для этих групп инструментальных материалов разные. Такие экспериментальные факты могут быть убедительно объяснимы только с позиций концепции теплового влияния триботоков через эффект Томсона.

3. Эффективность разрыва цепи триботока при резании выше на операциях с малыми сечениями среза из-за того, что в диапазоне критических подач (толщин среза) устраняются внутренняя электрическая цепь триботока и при малых износах задних поверхностей инструмента перепады температур (ЭДС) по длине контакта.

4. Отсутствие эффекта повышения стойкости от разрыва цепи триботока при резании объясняется действием тепловых источников Томсона, что убедительно доказано нами в разделе



#### 4.4.3.

5. Введение в зону трения (резания) токов разных направлений может обеспечивать снижение износа только при условии охлаждающего действия источников тепла Томсона на контактных площадках инструмента.

6. Разная эффективность в снижении износа разрывом цепи триботокков в широком диапазоне скоростей (температур) резания обусловлена температурной зависимостью коэффициентов Томсона и инструментальных, и обрабатываемых материалов, мощностью соответствующих источников и их тепловым действием – нагревающим.

Если рассматривать результаты исследований главы 4 с точки зрения синергетики, следует отметить, что трибоэлектрические процессы являются "внутренним" источником самоорганизации, проявляющимся в энергетическом воздействии объемных источников тепла Томсона на процесс трения и износа. Разная мощность этих источников в телах пары трения и в условиях резания определяется температурной зависимостью коэффициентов Томсона, инверсией знака при  $\tau$ , наличием экстремумов в зависимости  $\tau = f(T)$ , т.е. наличием точек бифуркаций исходных данных -  $\tau$  и  $q_{\tau}$ ; соответственно имеет точку бифуркации и выходной параметр - интенсивность изнашивания.



## Глава 5. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТРИБОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ ДЛЯ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ТРИБОЛОГИИ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЯ

### 5.1. Связь термоэлектрических характеристик материалов с их свойствами

#### 5.1.1. Общие сведения

Сравнительно давно в практике исследования теплового состояния изнашиваемых тел при трении и резании успешно применяется явление Зеебека, известное как метод естественной термопары с его разновидностями. Серьезные исследования в этом направлении выполнены А.А. Аваковым [1], Т.Н. Лоладзе [144], Г.М. Яковлевым [288], А.Н. Резниковым [187, 188], А.В. Чичинадзе [277] и др. В последнее время появились публикации, где отмечаются особенности естественной термопары "инструмент-деталь" как скользящего, динамического контакта по сравнению с неподвижным спаем обычных термопар [176], показана необходимость корректировки предложенных [272] расчетных зависимостей для определения величины термоЭДС по длине контакта «резец-стружка». С.В. Васильев [45] установил, что измеряемая методом естественной термопары ЭДС состоит из температурной и деформационной составляющих. Деформационная составляющая связана со средней температурой скользящего контакта, поэтому метод естественной термопары в его классическом виде приводит к завышению температуры резания.

Несмотря на эти обстоятельства метод естественной термопары и до настоящего времени используется в условиях трения и резания как надежное средство оценки *средней температуры* в контактной зоне. Задачи оценок температур по длине контакта в заданных точках поверхности и объеме при трении и резании решаются методами «бегущей» термопары [188], искусственных микротермопар, применением тепловизоров [45] и др.

#### 5.1.2. Метод микротермоЭДС

Абсолютная термоЭДС материала определяется поведением системы электронов в металле, зависит от энергии Ферми и является чувствительным индикатором его физико-химических, а значит, и механических свойств. Насколько известно автору, впервые (1946 г.) метод термоЭДС был применен Г.В. Акимовым





[7] для изучения микроструктуры металлов и сплавов путем измерения термоЭДС между структурной составляющей сплава и эталоном при нагреве контакта между ними. Основная идея метода А.Г. Акимова, названного им "методом микроТЭДС", и ее приборная реализация заключались в следующем: стальная острозаточенная игла (диаметр торца около 0,01 мм) нагревалась микропечью до температуры на 45...50<sup>0</sup>С выше комнатной, соприкасалась со структурной составляющей материала на шлифе (увеличение 100-150 раз), а гальванометр, включенный в электрическую цепь "игла-образец", фиксировал термоЭДС между структурной составляющей и стальной иглой\*.

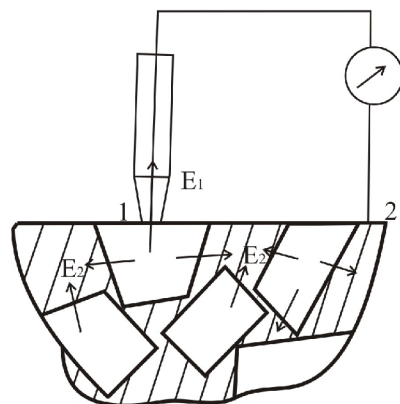


Рис.5.1. Схема измерения термоЭДС между структурной составляющей и эталоном

Физическая основа метода микроЭДС становится понятной из схемы измерения (рис.5.1) относительной термоЭДС между эталонным острием (из W, Cu, Pt или др. металлов) и структурной составляющей исследуемого металлического сплава. Согласно правилу аддитивности электродвижущих сил, независимо от места присоединения точек 1 и 2 к клемме измерительного прибора, последний зафиксирует термоЭДС в точке  $E_1$  между эталоном и фазой (промежуточные ТЭДС  $E_2$ , как имеющие разные знаки и одинаковую величину, попарно сократятся). Г.В. Акимову удалось измерить величину, и знак микроТЭДС структурных составляющих в чугуне, баббите и свинцовистой бронзе, а также меди и свинце. Г.В. Акимов считал, что его метод может оказаться

\* Устройство, разработанное на базе метода микроТЭДС, было использовано нами для качественного анализа продуктов схватывания на передней поверхности резцов (см. рис.4.25)



полезным для решения и других металловедческих задач: состояние металла в напряженных участках; изменения в зернах металла при деформации и др.

Позднее термоэлектрический метод Г.В. Акимова применялся для определения углерода в стали [113]. Установлена линейная зависимость ТЭДС от содержания углерода в стали, а расхождение результатов с традиционным химическим методом не превышала  $\pm 0,01\%$ . В работах [163] и [59] метод микроТЭДС реализован на базе прибора ПМТ-3 для измерения микротвердости и был использован для определения знака термоЭДС отдельных монокристаллов в сплавах Mn-Sb и типа проводимости [163], а также для изучения ликвационной неоднородности в сплавах «германий-кремний» и «висмут-сурьма» по относительной разности значений микроТЭДС, измеряемой в центре и на границах зерен [59]. Метод микроТЭДС оказался приемлемым для изучения обезуглероживания серебрянки из быстрорежущей стали [13], а также процесса  $\alpha \rightarrow \gamma$  превращения хромистых сплавов на основе железа [33]. Показано, что начало и конец этого превращения характеризуются стабилизацией величины ТЭДС с ростом температуры.

В ряде зарубежных публикаций метод микроТЭДС Г.В. Акимова был использован:

- для изучения структурной неоднородности в сталях - феррита, мартенсита и остаточного аустенита [381];
- для оценки параметров аустенитизации легированной стали по величине относительной дифференциальной ЭДС [320];
- для оценки влияния легирующих элементов в стали на величину и знак термоЭДС [306];
- для определения абсолютной и относительной (по отношению к W) термоЭДС различных чистых металлов, сталей и сплавов [334];
- как неразрушающий метод сортировки сталей по маркам и группам [316].

Аналогично применение модернизированного метода микроТЭДС для анализа структур [145], суть которого состоит в дополнительном измерении температуры контакта эталона с изучаемым образцом. Установлена связь между термоЭДС и температурой контактов при изменении содержания углерода от 0,1 до 0,9%, и предложен вариант разбраковки сталей по маркам с одновременным определением химического состава и теплопроводности.

Метод микроТЭДС получил применение и для измерения толщины покрытий [244]. Сущность этого метода заключается в следующем.

При контактном подводе тепла со стороны наружной по-



верхности покрытия по его толщине устанавливается определенная разность температур, зависящая от толщины покрытия, размера площадки подвода тепла и от теплофизических свойств материала подложки и покрытия. Если источник тепла электропроводен, то разность температур по покрытию фиксируется по термоЭДС многозвенной цепи, одно из звеньев которой является само покрытие. Суперпозицией решения задачи теплопроводности в слое покрытия и прохождения тока в многозвенной цепи получили выражение для оценки чувствительности измерительного прибора. Его показание обусловлено коэффициентом термоЭДС пары «покрытие-шуп» и температурой границы "шуп-наружная поверхность покрытия" [244]. Теоретическое обоснование термоэлектрического метода оценки толщины покрытия выполнено А.М. Суворовым [244] и практически без изменений представлено в [319]. В [317] описано устройство, и с его помощью даны результаты измерений толщины электролитических покрытий никеля, меди, кадмия и из медно-никелевых сплавов.

### **5.1.3. Относительная термоЭДС как показатель качества инструментальных материалов**

Пожалуй, впервые в работе [4] было обращено внимание на связь между износом твердосплавных пластин и величиной термоЭДС. Авторы проводили отбор твердосплавных пластин по термоЭДС при кратковременном резании с целью чистоты экспериментов по влиянию изоляции на стойкость и рекомендуют производителям твердосплавных изделий «уделять особое внимание термоэлектрическим свойствам проектируемых для выпуска пластин, учитывая их связь с износостойкостью режущих инструментов» [4. С.76]. Е.П. Ладакина, Г.С. Николаева и Ю.С. Дубров [286. С.93], проводя разбраковку твердосплавных пластин по величине термоЭДС и стойкостные опыты с пластинами, имеющими минимальные и максимальные значения термоЭДС, установили, что «резцы, обладающие в паре с деталью большей термоЭДС, имеют меньшую стойкость и наоборот» [286. С.99].

Ю.Ф. Коваль [105] показал, что износ пластин ВК6М, имеющих термоЭДС  $E=12$  мВ, при резании сплава ХН77ТЮР оказался в 2 раза выше, чем у пластин со значением  $E=11,2$  мВ. Аналогичные данные получены этим автором для сплавов ВК8, Т15К6 и Т30К4: износ режущих пластин (одной марки) с большей термоЭДС всегда был выше, чем с меньшим значением  $E$  и наоборот. Зависимость износостойкости твердосплавных пластин от термоЭДС объясняется различием их физико-механических



свойств.

Исследователи из Волгоградского технического университета [73-75] причину значительного колебания стойкости твердосплавных резцов Т15К10, Т15К6 и ВК8 (рис.5.2) на автоматических линиях (обрабатываемые материалы – Ст45 и 18ХГТ) объясняют, как и в [105], рассеянием величин термоЭДС резцовых пластин (9,1...12,1 мВ) в одной партии и предлагают производить их предварительную сортировку и разбивку по группам термоЭДС, а для увеличения стойкости применять пластины с меньшей термоЭДС.

С.В. Васильев [44] на автоматизированном оборудовании проводил производственные стойкостные испытания твердосплавных пластин Т15К6 и Т15К10, предварительно разбракованных по термоЭДС, при обработке сталей 45, 4Х13 и 20Х и установил взаимосвязь стойкости от величины термоЭДС (рис. 5.3).

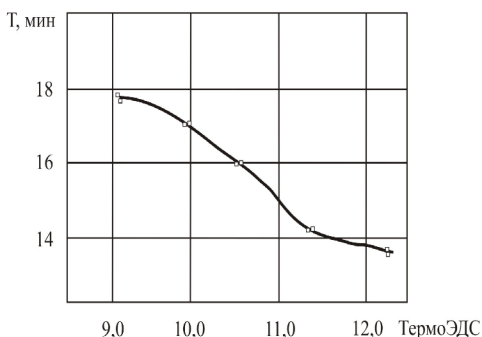


Рис.5.2. Зависимость стойкости резцов из ВК8 от величины термоЭДС [75]; обрабатываемый материал сталь 18ХГТ ( $v=1,5$  м/с,  $t=1,0 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=1,67 \cdot 10^{-3}$  м/с)

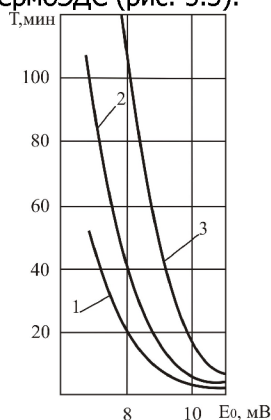


Рис.5.3. Зависимость стойкости пластинок сплава Т5К10 от начальной термоЭДС [44]: 1-  $h=0,1 \cdot 10^{-3}$  м; 2 -  $h=0,15 \cdot 10^{-3}$  м; 3 -  $h=0,3 \cdot 10^{-3}$  м

Следует обратить внимание еще на один аспект взаимосвязи термоэлектрических характеристик инструментальных материалов с показателем их износостойкости. В отличие от предыдущего, когда речь шла о связи величины термоЭДС с износостойкой партией твердых сплавов одной марки, необходимо посмотреть, каким образом связаны показатели стойкости сплавов разных марок, но одной группы, с их термоэлектрическими характеристиками. В опубликованных работах по изучению тепловых явлений при резании твердосплавным инструментом приводятся



тарировочные графики зависимости «термоЭДС – температура» для разных сочетаний «твердый сплав – конструкционный материал». Анализ данных работ [1, 144, 156, 176, 186, 187, 188, 288] и наших исследований [200] показал, что более износостойким маркам твердых сплавов одной группы соответствуют (при одинаковой температуре) меньшие значения термоЭДС, развиваемые в паре с обрабатываемым материалом. С другой стороны, если иметь значение термоЭДС для различных групп обрабатываемых материалов (относительно одного из инструментальных материалов), то линии  $E = f(T)$  располагаются таким образом, что материалы с меньшим значением ТЭДС имеют худшую обрабатываемость и наоборот. Как видно из рис. 5.4, построенного по нашим данным относительно твердого сплава Т5К10, легированные стали 40ХНМА и 30ХГСА имеют меньшие, чем сталь 45, термоЭДС и хуже обрабатываются. Это подтверждается практикой обработки резанием, но требует еще более глубокого осмысления и научно-го обоснования.

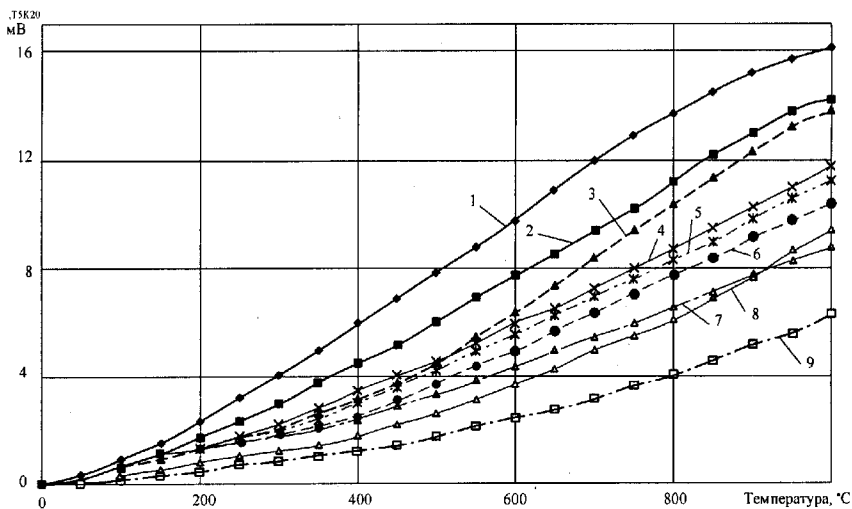


Рис.5.4. ТермоЭДС конструкционных материалов относительно твердого сплава Т5К10: 1 – Ст7; 2 – Ст45; 3 – 40ХНМА; 4 – 30ХГСА; 5 – ЭИ481; 6 – 1Х18Н9Т; 7 – ОТ4; 8 – ЭИ696А; 9 – ВТ3

Термодинамическая теория термоэлектрических явлений в электронных проводниках достаточно разработана и устанавливает не только соотношения между термоэлектрическими эффектами (зависимости 4.1-4.9), но и дает им термодинамическое тол-



кование. Так, абсолютная термоЭДС  $\varepsilon$  есть энтропия движущихся носителей тока – электронов [189]; тепло Пельтье  $\pi = \varepsilon T$  связано с производством энтропии и непостоянством вдоль проводника потока энтропии электронов. Дополнительное тепло Томсона  $\tau = \frac{d\varepsilon}{dT} \cdot T$  определяется накоплением или убылью энергии

из-за неоднородности потока энтропии носителей тока [46].

Отсюда следует, что и производство, и поток, а следовательно, и накопление электронной энтропии в проводнике зависят от величины его абсолютной термоЭДС  $\varepsilon$ . Чем меньше  $\varepsilon$  как энтропия электронов, тем меньше и производство  $d\varepsilon/dT = P[\varepsilon]$ , и даже при постоянном (или нулевом) потоке этой энтропии  $\Phi[\varepsilon]$  ее накопление минимально. При внешнем возмущающем воздействии на систему электронов в таком термодинамическом состоянии она будет более устойчивой к этим воздействиям. При этом предполагается, что два конкурирующих состояния системы электронов в металле (с меньшим и большим значением

$\frac{d}{dT}(\varepsilon)$  или  $(\varepsilon)$  находятся при одинаковой абсолютной температуре. Если в качестве внешних возмущающих воздействий принять входные параметры процесса трения, то металлическое твердое тело, физические свойства которого можно характеризовать упомянутой системой электронов в нем, должно иметь и большую износостойкость. Другими словами, меньше изнашиваться при трении будет тот материал, в том числе и инструментальный, у которого абсолютная термоЭДС минимальна.

Проведенная выше аналогия между накоплением (производством) тепловой энтропии в макрообъемах изнашиваемого тела и аналогичными характеристиками энтропии электронов в металле и связь последних с износом требуют экспериментального подтверждения.

Сравнительные испытания на износостойкость при трении и в условиях резания быстрорежущих сталей проводили на цилиндрических образцах и спиральных сверлах диаметром 13 мм с коническим хвостовиком. Образцы и сверла подвергали термической обработке одновременно; перед началом испытаний их проверяли на твердость и красностойкость [212]. Торцы образцов, подвергаемые истиранию, доводили кругами из эльбора.

Испытания проводили с помощью приспособления (рис.5.5) к токарному станку 1К625, позволяющего измерять износ, термоЭДС и силу трения при различном удельном номинальном давлении и скорости трения. Образец 2, зажимаемый



цангой 4 во втулке 3, имеет возможность перемещаться в корпусе 6 приспособления под действием груза  $Q$ , прикладываемого к рычагу 5. Приспособление снабжалось устройствами для измерения сил трения и термоЭДС, для чего вал 1 изолировали от массы станка. Износ образцов после трения по свежему следу о контрвал из Ст45 через 1000 м пути трения измеряли с помощью индикаторного приспособления, не вынимая образца из втулки 3 [97].

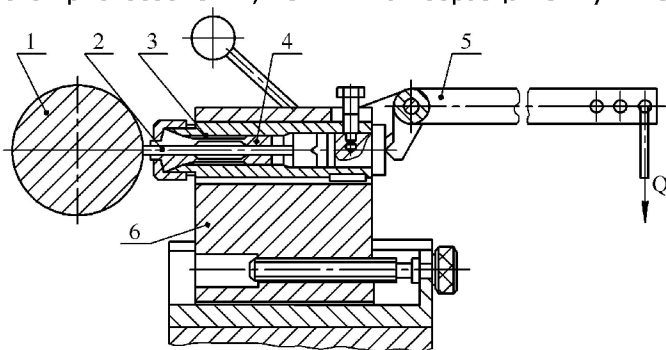




Рис.5.5. Приспособление для изучения износостойкости на токарном станке

Независимо от марки стали обнаружено немонотонное изменение коэффициентов, сил трения и интенсивности изнашивания  $J$  как от номинального удельного давления, так и скорости трения (рис.5.6). Минимальные значения  $J$  соответствуют скоростям трения  $v=0,3...0,6$  м/с. С увеличением скорости более 0,6 м/с износ всех сталей резко возрастает; наблюдается, особенно в области давлений  $p>40$  МПа, немонотонное изменение величин  $J$ .

Интересно проследить закономерность расположения кривых « $J-v$ » для разных сталей, например, в области минимальных износов ( $v\sim 0,3$  м/с) (см. рис.5.6). Как следует из наших данных [212] по измерению температур при трении быстрорежущих сталей, средняя температура в зоне трения находится на уровне 200...300°C. Если сравнить ход кривых  $J$  на рис. 5.6 с изменением абсолютной термоЭДС  $\varepsilon$  для этих сталей от температуры (рис. П.1.6), то увидим, что максимумы значений  $\varepsilon$  соответствуют температурам 200...300°C. Кроме этого, с уменьшением значений  $\varepsilon$  у быстрорежущих сталей уменьшается их износ: самую высокую износостойкость при  $v = 0,3$  м/с имеют стали Р6Ф2К8М5, Р18Ф2К8М3; низкую – Р18 и Р6М5.

Наиболее тесная корреляционная связь между характеристиками физических свойств быстрорежущих сталей (абсолютной термоЭДС, коэффициентом Томсона) и показателями износостойкости обнаружена при изнашивании в условиях резания. Для этого обрабатывали глухие отверстия глубиной 40 мм в стали 45 (НБ = 197) на вертикально-сверлильном станке 2А135 ( $v = 0,36$  м/с,  $S=0,28 \cdot 10^{-3}$  м/об) при обильном охлаждении 5%-ным водным раствором эмульсола; стойкость оценивали числом отверстий, просверленных до износа  $h_3 = 0,54$  мм.

Результаты стойкостных испытаний обрабатывались с использованием элементов теории надежности и математической статистики по разработанной нами методике, применяемой неод-

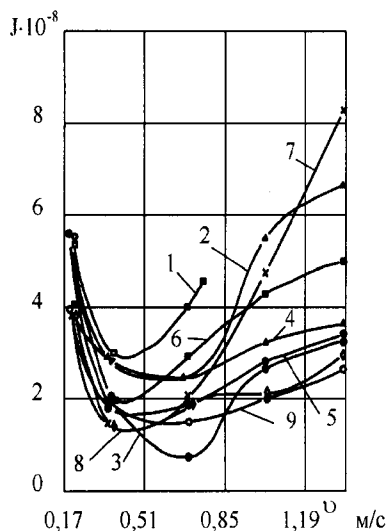


Рис. 5.6. Зависимость интенсивности изнашивания  $J$  быстрорежущих сталей от скорости трения ( $p=30,5$  МПа): 1 - Р6М5; 2 - Р18; 3 - Р9Ф5; 4 - Р6М4Ф4; 5 - Р8М3Ф4; 6 - Р12; 7 - Р12Ф2К8М3; 8 - Р6Ф2К8М5; 9 - Р6М5К5





нократно для сравнительной оценки показателей качества инструмента, новых инструментальных материалов, вариантов процесса резания и др. [91, 153, 193, 212, 217] как в лабораторных, так и в производственных условиях. Необходимость статистического подхода к оценке износа инструментальных материалов и стойкости металлорежущих инструментов (особенно в производственных условиях) вызвана влиянием на стойкость большого числа факторов случайного характера, в результате чего она является переменной случайной величиной.

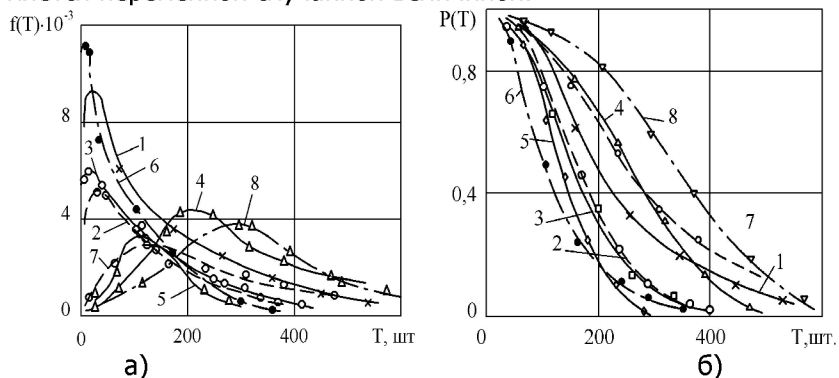


Рис.5.7. Плотности вероятностей стойкости (а) и вероятности безотказной работы (б) сверл диаметром 14,3 мм из разных марок быстрорежущих сталей: 1 – Р6М5; 2 – Р18; 3 – Р9Ф5; 4 – Р6М4Ф4; 5 – Р8М3Ф4; 6 – Р4М4Ф4; 7 – Р12Ф2К8М3; 8 – Р6Ф2К8М5

На рис.5.7 приведены вероятностные характеристики стойкости сверл из разных марок быстрорежущих сталей – плотности вероятностей  $f(T)$  (см. рис.5.7,а) и вероятности безотказной работы (см. рис.5.7,б), а в табл.5.1 – значения гарантийных стойкостей  $T(0,5)$  и  $T(0,9)$  и для сравнения физические характеристики сталей: абсолютная термоЭДС  $\varepsilon$  и коэффициент Томсона  $\tau$ . Последние параметры приняты максимальными из рис.П.1.6.

Таблица 5.1

Показатели стойкости сверл и характеристики быстрорежущих сталей

Марка стали	Стойкость сверл, шт. отверстий		Характеристика сталей	
	$T(0,5)$	$T(0,9)$	$\varepsilon$ , мкВ/ $^{\circ}$ С	$\tau$ , мкВ/ $^{\circ}$ С



P6Φ2K8M5	332	130	4,2	-12,0
P12Φ2K8M	241	90	6,1	-19,0
3	102	68	8,7	-21,0
P4M4Φ4	175	70	10,8	-38,0
P8M3Φ4	145	69	11,5	-36,0
P9Φ5	245	68	13,5	-34,0
P6И4Φ4	178	82	15,0	-18,0
P6M5	144	66	15,2	-34,0
P18				

Если данные табл.5.1 нанести на графики в координатах  $T(P)=f(\varepsilon)$  или  $T(P)=f(\tau)$ , получим удовлетворительное расположение экспериментальных данных на кривой гиперболического типа (рис. 5.8). Отклонение данных для сталей P6M5 и P4M4Φ4 от корреляционной кривой (на 12...16% соответственно) можно объяснить погрешностями в оценках величин  $\varepsilon$  и  $\tau$ .

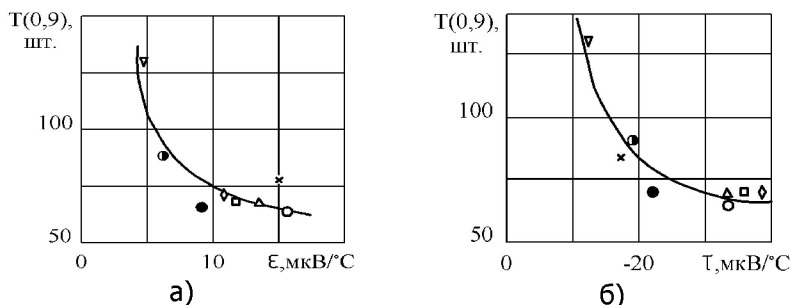


Рис.5.8. Корреляционная связь между стойкостью сверл  $T(0,9)$ , абсолютной термоЭДС (а) и коэффициентом Томсона (б) быстрорежущих сталей: x – P6M5; O – P18,; □ – P9Φ5; Δ – P6M4Φ4; ◇ – P8M3Φ4; ● – P4M4Φ4; O – 12Φ2K8M3; – P6Φ2K8M5

Аналогичная корреляция между стойкостью и термоЭДС получена в стойкостных испытаниях партий сверл диаметром 14,0 мм, изготовленных из сталей P6M5 и 10P6M5, при сверлении отверстий в стали 45 ( $\nu=0,55$  м/с,  $S=0,28 \cdot 10^{-3}$  м/об). По данным замеров относительной термоЭДС E построены кривые рассеивания E, подчиняющиеся нормальному закону (рис.5.9,а). Модальное значение E у сверл из 10P6M5 (0,64 мВ) оказалось на 17,6 % ниже, чем из P6M5 (0,73 мВ), а средние стойкости при  $P(T)=0,5$  – на 17,7% выше:  $T(0,5)_{P6M5}=163$  отверстия;  $T(0,5)_{10P6M5}=198$  отверстий (рис.5.9,б).

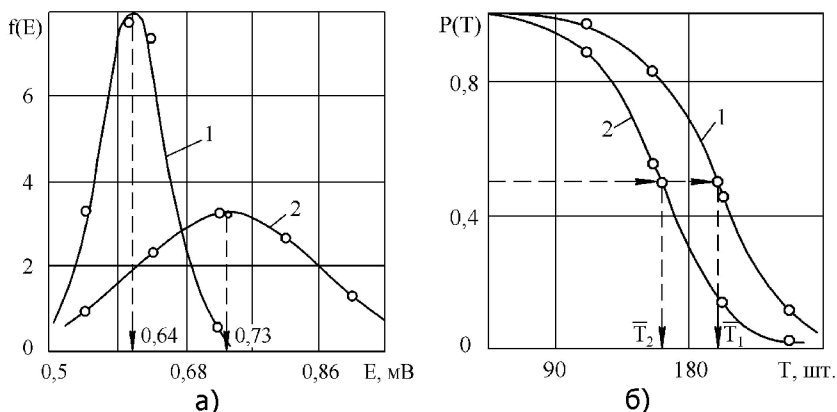


Рис.5.9. Плотность вероятностей относительной термоЭДС (а) и функции надежности (б) спиральных сверл диаметром 14,0 мм из быстрорежущих сталей: 1 – 10P6M5; 2 – P6M5

Большую износостойкость при резании показали другие типы инструментов из стали 10P6M5 по сравнению с P6M5, например, концевые фрезы. В производственных условиях Ростовского вертолетного производственного объединения на агрегатно-фрезерном станке АФ-55 обрабатывали детали из стали 18X2H4BA (HRC 36...39) концевыми фрезами диаметром 22 мм ( $v=0,28$  м/с,  $S_{мин}=1,80 \cdot 10^{-3}$  м/с). Средняя стойкость фрез из стали 10P6M5 оказалась в 1,6 раза выше. Сравнительные испытания этих фрез в лабораторных условия по стали 45 ( $v=1,1$  м/с,  $S_{мин}=6,25 \cdot 10^{-3}$  м/с) показали увеличение их стойкости в 1,3 раза.

Результаты промышленного внедрения инструментов из быстрорежущих сталей различных марок взамен P18 также подтвердили корреляционную связь между стойкостью инструмента и термодинамической характеристикой материала – абсолютной термоЭДС  $\varepsilon$  (или E). В числе других инструментов испытывались на стойкость спиральные сверла  $\varnothing 13,0$  мм при обработке отверстий в стали 35 и чугунах марок СЧ 12-28 и СЧ 18-36 на одношпиндельных токарных автоматах.

Полные результаты статистической обработки проведенных исследований представлены в нашей публикации [153]; стойкость сверл из P6M5 была на 25...43% выше, чем P18. Эти данные соответствуют меньшим значениям абсолютной термоЭДС  $\varepsilon$  для P6M5 при температурах выше 200°C.

В производственных условиях Таганрогского комбайнового завода проводили стойкостные испытания сверл диаметром 5 мм, изготовленных по разной технологии, при обработке дета-



лей из стали 45 на одношпиндельном токарном автомате. ние и гарантийные стойкости сверл из разных марок быстрорежущих сталей согласуются между собой таким образом, что большая стойкость соответствует меньшей величине относительной термоЭДС  $E$  (табл 5.2). Эти результаты получены при обработке на одношпиндельном токарном автомате 1Б316 детали из стали 35 на следующих режимах:  $v = 0,13$  м/с;  $S = 0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об; охлаждение – веретенным маслом.

Таблица 5.2

Связь между стойкостью сверл  $\varnothing 0,5$  мм и относительной термоЭДС

Марка стали	T(P), шт. от-верстий		Ex/Cu, мВ (при 200°C)	Особенности технологии и конструкции сверл
	T(0,5)	T(0,9)		
P18	464	397	0,4	Стружечные канавки фрезерованы, толщина сердцевины $k = (0,7-0,86) \cdot 10^{-3}$ м
P6M3	350	277	0,5	
P12	752	607	0,59	Продольно-винтовой прокат, $k = (1,32-1,50) \cdot 10^{-3}$ м
P6M3	958	769	0,50	
P12	1033	915	0,59	Стружечные канавки вышлифованы, $k = (1,10-1,15) \cdot 10^{-3}$ м
P18	1140	974	0,4	

Представленные экспериментальные результаты корреляционной связи между термодинамическими характеристиками структуры инструментальных материалов абсолютной термоЭДС  $\varepsilon$ , коэффициента Томсона  $\tau$  и параметрами износостойкости подтверждают наши предположения об общности энтропийных характеристик инструментального материала на макро- и микро-уровне.

Минимальное значение  $\varepsilon$  и  $\tau$  марок быстрорежущих сталей соответствует максимальной износостойкости, а твердых сплавов – только для условий контактирования с обычными конструкционными материалами. Для материала контртела с малой теплопроводностью (титановый сплав ВТЗ-1) сплав КНТ-16 имеет максимальный износ, хотя  $\varepsilon$  и  $\tau$  у него минимальный; сплав ВК8, имеющий максимальные значения  $\varepsilon$ ,  $\tau$ , при обработке резанием титанового сплава изнашивается меньше. Обнаруженный



парадокс пока не поддается объяснению с точки зрения имеющихся знаний о трибоэлектрических характеристиках инструментальных материалов. По-видимому, необходим поиск комплексных критериев, основанных на взаимосвязи характеристик  $\varepsilon$ ,  $\tau$  с теплофизическими параметрами обрабатываемых материалов.

### 5.1.4. О структурной неоднородности инструментальных материалов

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. Как было нами показано в гл. 3, п.3.1.4, кобальтовая связка и карбиды  $WC, TiC$  и  $TaC$  имеют абсолютные термоЭДС разной величины и разных знаков. Аналогичная ситуация имеет место для быстрорежущих сталей. Так, по данным W. Morgner [318], абсолютная термоЭДС цементита  $e_{Fe,C} = +1,4 \text{ мкВ/}^\circ\text{C}$ , мартенсита  $e_{\alpha-Fe} = -0,5 \text{ мкВ/}^\circ\text{C}$  ( $C=1,3\%$ ), аустенита  $e_{\gamma-Fe} = -1,55 \text{ мкВ/}^\circ\text{C}$  ( $C=1,3 \%$ ). Остаточный аустенит в структуре быстрорежущей стали имеет более отрицательную термоЭДС, чем мартенсит ( $\sim$  на  $1 \text{ мкВ/}^\circ\text{C}$ ), поэтому в контакте с  $\alpha - Fe$  аустенит будет заряжаться отрицательно. По данным наших измерений,  $e_{TiC} = -16,75 \text{ мкВ/}^\circ\text{C}$ ,  $e_{WC} = -14,05 \text{ мкВ/}^\circ\text{C}$  и  $e_{TaC} = -10,05 \text{ мкВ/}^\circ\text{C}$ , причем по отношению к этим карбидам кобальт как связующий металл в традиционном твердом сплаве имеет знак минус (см. гл.3, рис.3.6) из-за того, что у него работа выхода электрона больше -  $e\varphi_{Co} > e\varphi_{WC}$ .

Таким образом, в структуре реального инструментального материала упомянутые выше металлографические фазы при взаимном контакте образуют термоэлемент, гальваническую пару [98], элементарную пару (ячейку) трения. Естественно, эти фазы отличаются не только термоэлектрическими, но и теплофизическими характеристиками и в месте своего контакта при внешнем



энергетическом воздействии (трение, резание) обуславливают появление тепловых флуктуаций (как отмечалось в гл.1, одной из причин появления тепловых флуктуаций является неомогенность структуры инструментальных материалов). Флуктуации входных и производных параметров процесса трения (и как итог – тепловые флуктуации) определяют условия устойчивости системы трения к внешним возмущающим воздействиям. Поэтому важно найти не только их частоту, что сделано в гл. 1, но и амплитуду как величину, обусловленную разницей в физических свойствах структурных составляющих материалов.

Принимая, что тепловые и термоэлектрические флуктуации взаимосвязаны и взаимообусловлены так же, как и средние температуры трения (резания) и их электрический аналог – термоЭДС, рассмотрим тепловую задачу для контакта двух разнородных металлографических фаз.

Зона контакта стружки с передней поверхностью однокристаллического твердого сплава WC-Co в общем случае отличается тем, что контактная площадка твердого сплава еще имеет двухслойное покрытие, например, карбида и нитрида титана (рис.5.10) [325].

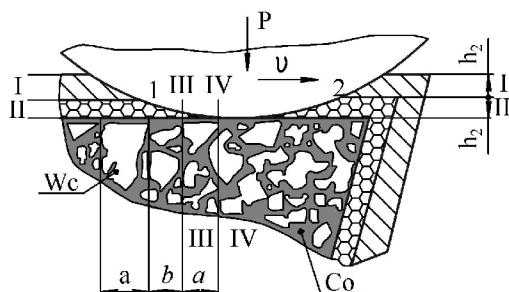


Рис.5.10. Схема контакта между стружкой и твердым сплавом WC-Co с двухслойным покрытием толщиной  $h_1$  и  $h_2$

Из-за разницы в теплофизических характеристиках на границах плоскостей Ш и IV (WC-Co), плоскостей I-П (покрытие) в зоне 1-2 при трении будут иметь место температурные вспышки (см. рис.5.10).

Из факторов, обуславливающих наличие температурных флуктуаций в контактной зоне трибосопряжений, наиболее исследованными являются те, которые связаны с дискретностью и нестационарностью процесса контактирования. А.В.Чичинадзе



[277] получены зависимости, позволяющие рассчитать величину температурной вспышки на поверхности контакта в условиях дискретного контакта при нестационарном трении. В то же время вопросы, связанные с влиянием факторов структурной неоднородности контактирующих материалов, состоящих из чередующихся фаз различного химического состава и физических свойств, на температурные флуктуации при трении, остаются малоизученными.

Исследование влияния фактора структурной неоднородности на температурные флуктуации при трении представляет особый интерес при рассмотрении в термодинамическом аспекте процесса контактного взаимодействия с обрабатываемыми материалами инструментальных твердых сплавов, имеющих нанесенные одно- и многослойные композиционные покрытия. В этом случае дополнительно к структурным компонентам инструментального материала основы (карбиды вольфрама и титана, кобальт) добавляются новые структурные составляющие покрытий (карбиды, нитриды и карбонитриды тугоплавких металлов IV-VI групп периодической системы элементов), имеющие более или менее четко выраженную границу раздела как с материалом основы, так и между отдельными слоями композиционных покрытий. Наличие этих границ раздела между зёрнами карбидов основы инструментального материала и связкой, существенные различия в теплофизических характеристиках отдельных структурных составляющих поверхностных слоев инструментального материала - причины возникновения локальных флуктуаций температурного поля в контактной зоне, которые могут изменить термодинамическое состояние системы трения и играют важную роль в процессе изнашивания.

Для качественной оценки влияния фактора структурной неоднородности инструментального материала на температурные флуктуации при трении рассмотрим упрощенную физическую модель контактного взаимодействия (рис.5.11) [224, 226, 325]. Один из компонентов пары трения – «инструментальный материал» – представлен на этой модели как полупространство, состоящее из двух фаз (материалы 1 и 2), имеющих четко выраженную поверхность раздела – плоскость, нормальную к поверхности полупространства. Теплофизические характеристики и плотность материалов 1 и 2 предполагаем известными и в первом приближении независимыми от температуры в пространстве. Площадку контакта представим как неограниченную в направлении координаты  $Z$  полосу шириной  $l$  (длина контакта), движущуюся со скоростью  $v$  по поверхности полупространства в направлении, противоположном



ном координате  $X$ . На площадке контакта действует непрерывный равномерно распределенный движущийся источник теплоты от сил трения плотностью  $q_0, \text{Вт/м}^2$ .  $x, y, z$  – подвижная система координат, связанная с источником. Будем считать источник теплоты быстро движущимся, т.е. число Пекле

$$Pe = \frac{V \cdot l}{a_{1(2)}} \geq 8 \dots 10,$$

где  $a_{1(2)}$  – коэффициенты теплопроводности материала 1 и 2.

Указанное допущение позволяет считать [187], что теплота распространяется только по нормали к поверхности контакта (по координате  $y$ ) и пренебречь распространением теплоты перед движущимся источником.

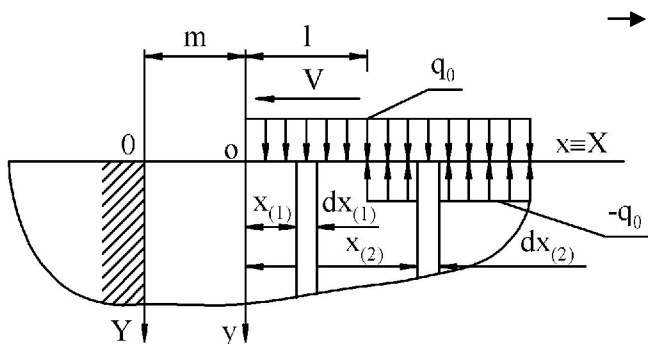


Рис.5.11. Формализованная физическая модель контакта

Формализованная физическая модель контакта (см. рис.5.11) при указанном допущении, где  $X, Y, Z$  – неподвижная система координат, связанная с границей раздела фаз ( $X = m + x = m + v \cdot t, Y = y$ ). На модели каждый элемент  $dx_{(1)}$  полупространства, находящийся под площадкой контакта, рассматривается как полуограниченная пластина с адиабатическими границами, нагреваемая постоянным тепловым потоком  $q_0$ , действующим на плоскости  $Y=0$  в течение времени  $t = x/v$  [ $(0 \leq t \leq \tau = l/v)$ ] – полное время контактного взаимодействия





ствия. Для элемента  $dx_{(2)}$ , находящегося вне площадки контакта, начиная с момента времени  $\tau$ , действует фиктивный источник теплопоглощения плотностью  $-q_0$ ; время его действия  $(x - \ell)/v$ . Введение дополнительного фиктивного источника теплопоглощения позволяет считать основной источник тепловыделения неограниченным в положительном направлении координаты  $X$  со временем действия  $0 \leq t \leq \infty$ .

Нестационарный процесс распространения теплоты в элементарной полуограниченной пластине толщиной  $dx$  составного полупространства из материалов 1 и 2 может быть описан уравнением

$$\frac{\partial T_i(y,t)}{\partial t} = a_i \frac{\partial^2 T_i(y,t)}{\partial y^2}; i = 1, 2. \quad (5.1)$$

Краевые условия:

$$\begin{aligned} T_i(y, 0) &= 0; \\ q_i(0, t) &= -\frac{\partial T_i(0, t)}{\partial y} \lambda_1 = \begin{cases} q_0 & \text{при } 0 \leq t \leq \tau \\ 0 & \text{при } t > \tau \end{cases} \quad (5.2) \\ q_i(\infty, t) &= 0, \end{aligned}$$

где  $\lambda_i$  - коэффициент теплопроводности материала  $i$ .

Найдем решение данной задачи, используя метод источников. Фундаментальное решение уравнения теплопроводности для одномерного пространства [130]:

$$G_0(y, t) = \frac{Q'}{2c_i \rho_i \sqrt{\pi a_i t}} \exp\left[-\frac{y^2}{4a_i t}\right], \quad (5.3)$$

где  $Q' = q_0 dt$  - теплота, внесенная мгновенным источником в момент времени  $t = 0$ ;  $c_i$  - удельная теплоемкость материала  $i$ ;  $\rho_i$  - плотность материала  $i$ .

Для полупространства с адиабатической поверхностью количество теплоты, внесенное мгновенным источником, должно быть удвоено



$$Q = 2Q = 2q_0 dt.$$

Решение уравнения (5.1) с краевыми условиями (5.2) получим, поместив в плоскость  $y=0$  непрерывно действующий источник теплоты плотностью  $2q_0$ , что равносильно интегральному переходу по времени в уравнении (5.3) с заменой  $Q$  на  $Q$

$$T_i(y, t) = \frac{q_0}{c_i \rho_i \sqrt{\pi a_i}} \int_0^t \frac{\exp\left(-\frac{y^2}{4a_i z}\right)}{\sqrt{z}} dz; \quad (0 \leq t \leq \tau). \quad (5.4)$$

После преобразований получим выражение, определяющее температурное поле в полупространстве под площадкой контакта при  $0 \leq t \leq \tau$ :

$$T_i(y, t) = \frac{2q_0 \sqrt{a_i t}}{\lambda_i} \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-\frac{y^2}{4a_i t}} - \frac{y}{2\sqrt{a_i t}} \operatorname{erfc} \frac{y}{2\sqrt{a_i t}} \right]$$

или

$$T_i(y, t) = \frac{2q_0 \sqrt{t}}{\sqrt{\lambda_i c_i \rho_i}} \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_i t}}, \quad (5.5)$$

где

$$\operatorname{ierfc} w = \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-w^2} - w \operatorname{erfc} w \quad [146].$$

При  $t > \tau$  температурное поле в полупространстве описывается выражением (с момента времени  $t = \tau$  на плоскости  $y = 0$  начинает действовать непрерывный фиктивный источник теплоглощения интенсивностью  $-2q_0$ ):

$$T_i(y, t) = \frac{2q_0}{\sqrt{\lambda_i c_i \rho_i}} \left[ \sqrt{t} \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{a_i t}} - \sqrt{t - \tau} \operatorname{ierfc} \frac{y}{2\sqrt{t - \tau}} \right]. \quad (5.6)$$

Максимальный подъем поверхностной температуры контакта при срыве заторможенного слоя будет иметь место на заднем фронте движущегося источника ( $y=0, t = \tau$ )



$$T_{i_{\max}} = \frac{2q_0 \sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi \lambda_i c_i \rho_i}}. \quad (5.7)$$

Амплитуда температурной вспышки (температурных флуктуаций) на границе раздела фаз ( $X = 0, Y = 0$ )

$$\Delta T = |T_{i_{\max}} - T_{2_{\max}}| = \frac{2q_0 \sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi}} \left| \frac{1}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \right|. \quad (5.8)$$

Выражение (5.8) для оценки амплитуды температурной вспышки имеет ясный физический смысл и очевидную структуру: амплитуда вспышки пропорциональна мощности тепловыделения на контакте, квадратному корню из полного времени контактного взаимодействия и зависит от фактора теплофизической совместимости смежных структурных составляющих инструментального материала (материалы 1 и 2):

$$\left| \frac{1}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \right|.$$

В остальном выражение (5.8) носит чисто качественный характер, так как оно получено для упрощенной модели контактного взаимодействия.

Плотность теплового потока источника тепловыделения от сил трения  $q_0$ , поступающего в инструментальный материал, определим, введя коэффициент распределения тепловых потоков. Удельная мощность тепловыделения от сил трения на площадке контакта

$$q = \tau_k \nu = q_0 + q_3 = \chi q + (1 - \chi) q,$$

где  $\tau_k$  - касательные напряжения на контакте;  $q_3$  - плотность теплового потока, поступающего в обрабатываемый материал;

$\chi = \frac{q_0}{q}$  - коэффициент распределения тепловых по-



ТОКОВ.

Для определения величины коэффициента распределения тепловых потоков составим балансовое уравнение

$$T_{3\max} = \frac{T_{1\max} + T_{2\max}}{2}, \quad (5.9)$$

где  $T_{3\max}$  - максимальный подъем поверхностной температуры контакта на обрабатываемом материале при срыве заторможенного слоя, рассчитываемый по формуле, аналогичной (5.7)

$$T_{3\max} = \frac{2(1 - \chi)q\sqrt{t}}{\sqrt{\pi\lambda_3 c_3 \rho_3}} \quad (5.10)$$

( $\lambda_3, c_3, \rho_3$  - коэффициент теплопроводности, удельная теплоемкость и плотность обрабатываемого материала).

Подставив (5.10) в (5.9), после преобразований получим

$$\chi = 2 \left[ 2 + \sqrt{\lambda_3 c_3 \rho_3} \left( \frac{1}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}} + \frac{1}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \right) \right]^{-1}. \quad (5.11)$$

В качестве примера приведем результаты расчетной оценки амплитуды температурных флуктуаций, обусловленных структурной неоднородностью, для пары трения "инструментальный материал – обрабатываемый материал". Теплофизические характеристики обрабатываемых материалов и структурных составляющих инструментального материала (твердые сплавы с покрытиями) взяты из работ [130, 188, 276], а средние касательные напряжения на контакте рассчитывались по формуле  $\tau_n = 0,252 \cdot \sigma_e$ , где  $\sigma_e$  - временное сопротивление разрыву обрабатываемого материала [188]. Результаты расчетов для длины контакта  $l = 3 \cdot 10^{-4}$  м представлены в табл.5.3.

Таблица 5.3

Расчетные значения амплитуды температурных флуктуаций, вызванных структурной неоднородностью инструментального материала



Фазо- вая граница	Теплофизическая совмести- мость $\left  (\lambda_1 c_1 \rho_1)^{-\frac{1}{2}} - (\lambda_2 c_2 \rho_2)^{-\frac{1}{2}} \right  \cdot 10^6$ $c^{1/2} \cdot M^{-2} \text{ } ^0 C \cdot Джс^{-1}$	Коэффици- ент распре- деления тепловых потоков $\chi$	Амплитуда темпера- турных флуктуаций $\Delta T^0 C$
Обрабатываемый материал – Сталь 45 ( $\sigma_e = 598$ МПа, $\nu = 3,5$ м/с)			
WC-Co	55,3	0,464	141
TiC-Co	68,7	0,444	168
TiN-Co	44,1	0,689	167
WC-TiN	99,0	0,542	297
WC-TiC	13,4	0,378	28
WC-Ni	56,6	0,466	145
WC-Mo	56,1	0,465	144
TiC-TiN	112,8	0,516	320
ZrN-TiN	2,41	0,891	12
Обрабатываемый материал – Сталь 12X18H10T ( $\sigma_e = 598$ МПа, $\nu = 2$ м/с)			
WC-Co	55,3	0,548	111
TiC-Co	68,7	0,528	133
TiN-Co	44,1	0,756	123
WC-TiN	99,0	0,624	228
WC-TiC	13,4	0,460	23
WC-Ni	56,6	0,550	115
WC-Mo	56,1	0,549	113
TiC-TiN	112,8	0,599	249
ZrN-TiN	2,41	0,920	8
Обрабатываемый матер. – титановый сплав BT4 ( $\sigma_e = 686$ МПа, $\nu = 1,5$ м/с)			



WC-Co	55,3	0,622	152
TiC-Co	68,7	0,644	183
TiN-Co	44,1	0,839	153
WC-	99,0	0,729	300
TiN	13,4	0,580	32
WC-	56,6	0,664	156
TiC	56,1	0,663	154
WC-Ni	112,8	0,707	330
WC-Mo	2,41	0,949	9
TiC-			
TiN			
ZrN-			
TiN			

Анализ полученных расчетных результатов позволяет отметить следующее:

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 покрытий ("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 теплопровод-



ность (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<sup>0</sup>C). Этим температурам соответствуют относительные термоЭДС

порядка 2мВ (см. гл. 3, рис.3.6), поэтому в реальной субмикросцепи потечет достаточно сильный трибоэлектрический ток, устранить который не удастся никакими известными способами,

кроме изменения состава твердого сплава - подбором расчетным способом материалов связок таким образом, чтобы выполнялось условие равенства коэффициентов

теплофизической совместимости ( $\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} = \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}$ ) и

(или) абсолютных термоЭДС  $e_{WC} = e_{связки}$ .



## 5.2. Выбор оптимальных режимов изнашивания на основе термодинамических критериев

Одной из общих закономерностей процесса трения и изнашивания является существование диапазона внешних воздействий (скорость, давление), в котором трение и износ трибосопряжения минимальны. С точки зрения практики интересны вопросы выбора оптимальных условий контактного взаимодействия, обеспечивающих минимальный износ трущейся пары, с помощью простых и надежных в практической реализации способов оптимизации, максимально отражающих физическую сущность изучаемого процесса.

В этом направлении имеются работы [16-20], анализ которых показывает, что наибольшее применение нашли методы определения оптимальных режимов, основанные на исследовании термоэлектрических процессов, протекающих как при трении, так и при контактном взаимодействии в условиях резания металлов. Особо следует выделить работу [17], в которой предложен способ оценки процесса трения и состояния поверхностных слоев по амплитуде переменной составляющей термоЭДС пары трения.

Известно, что трение – флуктуационный процесс (гл.1). Флуктуации, возникающие при трении, есть результат дискретности микроконтактирования, которая порождает: возмущения температуры (температурные вспышки); колебания давления; изменение скоростей протекания диффузионных, окислительных и других процессов. Поэтому выбор оптимальных режимов трения должен основываться, прежде всего, на изучении флуктуационных процессов, вызываемых самим трением. Однако предложенный в [17] метод оценки трения не является надежным способом оптимизации процесса трения по скорости. Проверка показала, что этот способ справедлив при трении инструментальных материалов по конструкционным сталям, но при контактном взаимодействии с жаропрочными и титановыми сплавами с увеличением скорости трения (резания) амплитуда переменной составляющей термоЭДС монотонно возрастает, не имея экстремума.

Так как пара трения – открытая термодинамическая система, обменивающаяся со средой энергией и веществом, то существование в ней флуктуационных процессов не позволит такой системе прийти в состояние термодинамического равновесия с нулевым производством энтропии  $P[S]$ , как для закрытой системы [284]. Поэтому система трения будет стремиться к состоянию, в котором производство энтропии имеет конечное, но минимально





возможное значение ( $P[S]=d_iS/dt \geq 0$ ).

Производство энтропии в нелинейной системе трения с возмущениями можно представить следующим образом:

$$P[S] = P_o[S] + P[\delta S]. \quad (5.12)$$

Влияние флуктуаций на процессы, протекающие в термодинамической системе, в общем случае сводится авторами работы [60] к проблеме устойчивости системы к возмущениям (под устойчивостью системы понимается устойчивость по отношению к малым возмущениям, по Ляпунову). Эта устойчивость обеспечивается на прежнем материальном уровне организации материи. Мы будем изучать критическое состояние системы трения, при котором нарушается условие устойчивости, и система (вдали от равновесия) стремится к новой структурной организации, стабилизированной за счет обмена энергией и веществом с внешней средой. Такая организация характеризуется возникновением диссипативных (вторичных) структур трения. Простым и наглядным примером теоретического описания условий образования диссипативных структур является задача Бенара [60]. При трении необходимо учитывать диффузионные, окислительные процессы, изменение физико-химических свойств поверхностных слоев контактирующих материалов, изнашивание и многие другие факторы, оказывающие влияние на устойчивость трибологической системы. Задача нахождения условий образования диссипативных структур в такой постановке представляет значительные трудности, поэтому остановимся на анализе термодинамического условия образования вторичных структур трения.

В работе [60] на основе уравнений баланса массы, импульса и энергии для флуктуаций температур  $\delta T$ , скорости  $\delta v$  и давления  $\delta P$  получено термодинамическое условие устойчивости системы, справедливое и для процесса трения:

$$\int_0^{h_i} \left[ a_i \langle (\text{grad } \delta T)^2 \rangle - \frac{\partial T}{\partial x} \langle \delta v \delta T \rangle \right] dx > 0 \text{ или } P[\varepsilon^2 \delta S] \geq 0. \quad (5.13)$$

Физический смысл выражения (5.13) заключен в следующем: под действием температурного градиента  $\partial T / \partial x$  «устанавливается стационарный баланс между производством энтропии за счет теплопроводности и конвективным оттоком энтропии, причем и теплопроводность, и конвекция обусловлены флуктуация-



ми» [60]. Следует отметить, что левая часть выражения (5.13) отражает изменение производства избыточной энтропии  $P[\delta S]$ . Если выражение (5.13) больше нуля, то система трения термодинамически устойчива на прежнем материальном уровне, характеризуется определенными значениями производства избыточной энтропии  $P[\delta S]$  и производством энтропии для невозмущенного состояния  $P_0[S]$ . При таком состоянии износ пары трения может быть значителен, так как активационные процессы превосходят пассивирующие возможности системы (первое слагаемое выражения (5.13) больше второго). С увеличением, например, скорости трения, температурные градиенты по нормали к поверхности трения растут, изменяются флуктуации  $\delta x, \delta v$ , и при определенной скорости выражение (5.13) обращается в нуль. Такое состояние системы является критическим, и при достаточных условиях происходит перестройка ее с образованием диссипативных структур трения, отличающихся от материалов пары трения более высокой степенью организации материи. В этом случае процесс трения будет протекать с минимальными значениями  $P[\delta S]$  и  $P_0[S]$ . Величина износа трибосопряжения при таком энергетическом состоянии системы уменьшается.

Теоретическое исследование условий образования диссипативной структуры при трении должно основываться на адекватной математической модели трибосистемы. Это позволило бы применить аппарат математической теории устойчивости (например, метод нормальных мод, метод локального потенциала и др.) в целях определения значений параметров внешних воздействий на трибосистему, соответствующих образованию диссипативной структуры и, следовательно, минимизации изнашивания. Ввиду исключительного многообразия процессов различной природы (механических, тепловых, диффузионных, химических и др.), протекающих в трибосистеме, создать такую модель на современном уровне развития науки о трении и износе не представляется возможным. Кроме того, исследование ее на устойчивость представляло бы определенную трудность и потребовало бы значительных упрощений, нарушающих адекватность.

Более реален рассматриваемый ниже подход, основанный на получении экспериментально определяемых аналогов величин, от которых зависят условия образования диссипативной структуры в тяжело нагруженной трибосистеме - критериев оптимизации процесса изнашивания.

В паре трения "инструмент-заготовка" основным каналом диссипации энергии трения является тепловой, и производство



избыточной энтропии обусловлено, в основном, температурными флуктуациями. В качестве индикатора, несущего информацию об энергетических процессах в зоне контакта, сопровождающихся температурными флуктуациями, целесообразно рассматривать сигнал термоЭДС естественной термопары, образованной элементами пары трения.

В качестве термодинамического флуктуационного параметра была выбрана переменная составляющая термоэлектродвижущей силы процесса сухого трения. Такой выбор в общем случае должен быть строго обоснован оценкой времени релаксаций от флуктуаций. Однако сопоставление временных масштабов флуктуаций переменного сигнала термоЭДС, например, с тепловыми флуктуациями атомов в узлах кристаллической решетки позволяет считать флуктуации термоЭДС крупномасштабными термодинамического уровня.

По определению производства энтропии имеем

$$P[\delta S] = \frac{d}{dt}(\delta S). \quad (5.14)$$

В свою очередь приращение энтропии  $\delta S = \delta Q / T_{\Pi}$ . Тогда

$$P[\delta S] = \frac{d}{dt} \left( \frac{\delta Q}{T_{\Pi}} \right). \quad (5.15)$$

При постоянном  $T_{\Pi}$  выражение  $d(\delta Q)/dt$  соответствует мощности тепловых флуктуаций на поверхности трения, аналогом которой может быть принята величина  $\tilde{\omega}$ , равная мощности переменной составляющей термоЭДС. Электрическим аналогом средней поверхностной температуры с достаточной степенью точности может служить постоянная составляющая термоЭДС  $\bar{E}$ , измеряемая методом естественной термопары. В результате за экспериментальный аналог производства избыточной энтропии было принято отношение мощности переменной составляющей к постоянной составляющей термоЭДС [202, 225, 261]:

$$K_s = \tilde{\omega} / \bar{E}. \quad (5.16)$$

За параметр  $\tilde{\omega}$  принимали амплитудно-частотную характеристику переменной составляющей термоЭДС, регистрируемую



с помощью спектрометра звуковых частот, вычисляли ее площадь под этой характеристикой (кривые на рис.5.12 получены [202] путем сглаживания спектров переменной составляющей термоЭДС) и по (5.16) определяли параметр  $K_S$ . Так как  $\tilde{\omega} = k\tilde{\varepsilon}^2$ , где  $k$  – коэффициент пропорциональности с размерностью электрической проводимости, то можно использовать другой критерий [21], проще реализуемый на практике

$$K_\varepsilon = \tilde{\varepsilon} / E. \quad (5.17)$$

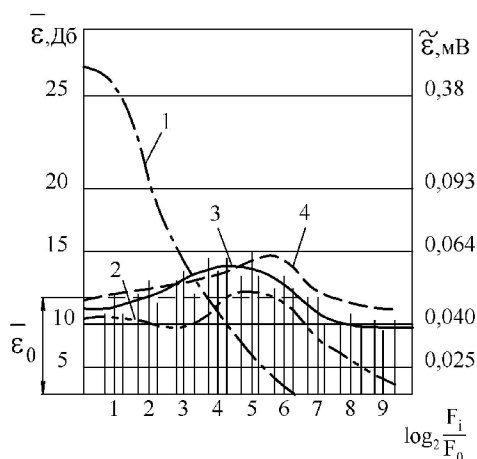


Рис.5.12. Амплитудно-частотные характеристики переменной составляющей термоЭДС при точении стали 20X твердосплавным резцом Т15К6 ( $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об): 1 -  $\nu=1,4$  м/с; 2 -  $\nu=2,1$  м/с; 3 -  $\nu=2,7$  м/с; 4 -  $\nu=3,4$  м/с

Изучение переменной и постоянной составляющих сигнала термоЭДС при трении и резании проводили на токарно-винторезном станке модели 1К625. Рабочий сигнал подавался от стержня 1 (рис.5.13) и заготовки 2 через ртутный токосъемник 3 на усилитель постоянного и переменного тока и на цифровой вольтметр 6 для измерения постоянной составляющей сигнала термоЭДС.

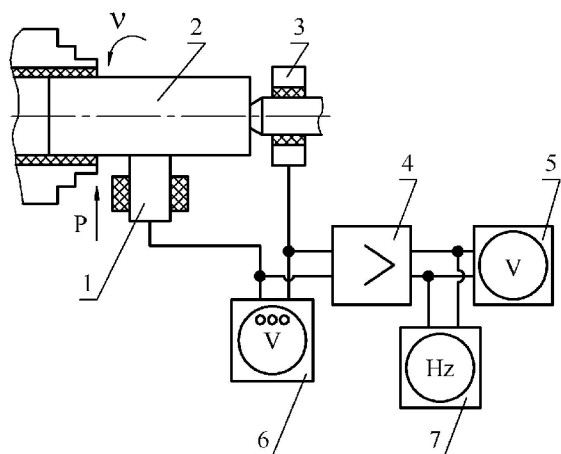


Рис. 5.13. Схема измерения критерия  $K_\epsilon$

Переменный сигнал усиливался усилителем 4 и параллельно регистрировался ламповым вольтметром 5 или спектрометром звуковых частот 7. При постоянной нагрузке  $N$ , изменяя скорость в диапазоне кинематических возможностей станка, регистрировали переменный и постоянный сигналы и рассчитывали их отношение.

Экспериментами по изучению зависимостей критерия  $K_\epsilon$  и относительного износа  $h_0$  от скорости при трении и резании металлов было установлено, что кривые зависимостей износа для различных сочетаний инструментального и обрабатываемого материалов от скорости трения (резания) имеют минимум при некоторой скорости  $v_0$ , для которой интенсивность изнашивания минимальна. На рис.5.14 представлены некоторые результаты для условий трения, а на рис.5.15 и 5.16 – данные для некоторых операций механической обработки.

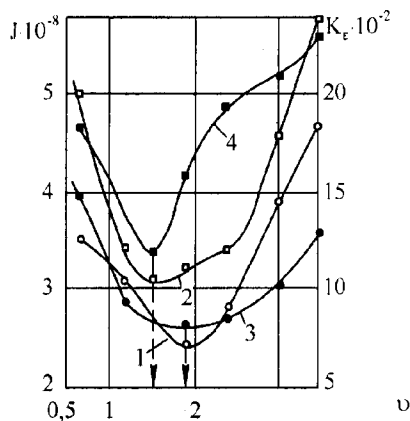
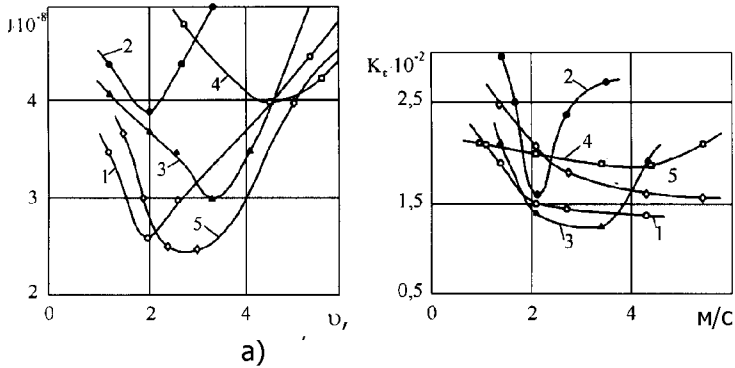


Рис.5.14. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания  $J$  (кривые 1 и 2) и на параметр  $K_\epsilon$  при трении (кривые 3,4) по стали 35 ( $N = 600\text{Н}$ ,  $\ell_u = 1 \cdot 10^{-3}$  м): 1,3 – сплав Т15К6; 2,4 – сплав ВК8



б)

Рис. 5.15. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания  $J$  твердых сплавов (а) и на параметр  $K_e$  (б) ( $t=0,5 \cdot 10^{-3}$  м,  $S=0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об): 1 – Т15К6; 2 – Т5К10; 3 – Т5К10+TiC; 4 – Т15К6+(TiC+TiN); 5 – К16Т-16

Металлографические исследования топографии поверхностей трения на разных режимах работы трущейся пары показали, что контактная поверхность твердого сплава Т15К6 покрыта тонким слоем вторичных структур (рис.5.17).

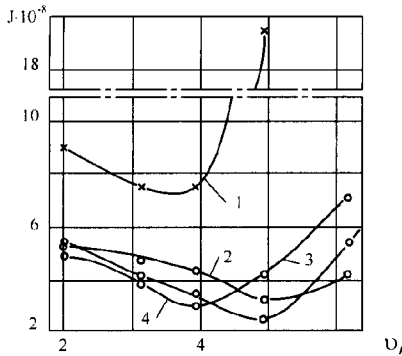


Рис.5.16. Влияние скорости резания на интенсивность изнашивания  $J$  торцевых фрез, оснащенных 5-гранными пластинами твердых сплавов ( $t=1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ,  $S_z=0,156 \cdot 10^{-3} \text{ м/зуб}$ ,  $V=80 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ , фрезерование симметричное, заготовка – Ст 45): 1 – VK8; 2 – T5K10+TiC; 3 – T15K6; 4 – KHT-16

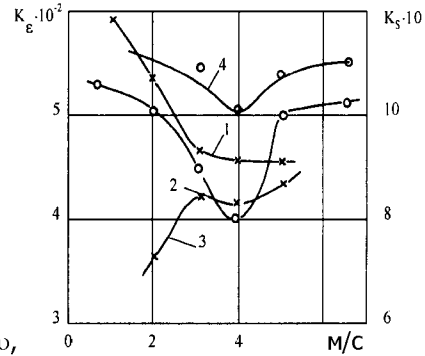


Рис.5.17. Влияние скорости резания на параметры  $K_\epsilon$  (кривые 1 и 2) и  $K_s$  (кривые 3 и 4) при симметричном торцевом фрезеровании Ст45 ( $t=1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ,  $S_z=0,156 \cdot 10^{-3} \text{ м/зуб}$ ,  $V=80 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ): × – VK8; 0 – T15K6

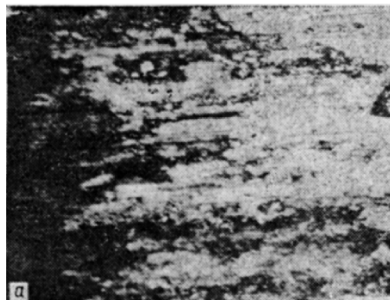


Микрорентгеноспектральный анализ поверхностей трения на разных режимах позволил установить, что вторичные структуры появляются в результате переноса материала контртела на твердый сплав (в нашем случае Fe) с образованием окисных пленок  $Fe_2O_3$ , отличающихся между собой структурной организацией и толщиной. При скорости  $v = 0,6$  м/с вторичная структура, образующаяся при трении, не отличается высокой организованностью; микрорельеф поверхности трения не однороден и характеризуется чередованием крупных блоков перенесенного материала контртела с непокрытыми участками и следами глубинного вырывания частиц твердого сплава (рис. 5.18).

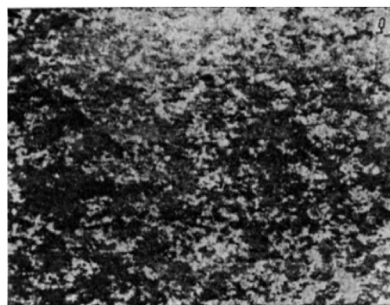
Анализ данных рис.5.14 показывает, что при скорости  $v = 0,6$  м/с энергетическое состояние пары трения, описываемое энтропийным критерием  $K_\epsilon$ , не способствует образованию высокоорганизованных диссипативных структур. Поэтому интенсивность изнашивания твердого сплава, как видно из экспериментальных результатов, достаточно высока. На оптимальной скорости трения  $v_0 = 2$  м/с (см.

рис.5.14 и 5.18,б) величина  $K_\epsilon$  минимальна, и образуются диссипативные структуры, отличающиеся более высокой структурной организацией. На рис. 5.18,б видно, что поверхность трения твердого сплава покрыта сплошным мелкодисперсным тонким слоем вторичных структур. На этом режиме интенсивность изнашивания твердого сплава минимальна.

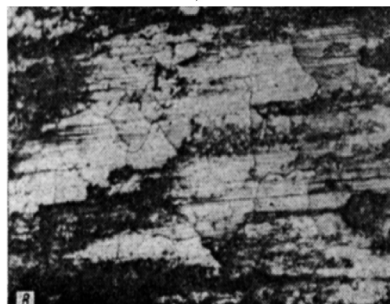
При высоких скоростях ( $v > v_0; v = 4,76$  м/с), по-видимому, нарушается баланс между производством избыточной энтропии и ее оттоком в среду, увеличивается энергетическая



а)



б)



в)

Рис.5.18. Контактная плоскость твердого сплава Т15К6 после трения по стали 45,  $\times 340$  ( $N=600H$ ,  $l_r=1mm$ ): а -  $v = 0,6$  м/с; б-  $v = 2$  м/с; в -  $v = 4,76$  м/с





нагрузка на тонкие поверхностные слои трущихся материалов. В результате реакция системы, направленная на восстановление энергетического равновесия, проявляется в разрушении вторичных структур и материалов пары трения. Данные рис.5.18,в и рис.5.14 подтверждают сказанное выше, а именно: при скорости трения  $v = 4,76$  м/с поверхность твердого сплава покрыта участками достаточно толстых вторичных структур, о чем можно судить по многочисленным трещинам; интенсивность изнашивания твердого сплава на этом режиме увеличивается по сравнению с оптимальным режимом ( $v_0 = 2$  м/с).

Из представленных данных следует, что новый термодинамический критерий оптимизации, основанный на использовании одной из термоэлектрических характеристик зоны трения (резания) – переменной термоЭДС, адекватно отражает термодинамическое состояние контакта и может быть использован для выбора оптимального режима резания.

Другой предложенный нами критерий оптимизации процесса резания [202] базируется на использовании абсолютной термоЭДС  $\varepsilon$  материала и коэффициента Томсона  $\tau$  изнашиваемого материала, на взаимосвязи между износостойкостью и величинами  $\varepsilon$  и  $\tau$ , на дополнительном вкладе в общий поток энтропии термоэлектрических эффектов (член  $\tau \frac{\partial T}{\partial x} i \frac{1}{T}$  в зависимости (1.53)).

Применяя закон Фурье в виде  $gradT = q / \lambda$  и полагая, что  $q = \tau_s \cdot v$ , где  $\tau_s = F_{mp} / S_n$  ( $F_{mp}$  - сила трения,  $S_n$  - номинальная площадь контакта),  $i = \bar{E} / R_k$ , где  $\bar{E}$  - интегральная термоЭДС,  $R_k$  – сопротивление контакта), получим

$$K_\tau = \frac{F_{mp} \cdot \bar{v} \cdot \bar{E}}{\tau_n \cdot \lambda \cdot R_k \cdot T} \cdot \tau. \quad (5.18)$$

Для условий трения по одному материалу величины  $F_{mp}$ ,  $R_k$  и  $\lambda$  в выражении (5.18) можно не учитывать (они не меняются при проведении сравнительных испытаний).

Тогда термодинамический эквивалент вклада термоэлектрических эффектов в износ примет вид:

$$K_\tau = \frac{\tau F_{mp} \cdot \bar{E}}{T \varepsilon}. \quad (5.19)$$



В табл.5.4 показаны сравнительные трибологические и термодинамические характеристики процесса изнашивания быстрорежущих сталей разных марок.

Таблица 5.4

Сравнительные трибологические и термодинамические характеристики процесса изнашивания быстрорежущих сталей разных марок (материал контртела – Ст45,  $p = 30$  МПа,  $v = 0,66$  м/с)

Марка стали	$J \cdot 10^{-8}$	$F_{тр}, Н$	$E, мВ$	$\tau, \text{мкВ}/^{\circ}С$	$\varepsilon_K, \text{мкВ}/^{\circ}С$	$T, ^{\circ}С$	$K_{\tau}, \text{мВ} \cdot Н/^{\circ}С$
P8M3Ф4	0,8	51	1,6	-15	9,7	330	0,46
P9Ф5	1,5	59	1,4	-22	9,4	360	0,54
P12Ф2К8М	1,6	60	0,6	-19	3,6	345	0,55
З	2,0	70	1,7	-26	13	340	0,71
P18	4,0	69	2,3	-19	11	350	0,79
P6M5							

Многочисленными экспериментальными результатами доказано, что меньшему значению  $K_{\tau}$  соответствуют и меньшие значения интенсивности изнашивания инструментальных материалов.



## 5.3. Использование термоЭДС для оценки интенсивности изнашивания

Установленная взаимосвязь между величиной термоЭДС и износостойкостью материала позволяет утверждать, что абсолютная величина термоЭДС материала может служить важным индикатором в поиске состава новых инструментальных режущих материалов, выступая в роли своеобразного "мостика" между их электронной структурой и износостойкостью.

### 5.3.1. Расчет интенсивности изнашивания для абразивного износа [213]

Одной из главных задач науки о трении и износе является разработка аналитических зависимостей для расчетной оценки величины износа с учетом возможно большего числа влияющих факторов. Рассмотрим наиболее изученный вид изнашивания – абразивный, который, согласно данным Г. Фирреге [370], проявляется с равномерной интенсивностью во всем диапазоне скоростей (температур) резания. Поэтому установим взаимосвязь между термоэлектрическими характеристиками инструментального материала и относительной износостойкостью при абразивном изнашивании, используя классическую зависимость М.М. Хрущева [269]

$$I_{\text{отн}} = bH, \quad (5.20)$$

где  $H$  - твердость;  $b$  - размерный коэффициент пропорциональности,  $\text{м}^2/\text{Н}$ .

Твердость инструментальных материалов может быть найдена по корреляционной зависимости вида

$$H = (E_c - 6)^2 + K_{\text{H}2}, \quad (5.21)$$

где  $E_c$  - энергия связи;  $K_{\text{H}2}$  – коэффициент, ГПа.

Для определения энергии связи воспользуемся приближением Фриделя [295, 308], которое позволяет оценить среднюю величину электронной энергии  $E_c$  (на пару атомов), включающую вклад валентных одноэлектронных энергий, аналогично работам [333, 336] как разность



$$E_c = \int_{E_b}^{E_\phi} EN(E)dE - \sum_{i,k} C_i E_{i,k} n_{i,k} , \quad (5.22)$$

где  $N(E)$  – плотность электронных состояний в валентной полосе инструментального материала;  $E_\phi$  – энергия Ферми;  $E_b$  – энергия дна валентной полосы;  $i$  – тип атома (C,Al,Ti);  $C_i$  – концентрация  $i$ -го элемента;  $E_{i,k}$  – энергия электронов атомов в свободном состоянии (взята из таблиц [312] для  $k$  –  $x$  электронов (s,p,d);  $n_{i,k}$  – число  $k$  –  $x$  электронов на  $i$ -й атом. Энергию  $E$  определяли с использованием экспериментального значения работы выхода.

Для получения аналитической зависимости между твердостью и величиной термоЭДС решим совместно систему уравнений (5.20)-(5.22), которую представим в виде

$$H = (E_c + K_{H1})^2 + K_{H2}; \quad (5.23)$$

$$E_c = \int_{E_b}^{E_\phi} EN(E)dE + K_c;$$

$$\varepsilon = K_\varepsilon T \left( \frac{1}{N} \frac{dN}{dE} - \frac{3}{2E} \right)_{E_\phi}, \quad (5.24)$$

где  $K_{H1}$  и  $K_{H2}$  – варьируемые коэффициенты;  $K_c$  – энергия атомов в свободном состоянии.

Предположим, что в диапазоне энергий в окрестности уровня Ферми существует интервал  $\Delta$  энергии, в котором допустимо следующее представление:

$$N(E)|_{E \in \Delta} \approx N(E_\phi). \quad (5.25)$$

Тогда интеграл в уравнении (5.22) может быть представлен как

$$E_c = \int_{E_b}^{E_\phi - \Delta} EN(E)dE + \int_{E_\phi - \Delta}^{E_\phi} EN(E)dE + K_c$$



и в связи с допущением (5.25) преобразован к виду

$$E_c = \int_{E_b}^{E_{\phi-\Delta}} EN(E)dE + \Delta E_{\phi}N(E_{\phi}) + K_c . \quad (5.26)$$

Для дальнейшего преобразования соотношения (5.26) представим плотность электронных состояний (ПЭС)  $N(E)$

$$N(E) = \sum_{i=0}^m a_i E^i , \quad (5.27)$$

где  $a_i$  – коэффициенты полинома, полученного путем интерпретации или аппроксимации;  $m$  – степень полинома.

Для подстановки ПЭС во второе слагаемое уравнения (5.26) выразим плотность состояний  $N(E)$  из уравнения (5.24), для чего представим его в следующем виде:

$$\frac{dN}{N} = \frac{\varepsilon dE}{K_c T} + \frac{3}{2} \frac{dE}{E} .$$

Данное выражение после интегрирования и потенцирования в нулевом приближении имеет

$$N(E) = e^{\frac{\varepsilon E}{K_c T}} . \quad (5.28)$$

Подстановкой зависимостей (5.27) и (5.28) в уравнение (5.26) и последующим интегрированием получим:

$$E_c = \sum_{i=0}^m \left( a_i \frac{E^{i+2}}{i+2} \right) \Big|_{E_b}^{E_{\phi-\Delta}} + \Delta E_{\phi} e^{\frac{\varepsilon E_{\phi}}{K_c T}} + K_c .$$

С учетом вышеизложенного выражение для определения твердости материала режущего инструмента будет иметь вид:



$$H = \left[ \sum_{i=0}^m \left( a_i \frac{E^{i+2}}{i+2} \right) \left| \begin{matrix} E_{\phi} - \Delta \\ E_b \end{matrix} \right| + \Delta E_{\phi} e^{\frac{\varepsilon E}{K_{\varepsilon} T}} + K_c + K_{H1} \right]^2 + K_{H2} \cdot (5.29)$$

Совместным решением уравнений (5.21) и (5.29) получим аналитическую связь износостойкости с параметрами электронной структуры (плотностью электронных состояний, энергией Ферми, числом заполнения электронами s,p,d- уровней, энергией связи атомов, абсолютной термоЭДС) инструментального материала

$$I_{OTH} = b \left\{ \left[ \sum_{i=0}^m \left( a_i \frac{E^{i+2}}{i+2} \right) \left| \begin{matrix} E_{\phi} - \Delta \\ E_b \end{matrix} \right| + \Delta E_F e^{\frac{\varepsilon E}{K_{\varepsilon} T}} + K_c + K_{H1} \right]^2 + K_{H2} \right\} \cdot (5.30)$$

Первое слагаемое в уравнении (5.30) может быть представлено в интегральном виде, тогда оно примет вид

$$I_{OTH} = b \left\{ \left[ \int_{E_b}^{E_{\phi} - \Delta} EN(E) dE + \Delta E_{\phi} e^{\frac{\varepsilon E}{K_{\varepsilon} T}} + K_c + K_{H1} \right]^2 + K_{H2} \right\} \cdot (5.31)$$

Полученные выражения позволяют по данным расчета полной и локальной парциальных плотностей электронных состояний и экспериментальным (или теоретическим) значениям термоЭДС получить оценки износостойкости материала изделия при абразивном изнашивании.

### 5.3.2. Расчет электронной структуры\*

Электронная структура карбидных систем WC, W<sub>1-x</sub>, Ti<sub>x</sub>C, TiC была рассчитана методом локального когерентного потенциала в рамках теории многократного рассеяния по схеме, описанной в работе [321]. Плотность электронных состояний соединения в данном методе выражена через запаздывающую функцию Грина G<sup>+</sup>

$$N(E) = -1/\pi \operatorname{Im}\{Tr[G^+(E)]\},$$

\* Расчеты выполнены проф. В.В. Ильясовым [213].



которая описывается посредством Т-матрицы, представленной в виде суммы по узлам кристаллической решетки:

$$T = \sum T_{LL'}^{nn'} = \sum t_1^n \sigma_{LL'}^{nn'} + \sum t_1^n \sigma_{LL'}^{nn'} T_{LL'}^{n1n'}. \quad (5.32)$$

В зависимости от состава кластера, числа атомов, на которых учитывалось рассеяние, число уравнений системы (5.32) составляло более 1400. Одноузельные матрицы рассеяния  $t_1^A$  определяли по формуле

$$t_e^{eff}(E) = 0,75t_1^A(E) + 0,25t_1^{Me}(E).$$

Вначале рассчитывали кристаллический потенциал в каждой из МТ-сфер, центрированных на атомах сорта А. Построенные кристаллические МТ-потенциалы использовали для решения уравнения Шредингера в интервале энергий от 0,02 до 3 Ry с шагом 0,02 Ry. Полученные решения «сшивали» на границе МТ-сфер и использовали для вычисления фаз рассеяния, необходимых для определения одноузельных матриц рассеяния. Эффективный потенциал всего кристалла определяется как сумма вкладов кулоновского, Маделунга и обменного потенциалов. Результаты решения системы (5.32) использовали для вычисления локальных парциальных плотностей состояний атомов сорта А, составляющих сплав.

Для трех типов атомов системы рассматривали кластер из 100 атомов. Параметр кристаллической решетки в данном расчете определяли по правилу Вегарда. Локальные парциальные плотности состояний (ЛПС) электронов атомов углерода, вольфрама и 3d-металла рассчитывали по формуле

$$n_1^A(E) = \sqrt{E} / \pi \int [rR_1^A(E, r)]^2 dr \left\{ \text{Im} \text{Tr} T_{\text{Im}, I m}^{00, A} \cdot (E) / \text{Im} [t_1^A(E)] \right\},$$

где А определяет тип атома в кластере {C, W и Me}; I - орбитальное квантовое число; R(E, r) – радиальные волновые функции; T – матричный элемент оператора рассеяния, индекс «0» показывает, что рассеяние рассматривается на центральном атоме кластера.

Полная плотность состояний электронов на элементарную ячейку для одной проекции спина определялась как сумма локальных плотностей состояний:



$$N(E) = \sum n_1^C(E) + (1-x) \sum n_1^W(E) + x \sum n_1^{Me}(E).$$

Было проведено теоретическое изучение указанных свойств инструментальных материалов системы W-Ti-C в широком интервале изменений концентрации титана. В рамках теории многократного рассеяния рассчитана электронная структура твердых растворов карбидов вольфрама  $W_{1-x}Ti_xC$  ( $x = 0 \div 0,6$ ) со структурой решетки NaCl. Вычислены полная и парциальные плотности электронных состояний для каждого атома в твердом растворе. В рамках одного приближения проведено сравнение электронной структуры рассматриваемых твердых растворов в сопоставлении с бинарными аналогами. На рис.5.19 представлены полные ПЭС  $[N(E)]$  твердых растворов карбидов вольфрама  $W_{1-x}Ti_xC$ .

Вычисление парциальных зарядов электронов в верхней части вершины валентной полосы твердых растворов карбидов вольфрама и титана (W, Ti) C показало, что с увеличением концентрации карбида титана в системе изменяются числа заполнения для различных марок твердых сплавов (табл.5.5).

Таблица 5.5

Числа заполнения для различных марок твердых сплавов

Материал	$n_s$	$n_p$	$n_d$	$n_\Sigma$
----------	-------	-------	-------	------------





WC	0,98	0,95	8,05	9,98
ВК8	1,25	1,75	6,79	9,79
T5K10	1,18	1,23	6,90	9,31
T10K6	1,32	1,87	6,46	9,65
T30K4	1,42	2,52	5,43	9,37
T60K6	1,64	3,21	2,87	7,72

Анализ данных расчетов позволяет утверждать, что в инструментальных материалах в ряду WC - T5K10 - T15K6 - T30K4 - T60K6 наблюдается рост парциального заряда  $s$ - и  $p$ -электронов в 1,6...3,38 раза и уменьшение  $d$ -электронов до 2,87  $e$ . При замещении атомов вольфрама титаном происходит понижение статистического веса электронной  $sp^3$ -конфигурации атомов вольфрама. Известно [228] также, что электронные конфигурации с  $d^5$ - и  $d^{10}$ -состояниями обладают наиболее высокой стабильностью конфигурации. Следуя конфигурационной модели вещества, можно ожидать, что инструментальный материал T30K4 должен обладать наилучшими эксплуатационными свойствами.

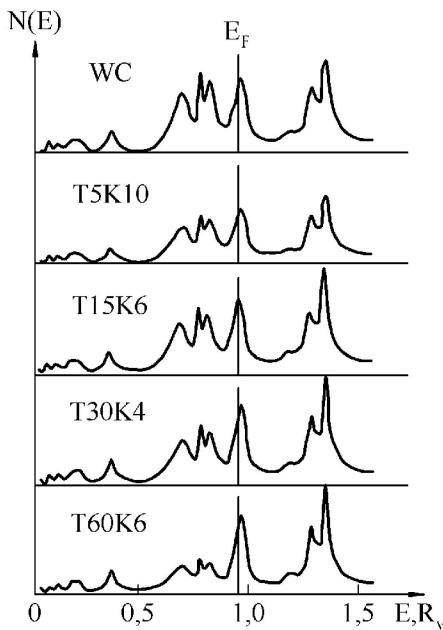


Рис.5.20. Плотность электронных состояний для твердых сплавов

### 5.3.3. Расчет износостойкости, твердости и энергии связи твердых растворов карбидов вольфрама и титана

Вычисление парциальных зарядов в WC позволило в соответствии с формулой (5.22) рассчитать значение коэффициента  $K_c=7,641733 Ry$ . Интегрирование полной ПЭС валентной полосы WC позволило определить положение уровня Ферми  $E_F=0,90 Ry$ . Принимаем, что  $K_{H1} = -6,0$ , а  $K_{H2} = 0$ . Выбираем величину ин-



тервала  $\Delta = 0,10 \text{ Ry}$ . Используя экспериментальное значение термоЭДС  $\varepsilon = 0,000023 \text{ В/град}$  при  $T = 220^\circ\text{C}$  в соответствии с формулой (5.29), получим значение твердости  $H = 23,57 \cdot 10^9 \text{ Па}$ . Вычисление относительной износостойкости дает

$$I_{\text{отн}} = bH = 1,402 \cdot 10^{-8} \cdot 23,57 \cdot 10^9 = 330,45.$$

Полученное значение относительной износостойкости карбида вольфрама практически совпадает с оценкой М.М. Хрущева ( $I_{\text{отн}} = 330,7$  при твердости  $24,696 \text{ ГПа}$  [269]). Аналогичным образом с использованием экспериментальных значений термоЭДС материалов рассчитаны твердость, относительная износостойкость (при абразивном износе) и энергия связи для температуры резания  $E = 600^\circ\text{C}$  (табл.5.6).

Таблица 5.6

Исходные данные для расчета и величина  $I_{\text{отн}}$   
для разных марок твердых сплавов

Материал	$E_f, \text{Рид}$	$\varepsilon, \text{мкВ/}^\circ\text{C}$	$H, \text{ГПа}$	$E_c$	$I_{\text{отн}}$
WC	0,900	-23,0	23,57	10,7	330,45
BK8	0,920	-20,3	25,54	11,1	358,13
T5K10	0,913	-19,4	30,68	11,5	430,06
T15K6	0,918	-16,6	34,40	11,9	482,29
T30K4	0,930	-11,9	39,38	12,3	552,21
T60K6	0,970	0,96	57,65	13,6	808,83

Анализ данных табл.5.6 показывает, что данная модель отражает тенденции повышения износостойкости инструментальных материалов в ряду WC – BK8 – T5K10 – T15K6 – T30K4 – T60K6 с уменьшением величины термоЭДС. Наблюдаемое возрастание относительной износостойкости инструментальных материалов на основе двухкарбидных систем коррелирует с увеличением энергии связи в инструментальном материале. Возрастание энергии связи может быть объяснено гибридизацией  $2p$ - состояний углерода и  $5d$ - состояний вольфрама, активированной  $3p$ - и  $3d$ - состояниями титана, что косвенно подтверждается увеличением твердости в ряду WC – BK8 – T5K10 – T15K6 – T30K4 – T60K6.

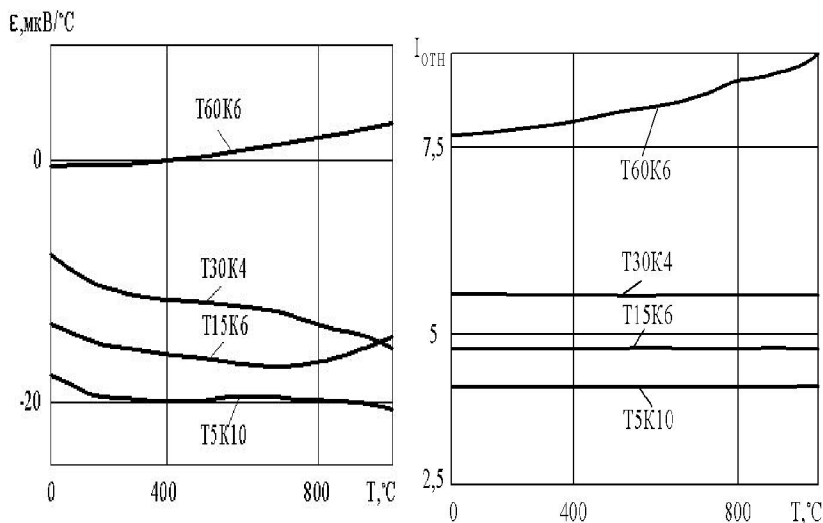


Рис.5.20 Связь абсолютной термоЭДС с износостойкостью твердых сплавов системы WC-TiC (расчет)

Результаты расчета температурной зависимости износостойкости твердых сплавов (относительно эталона, в качестве которого принят свинцово-оловянный сплав, аналогично работе [269]) представлены на рис.5.20. Для сплавов T5K10, T15K6, T30K4 износостойкость при абразивном изнашивании (в рамках данной модели) не зависит от температуры, что соответствует представлениям Г. Фирреге [332] о характере температурной (скоростной) зависимости износа при механическом истирании. Следует также отметить, что термоЭДС входит в формулу (5.31) в виде экспоненты и при отрицательных значениях термоЭДС второе слагаемое в формуле (5.31) становится пренебрежимо малым. Износостойкость твердого сплава T60K6 в интервале температур 100...1000 °C увеличивается на 12,6%.

Таким образом, с уменьшением абсолютной термоЭДС как характеристики электронной структуры инструментального материала увеличивается износостойкость (расчет). Практика обработки резанием двухкарбидными твердыми сплавами это подтверждает - самым износостойким твердым сплавом в этой группе является сплав T60K6.

Полученные расчетные данные в принципе объясняют отмеченные многими авторами факты связи между термоЭДС и ин-



тенсивностью изнашивания [44, 73-75, 105], когда износ резцовых пластин твердого сплава *одной марки* с большей термоЭДС всегда был выше, чем с меньшим значением термоЭДС.

Корреляционная связь между износом и величиной термоЭДС при трении и резании, установленная для твердых сплавов, сохраняется и для других групп инструментальных материалов, например, керметов и быстрорежущих сталей. В лабораторных условиях были испытаны партии восьмизубых торцевых фрез диаметром 125 мм с механическим креплением пятигранных пластин ВК8, Т15К6 и КНТ-16 ( $v = 6/2$  м/с,  $S_{\text{мин}} = 12,5 \cdot 10^{-3}$  м/с,  $t = 1 \cdot 10^{-3}$ ) при симметричном фрезеровании стали 45. При допустимом износе зубьев фрез по задней поверхности  $h_3 = 0,5$  получили значения стойкостей для сплавов ВК8, Т15К6 и КНТ-16 соответственно 18, 35 и 72 мин. Значения относительной термоЭДС, измеренные для острозаточенных фрез на принятом режиме резания, равнялись соответственно 21,4, 13,4 и 5,3 мВ. Обработанная заготовки из СЧ18-36 12-зубыми фрезами с квадратными пластинами из сплава Т5К10 и кермета ВОК60, установили зависимость изменения относительной термоЭДС от скорости резания и минутной подачи.

Анализ последних результатов показывает, что из-за ограниченной проводимости кермет ВОК60 ( $WC+Al_2O_3$ ) развивает меньшую термоЭДС в паре с чугуном СЧ18-36, чем твердые сплавы, в диапазоне скоростей 2,8...6,2 м/с и подач  $(3,3...15,8) \cdot 10^{-3}$  м/с (рис.5.21,а). Стойкостные зависимости  $T-v$  для этого случая показывают, что кермет ВОК60 имеет большую стойкость, что иллюстрируется данными рис 5.21,б.

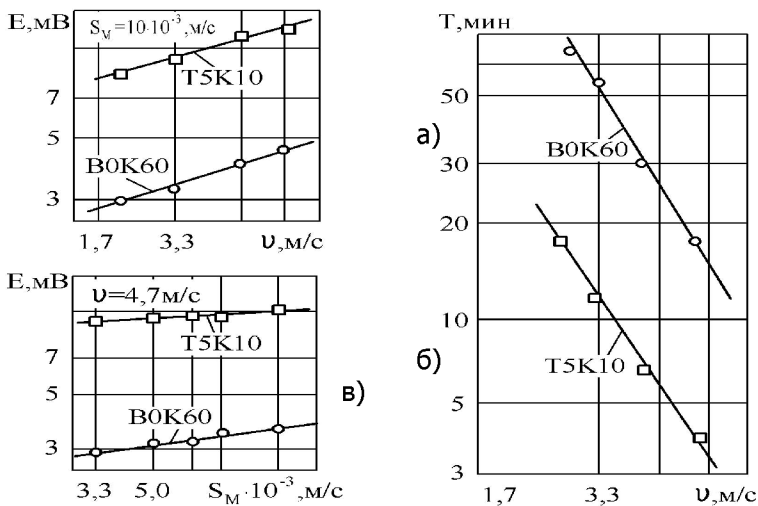


Рис.5.21. Влияние режимов резания на термоЭДС (а, б) и стойкость фрез (в) из твердого сплава Т5К10 и кермета В0К60  
 Аналогичные корреляционные связи между износостойкостью и термодинамическими характеристиками структуры обнаружены нами и для быстрорежущих сталей, о чем уже говорилось выше (п.5.1.3).

Таким образом, несмотря на существенные отличия структуры быстрорежущих сталей от твердых сплавов и для них сохраняется характер корреляционной связи между износостойкостью и абсолютной термоЭДС.

Подводя итоги исследований 5-й главы, отметим следующее:

- экспериментально обнаруженная взаимосвязь между термоэлектрическими характеристиками структуры инструментальных материалов и их износостойкостью получила обоснование в формуле (5.31) для оценки относительной износостойкости твердых сплавов при абразивном износе. Впервые в формуле (5.31) для оценки износа инструментального материала учтена абсолютная термоЭДС материала как характеристика электронного состояния. Расчетные оценки величины относительной износостойкости для карбида вольфрама совпадают с экспериментальными данными;

- расчетами величины износостойкости для разных составов двухкарбидных твердых сплавов (от Т5К10 до Т60К6) показано, что сплав с меньшей термоЭДС имеет большую износостойкость. Эти результаты теоретических расчетов подтверждают данные многочисленных экспериментов при трении и резании для разных групп инструментальных материалов - твердых сплавов, керметов и быстрорежущих сталей.



## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Задача достижения высшего мирового уровня по важнейшим видам машин, оборудования и приборов предполагает неуклонное повышение качества и надежности выпускаемой техники.

Особое значение приобретает стабильность режущих свойств инструмента в автоматизированном производстве на станках-автоматах, автоматических линиях, станках с ЧПУ, ГПМ и ГПС.

Надежность металлообрабатывающего инструмента как слабого звена технологической системы «станок-приспособление-инструмент-деталь» в значительной мере обеспечивается износостойкостью инструментальных материалов. Износостойкость инструмента (интенсивность изнашивания  $J=(0,5...20) \cdot 10^{-8}$ ) ниже износостойкости подвижных сочленений деталей машин ( $J=2 \cdot 10^{-9} \dots 5,6 \cdot 10^{-11}$ ), что обусловлено повышенными силовыми и тепловыми нагрузками, действующими на малых контактных площадях, ограниченным в ряде случаев применением смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) или трудностью их подачи в зону резания и др. В результате налицо интенсивный износ режущей части инструмента, невысокий его ресурс по сравнению с ресурсом традиционной пары трения.

Таким образом, поиск на базе изучения физических явлений в зоне контакта при резании дополнительных резервов повышения износостойкости существующих, прогнозирование состава и свойств новых разрабатываемых групп и марок режущих материалов, выбор оптимальных режимов изнашивания - основные проблемы на современном этапе развития науки о трении и износе.

Главное назначение настоящей книги показать применение синергетического подхода для описания процесса износа инструментальных режущих материалов с учетом протекания в системе трения трибоэлектрических явлений.

Основу синергетики составляет фундаментальное явление самоорганизации, упорядоченности сложных нелинейных динамических систем. Система трения (резания) есть система синергетическая, поведением которой можно управлять спонтанно за счет «внутренней» подстройки или направленно за счет «внешнего» воздействия.



Анализ выполняемых исследований внешнего энергетического воздействия на характеристики прочности, твердости, пластичности, теплопроводности, износостойкости, независимо от вида энергетического воздействия, показал факты немонотонного изменения выходных параметров, обусловленных плотностью дислокаций: «деформирующее усилие – скорость деформации»; «избыточная энергия материала – напряженность магнитного поля»; «твердость материала – мощность лазерного облучения»; «твердость материала – скорость нагрева импульсным электрическим током»; «стойкость инструмента – температура электроконтактного подогрева»; «стойкость резца – сила вводимого тока при электроконтактном подогреве»; «коэффициент трения – удельная нагрузка»; «износ (стойкость) инструмента – скорость резания» и др. Экстремальные значения названных характеристик при вариации управляющих параметров есть точки бифуркаций.

Полученные данные свидетельствуют о том, что в пространстве энергетических состояний твердых тел при различных видах деформаций диссипативные процессы реализуются на разных структурных макро- и микроуровнях.

Анализируя влияние на износ режущих материалов термоЭДС и термоэлектрических токов, нами установлено, что в большинстве исследований изменения выходных параметров процесса резания - износа, стойкости, характеристик качества поверхности - не имеют точек бифуркаций при вариации режимов резания, величины и направления слабых токов и термоЭДС, а отображаются логарифмическими анаморфозами. В ряде работ такие экстремальности (точки бифуркаций) были обнаружены: влияние величины ЭДС на износ и шероховатость поверхности; влияние на стойкость силы и направления вводимого в зону резания слабого электрического тока; зависимость от скорости резания коэффициента увеличения стойкости при изоляции резца.

Микрорентгеноспектральным анализом контактных площадок инструмента и стружки выполнена оценка влияния на износ в условиях трения и резания термоэлектрического эффекта Томсона. Доказано, что в зависимости от уровня температуры на контакте и физической природы материалов инструмента и детали (величина и знак коэффициента Томсона) разрыв цепи результирующего триботока эффективен для снижения износа инструментального материала лишь в узком диапазоне температур. При этом величина эффекта зависит от знака и величины



коэффициента Томсона; температурная зависимость последнего имеет для разных групп инструментальных материалов нулевые, положительные и отрицательные значения, т.е. точки бифуркации.

На базе основных положений синергетики, термодинамики необратимых процессов и уравнения баланса энтропии, примененных к процессу износа при резании металлов, разработаны основы термодинамического метода оценки интенсивности изнашивания материалов в условиях трения, базирующегося на учете совокупности флуктуационных процессов в контактной плоскости и условий диссипации энергии трения микрообъемами трущихся тел, влияния термодинамических неоднородностей различной природы, в том числе и трибоэлектрических процессов, на плотность накопленной энтропии, ответственной за износ. Такой подход в теории трения и износа предпринимается впервые.

В работе изучен и обоснован основополагающий принцип управления износостойкостью инструментальных режущих материалов путем локализацией теплового поля к поверхности контакта созданием высоких температурных градиентов. С термодинамической точки зрения такая локализация эквивалентна увеличению потока тепловой энтропии в среду и уменьшению плотности тепловой энтропии, накопленной поверхностными слоями материала. Применимость предложенного принципа доказана теоретическими и экспериментальными исследованиями действия объемных источников тепла Томсона на характеристики теплового поля в изнашиваемом материале.

В результате исследований подтверждена физическая природа влияния на износ трибоэлектрических процессов через термодинамически обратимые эффекты Томсона и Пельтье.

В качестве термодинамической характеристики состояния инструментального материала впервые используется его абсолютная термоЭДС, являющаяся энтропией движущихся носителей тока - электронов. Экспериментально доказана правомерность аналогии между накоплением тепловой энергии в микрообъеме изнашиваемого материала и накоплением "электронной" энтропии как факторов, определяющих интенсивность изнашивания.

И, наконец, впервые предложены и реализованы на практике способы выбора оптимального режима трения, основанные на термодинамических критериях, являющихся экспериментальными аналогами производства избыточной энтропии. Их ми-





нимальные значения соответствуют установлению баланса между производством и потоком энтропии и образованию диссипативных защитных структур при трении.

Главным итогом монографии является создание научной базы для управления износостойкостью существующих и разработки новых инструментальных материалов и повышения надежности и долговечности режущего инструмента, что, в частности, позволяет:

- прогнозировать износостойкость инструментального материала, его состав и свойства в конкретных условиях трения и резания с учетом теплового состояния;

- использовать термодинамические характеристики твердых сплавов и быстрорежущих сталей (абсолютную термоЭДС, коэффициент Томсона) для выбора инструментального материала с наибольшей износостойкостью;

- научно обосновать выбор условий изнашивания инструментальных материалов на операциях обработки резанием, когда обеспечивается увеличение стойкости инструмента при разрыве цепи триботока применением технологической оснастки с конструктивным элементом из изолятора;

- разработать принципиально новые термодинамические критерии выбора оптимального режима при трении и резании, что в итоге обеспечивает снижение расхода дефицитных инструментальных материалов и повышение качества обрабатываемых деталей.

Совокупность изложенных теоретических и экспериментальных исследований раскрывает перспективы дальнейшего изучения трибоэлектрических процессов и их применения для управления процессом изнашивания. Экспериментальные исследования в монографии в целом подтвердили возможность функционирования и проявления локальных цепей триботока.

Теоретически обоснована возможность прогноза теплофизической (трибоэлектрической) совместимости структурных составляющих твердых сплавов. Поэтому в ближайшем будущем предстоит осуществить расчетным путем (по характеристикам электронного состояния) подбор связок и карбидных фаз твердых сплавов таким образом, чтобы на границах фаз устранить или свести к минимуму величину тепловых флуктуаций. Другими словами, в перспективе - разработка нового способа «конструирования» состава твердосплавных материалов.



В настоящее время, управляя трибоэлектрическими процессами во внешней цепи и на контактных площадках инструмента, резервы повышения стойкости металлорежущего инструмента практически исчерпаны. В этой связи возникает необходимость их дальнейшего изучения на субмикроуровне, т.е. взаимодействие электрических токов и полей с дислокациями, вакансиями и другими несовершенствами структуры; разработка и изучение механизма взаимодействия внешнего потока электронов с собственными, находящимися в кристаллической решетке материала, и влияние этого взаимодействия на прочностные и трибологические характеристики материалов.

Полученная нами новая аналитическая зависимость для расчета интенсивности абразивного изнашивания на базе абсолютной термоЭДС материала как термодинамической характеристики его структуры требует доработки и распространения основополагающих принципов на другие виды изнашивания - адгезионный, окислительный и диффузионный как определяющих долговечность режущего инструмента.

ТермоЭДС зоны резания как чувствительный индикатор физико-химических процессов в зоне контакта при трении и резании используется для мониторинга процесса резания и станочной системы в целом. Имеющийся опыт разработки систем мониторинга на базе термоЭДС, в том числе и наши исследования [133,215], требуют серьезного научного осмысления и внедрения этого опыта в практику автоматизированного металлообрабатывающего производства.



## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аваков А.А. Физические основы теорий стойкости режущих инструментов.- М.: Машгиз,1960. – 308 с.
2. Аваков А.А., Рыжкин А.А. Повышение стойкости сверл методом термоэлектрической компенсации // Станки и инструмент. – 1965. - №12. – С.34-35.
3. Аваков А.А., Рыжкин А.А. Повышение стойкости спиральных сверл при обработке жаропрочных сталей // Спиральные сверла: Сб материалов Всесоюз. совещ.- М., 1965. – С. 163-174.
4. Аваков А.А., Дубров Ю.С., Николаева Г.С. Исследование эффектов повышения износостойкости твердосплавных режущих пластинок.// Известия вузов. Машиностроение. – 1965. – №3. – С. 55-58.
5. Адаптивное управление станками / Под ред. Б.С. Балакшина. – М.: Машиностроение, 1973.- С. 296-310.
6. Адаптивное управление технологическими процессами / Б.М. Соломцев, В.Г. Митрофанов, С.П. Протопопов и др. – М.: Машиностроение, 1980.- С.179-187.
7. Акимов Г.В. Метод микроЭДС // Докл. АН СССР. - Т.51. - №3. – 1946. - С. 205-207.
8. Александров В.И. Электрическое отображение влияния покрытия на стойкость инструмента // СТИН. – 2003. - №4. - С.14-18.
9. Александров В.И. Электрическое отображение влияния формы передней поверхности на стойкость инструмента // СТИН. – 2003. - №5. - С.12-16.
10. Александров В.И., Глинкин Е.И., Егоров А.В. Электрические характеристики контакта инструмент-заготовка // СТИН. – 2003. - №3. – С.18-22.
11. Александров В.И., Глинкин Е.И., Егоров А.В., Руденко Д.Н. Электрические характеристики интегрального и локальных микроконтактов инструмента с изделием и стружкой // Вестник машиностроения. – 2004. - №1. - С.42-47.
12. Анцупов А.А. Термоэлектрические и термомагнитные явления при резании металлов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Тула: ТПИ, 1973.- 28 с.
13. Архипова А.В., Куделькин В.П., Любинская М.Я. и др. Определение обезуглероживания серебрянки из быстрорежущей стали методом ТЭДС // Заводская лаборатория.- 1966.- Т XXXП. - №6.- С. 719-720.



14. *Аскинази Б.М.* Упрочнение и восстановление деталей машин электромеханической обработкой.- М.: Машиностроение, 1989.- 197 с.

15. А.с. 1017963 (СССР). Способ оценки работоспособности материалов в узлах трения / *А.А.Рыжкин, А.И.Филипчук, К.Г.Шучев, М.М.Климов.* Оpubл. в Б.И., 1983. №18.

16. А.с. 172528 (СССР). Способ непрерывного контроля работы пар трения, разделенных слоем проводящей электрический ток смазки / *Б.И. Костецкий, Б.М. Барбалат.* - Оpubл. в Б.И., 1965. №13.

17. А.с. 556370 (СССР). Способ исследования трения / *А.С.Шамшур, В.А.Федорцев.* - Оpubл. в Б.И., 1977, № 16.

18. А.с. 648383 (СССР). Способ определения скорости резания / *С.В.Васильев, М.П. Козочкин.*- Оpubл. в Б.И., 1979. №7.

19. А.с. 657918 (СССР). Способ определения оптимальной скорости резания / *А.Д.Макаров, Д.И.Рюков, В.Н.Коленченко, А.П.Доброрез.* - Оpubл. в Б.И., 1979. №15.

20. А.с. 659936 (СССР). Способ непрерывного контроля работы пар трения, разделенных слоем проводящей электрический ток смазки / *Б.И. Костецкий, В.П.Шолудько.* - Оpubл. в Б.И., 1979. № 16.

21. А.с. 983512 (СССР). Способ определения оптимальной скорости резания / *А.А.Рыжкин, А.И.Филипчук, К.Г. Шучев, М.М. Климов.* - Оpubл. в Б.И., 1982, № 47.

22. *Базаров И.П.* Термодинамика.- М.: Высшая школа, 1983.- 344 с.

23. *Балабеков М.Г.* Повышение эффективности действия распыливаемых СОЖ при резании металлов с помощью электрических и магнитных полей: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Ташкент: ТашПИ, 1965.- 22 с.

24. *Баранов Ю.В.* Изменение физико-механических свойств и износостойкости быстрорежущих инструментальных сталей при обработке импульсным электрическим током.// Вестник машиностроения. – 2003. - №1. - С.29-33.

25. *Белоусов А.И.* Расчет температуры трения. // Теория трения и износа. – М.: Наука, 1965. - С.81-84.

26. *Белый В.А., Савкин В.Г., Свириденок А.И., Смуругов В.А.* Об исследовании процесса переноса при трении полимеров // Механика полимеров. – 1971. - №4. - С.750-752.

27. *Белый В.А.* Проблема создания композиционных материалов и управление их фрикционными свойствами // Трение и



износ. – 1982. – Т.3. – №3. – С.389-395.

28. *Белый В.А., Купчинов Б.И.* К вопросу о механизме трения наполненных полимеров // О природе трения твердых тел: Сб. ст. - Минск: Наука и техника, 1971.- С.190-197.

29. *Беляковский В.П.* Повышение производительности сверления жаропрочных сталей за счет конструктивных улучшений режущего инструмента: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.- Куйбышев, 1967. – 23 с.

30. *Бессонов Л.А.* Теоретические основы электротехники: электрические цепи. – 7 изд., перераб. и доп. - М.: Высшая школа, 1978. - 528 с.

31. *Билик Ш.М.* Пары трения металл-пластмасса в машинах и механизмах. - М.: Машиностроение, 1966. - 311 с.

32. *Билик Ш.М., Цуркан В.П.* Влияние направления стекания электрических зарядов, образующихся при трении на износ металлополимерной пары // Теория смазочного действия и новые материалы: Сб. ст. - М.: Наука, 1985. - С.222-224.

33. *Блантер М.Е., Машков А.К.* Изменение электрического сопротивления и термоэлектродвижущей силы в процессе  $\alpha$  превращения легированного железа // Физика металлов и металловедение.- 1961.- Т.11. - Вып.2.- С. 194-202.

34. *Блатт Ф.Д.* Физика электронной проводимости в твердых телах. – М.: Мир, 1972.- 472 с.

35. *Блатт Ф.Д., Шредер П.А., Фойлз К.Л., Грейт Д.* Термоэлектродвижущая сила металлов. - М.: Металлургия, 1980.- 248 с.

36. *Бобровский В.А.* О повышении стойкости инструмента за счет разрыва цепи термоЭДС, возникающей при резании.// Вестник машиностроения. – 1966. - №8. - С.65-67.

37. *Бобровский В.А.* Способ повышения стойкости режущего инструмента. - М.: Изд.-во Академии бронетанковых войск, 1964. – 46с.

38. *Бобровский В.А.* Электродиффузионный износ инструмента. – М.: Машиностроение, 1970. – 200 с.

39. *Бобровский В.А., Аветов А.А., Дракин С.И.* Диффузия и электроперенос при резании металлов // Докл. АН СССР. - 1976. - Т.226. - №4. - С.812-815.

40. *Булатов А.С., Пинчук В.Г., Лазарева М.Б.* Зависимость ширины линии ФМР от плотности дислокаций в никеле. // Физика металлов и металловедение. – 1972. - Т.34. - №5. - С.1066-1069.

41. *Бурмистров Е.В., Тарасов А.В.* Сверление отверстий с введением в зону резания слабых электрических токов // Произ-



водительность, качество обработка и надежность в эксплуатации изделий из жаропрочных и титановых сплавов // Тр. Ку АИ им. С.П. Королева. – Куйбышев, 1970. - Вып.43. - С.65-73.

42. *Буше Н.А., Копытько В.В.* Совместимость трущихся поверхностей. - М.: Наука, 1981.- 127 с.

43. *Валиков В.И., Матынкин Ф.С.* Влияние износа инструмента на термоЭДС резания // Тр. МВТУ. – М.: Изд-во МВТУ ин.Баумана, 1981. - №361. – С.35-42.

44. *Васильев С.В.* ТермоЭДС при резании как характеристика качества твердосплавных пластинок.// Станки и инструмент. – 1976. - №5. - С.27-28.

45. *Васильев С.В.* ЭДС и температура резания // Станки и инструмент. – 1980. - №1. - С.20-22.

46. *Вейсс Р.* Физика твердого тела. - М.: Атомиздат, 1968.- 456 с.

47. *Галей М.Т.* Износостойкость инструмента и электрические явления в цепи "станок-изделие-инструмент" // Приборостроение. – 1965. – №8. – С.19-21.

48. *Галей М.Т.* Исследование материалов и геометрии режущих инструментов на основе термоэлектрических явлений при резании и трении.// Основные направления и перспективы развития технологии приборостроения: Сб. ст. - М.: ОНТИПРИБОР, 1964. - С.223-227.

49. *Гаркунов Д.Н.* Триботехника. - М.: Машиностроение, 1985. – 424 с.

50. *Гаркунов Д.Н.* Триботехника. - М.: Машиностроение, 1999. – 329 с.

51. *Гаркунов Д.Н., Крагельский И.В., Поляков А.А.* Избирательный перенос в узлах трения. - М.: Транспорт, 1969. - 103 с.

52. *Гаркунов Д.Н., Поляков А.А.* О механизме избирательного переноса при трении меди и медных сплавов в среде глицерина.// Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа: Сб. ст. - М.: Наука, 1968. – С.63-72.

53. *Гаркунов Д.Н., Поляков А.А., Семенов В.Я.* Современные проблемы триботехники // Трение и износ. – 1980. - №3. - С.391-402.

54. *Гаркунов Д.Н., Суранов Г.И., Хрусталеv Ю.А.* Водородное изнашивание и разрушение деталей машин: Учеб. пособие. – Ухта: Ухтинский гос. техн. ун-т, 2003. - 198 с.

55. *Георгиевский Г.А., Лебедев Л.А., Бороздинский Е.М.* Исследование кинетики электризации при скольжении фрикцион-



ных пластмасс по металлу. // Электрические явления при трении, резании и смазке твердых тел. - М.: Наука, 1973. - С.12-20.

56. *Гершман И.С., Буше Н.А.* Неустойчивость трибосистемы с токосъемом в процессе самоорганизации // Трение и износ. – 1999. - №6. - Т.20. - С.623-629.

57. *Гершман И.С., Буше Н.А.* Реализация диссипативной самоорганизации поверхностей трения в трибосистемах // Трение и износ. – 1995. – Т.16. - №1. - С.61-70.

58. *Гершман И.С., Буше Н.А., Берент В.Я.* Термодинамические аспекты существования устойчивых вторичных структур на поверхностях сильноточных скользящих контактов // Трение и износ. – 1989. – Т.10. - №2. - С.225-232.

59. *Глазов В.М., Крестовников А.Н.* Исследование термоэлектрических свойств материалов в микрообъемах // Физические методы исследования. - 1961. - Т. XXVП. - №4. - С.416-419.

60. *Гленсдорф П., Пригожин И.* Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций. - М.: Мир, 1973. - 280 с.

61. *Глузский Я.Л.* Влияние трибоэлектрических явлений на работоспособность самосмазывающихся композиций на основе кобальта // Проблемы трения и изнашивания: Сб. – Киев: Техника, 1976. - №10. - С.64-68.

62. *Головин Ю.И.* Механические свойства и поведение реальных металлов в сильных электрических и магнитных полях // Известия вузов. Черная металлургия. – 1993. - №8. - С.67-71.

63. *Гордиенко П.Л., Гордиенко С.Л.* О влиянии электрического тока на износ при трении металлических тел // Вестник машиностроения. – 1952. - №7. - С.23-25.

64. *Григорьянц А.Г., Сафонов А.Н.* Методы поверхностной лазерной обработки. - М.: Высшая школа, 1987. - 197 с.

65. *Де Гроот С.Р.* Термодинамика необратимых процессов. - М.: Гостехиздат, 1956.- 280 с.

66. *Дель Г.Д.* Определение напряжений в пластической области по распределению твердости. - М.: Машиностроение, 1971. - 199 с.

67. *Демкин Н.Б.* Фактическая площадь касания твердых поверхностей. - М.: Изд-во АН СССР, 1967. - 111 с.

68. *Дерягин Б.В., Кротова Н.А., Смилга В.П.* Адгезия твердых тел. - М.: Наука, 1973. - 280 с.

69. *Дмитриев В.С.* Исследование изнашивания твердых сплавов в связи с термоэлектрическими явлениями: Дис.... канд.



техн. наук. – Ростов н/Д, 1976. – 222 с.

70. *Добрецов Л.Н., Гомоюнова М.Н.* Эмиссионная электро-ника. - М.: Наука, 1966. - 564 с.

71. *Дубинин А.Д.* Трение и износ в деталях машин. - М.: Машгиз, 1952. - 121 с.

72. *Дубинин А.Д.* Энергетика трения и износа деталей машин. – М-Киев: Машгиз, 1963. - 137 с.

73. *Дудкин Е.В., Дундукова Н.М.* Метод оценки режущих свойств твердосплавных изделий. // Физические процессы при резании металлов: Сб. ст. – Волгоград, 1997. - С.41-47.

74. *Дудкин Е.В., Дундукова Н.М.* Надежность режущего инструмента на станках с ЧПУ // Автоматизация технологических процессов в машиностроении: Межвуз. сб. науч. тр. - Волгоград: Политехник, 2003. - С.79-84.

75. *Дудкин Е.В., Плотников А.А., Арбузников В.С.* О повышении эффективности использования твердосплавного инструмента на автоматических линиях // Технология машиностроения и автоматизации производственных процессов: Межвуз. сб. науч. тр. - Волгоград, 1978. - С.100-107.

76. *Евдокимов В.Д., Рыжкин А.А., Дмитриев В.С.* Исследование экзoeлектронной эмиссии при трении и резании металлов // Проблемы трения и изнашивания: Сб. науч. ст. – Киев: Техника, 1976. Вып.6. - С.75-79.

77. *Евдокимов В.Д., Сёмов Ю.И.* Экзoeлектронная эмиссия при трении. - М.: Наука, 1973. - 280 с.

78. *Жилин В.А.* Влияние ТЭДС и токов на коррозионный износ твердосплавного инструмента // Электрохимические процессы при трении и их использование для борьбы с износом: Материалы Всесоюз. науч.-техн. конф. - Одесса, 1979. - С.62-64.

79. *Жилин В.А.* Субатомный механизм износа режущего инструмента.- Ростов н/Д: Изд-во РГУ, 1973. - 105 с.

80. *Жуков В.П.* Возможности вычислительных методов в теории химической связи в твердом теле // ЖСХ. - 1997. - Т.38. - №3. - С.554-583.

81. *Займан Д.* Принципы теории твердого тела. - М.: Мир, 1974.- 472 с.

82. *Зорев Н.Н.* Вопросы механики процесса резания металлов. - М.: Машгиз, 1956. - 368 с.

83. *Зориктуев В.Ц., Хузин И.С.* Электропроводимость контакта инструмент – деталь – физический и информационный параметр в станочных системах. - М.: Машиностроение, 1998.- 175 с.





84. *Иванов М.К.* Исследование связи износостойкости с ЭДС, возникающей при трении металлов: Автореф. дис.... канд. техн. наук. - Ростов н/Д: РИИЖТ, 1975. - 22 с.
85. *Иванова В.С.* Механика и синергетика усталостного разрушения // Физико-химическая механика материалов. – 1986. - №1. - С.62-68.
86. *Иванова В.С.* Синергетическая модель разрушения металлов и сплавов по механизму отрыва // Физико-химическая механика материалов. – 1988. - №4. - С.51-57.
87. *Игнатьева Э.В.* Об учете теплового эффекта перлитно-аустенитного превращения при анализе температуры контактной поверхности при трении с интенсивным тепловыделением. // Трение и износ фрикционных материалов: Сб. науч. ст. - М.: Наука, 1977. - С.69-72.
88. Избирательный перенос в тяжело нагруженных узлах трения. / Под общ. ред. *Д.Н. Гаркунова*. - М.: Машиностроение, 1982. – 207 с.
89. Избирательный перенос при трении и его экономическая эффективность. - М.: МДНТП им. Дзержинского, 1972.- 252 с.
90. Изменение прочности и пластичности материалов в условиях внешних энергетических воздействий / Под ред. *Н.М. Кулагина, В.Е. Громова* // Известия вузов. Черная металлургия. – 1996. - №2. - С.32-79.
91. Износостойкость новых марок быстрорежущих сталей / *А.А. Рыжкин, В.С. Дмитриев, Ю.А. Матвеев* и др. // Металлорежущие станки и прогрессивные методы обработки металлов резанием: Межвуз. сб. науч. тр. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1972.- С.82-87.
92. *Кабалдин Ю.Г.* Структура, прочность и износостойкость инструментальных материалов. - Владивосток.: Дальнаука, 1996.- 183 с.
93. *Кабалдин Ю.Г.* Структурно-энергетический подход к процессу изнашивания твердых сплавов // Известия вузов. Машиностроение. – 1986. - №4. - С.127-131.
94. *Кабалдин Ю.Г., Олейников А.И., Бурков А.П.* Синергетика эволюции структур и солитонные механизмы трения, износа и смазки при резании // Вестник машиностроения. – 2000. - №1. - С.34-41.
95. *Кабалдин Ю.Г., Семибратова М.В., Кириченко В.В.* Нелинейная динамика. Фрактальный подход к изнашиванию и динамической устойчивости трибосистем при резании. // Эффект безызносности и триботехнологии. – 2003. - №1. - С.74-83.



96. *Канарчук В.Е.* Адаптация материалов к динамическим воздействиям. - Киев: Наукова думка, 1986. - 263 с.
97. *Кашеев В.Н.* Процессы в зоне фрикционного контакта металлов. - М.: Машиностроение, 1978. - 213 с.
98. *Кизельштейн В.Я.* Химико-механическая обработка металлов. - Л.: Судостроение, 1969. - 154 с.
99. *Ким В.А.* Повышение эффективности упрочняющих технологий за счет резервов структурной приспособляемости режущего инструмента: Автореф. дис.... д-ра техн. наук. - Ростов н/Д: ДГТУ, 1994. - 37 с.
100. *Кишкин С.Т., Клыпин А.А.* Эффекты электрического и магнитного воздействия на ползучесть металлов и сплавов // Докл. АН СССР. - 1973. - Т.211. - №2. - С.325-327.
101. *Киялбаев Д.А.* и др. Вязкое разрушение при переменных температурах и напряжениях / *Д.А.Киялбаев, В.М.Чебанов, А.И.Чудновский* // Проблемы механики твердого деформируемого тела. - Л.: Судостроение, 1970. - С.217-223.
102. *Климов М.М.* Влияние флуктуации параметров процесса трения на изнашивание твердых сплавов. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Ростов н/Д, 1987. - 16 с.
103. *Климонтович Н.Ю.* Без формул о синергетике. - Минск.: Вышэйшая школа, 1986. - 223 с.
104. *Коваленко В.С.* Упрочнение деталей лучом лазера. - Киев: Техника, 1981. - 131 с.
105. *Коваль Ю.Ф.* Исследование влияния термоЭДС твердосплавных пластин на их режущую способность: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Куйбышев, 1973. - 22 с.
106. *Колев Н.С., Рыжкин А.А., Мачурин Е.С.* Стойкость твердосплавных режущих пластин, облученных электронами высоких энергий // Системы автоматического управления металло-режущими станками и технологическими процессами в сельскохозяйственном машиностроении: Сб. ст. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1978. - С.3-7.
107. *Колесников А.А.* Основы синергетики управляемых систем. - Таганрог: Изд-во ТРТУ, 2001. - 122 с.
108. *Колесников В.И.* Теплофизические процессы в металлополимерных трибосистемах. - М.: Наука, 2003. - 279 с.
109. *Колобков В.П., Никифоров А.В.* Влияние магнитного поля на износ резов из быстрорежущих сталей при точении хромоникелевых жаропрочных сплавов // Производительная обработка и технологическая надежность деталей машин: Сб. науч. ст.



– Ярославль: ЯПИ, 1977. – С.121-123.

110. Комбинированный метод обработки ротационным инструментом с нагревом срезаемого слоя концентрированными потоками энергии. / *П.И. Яцерицын, А.В. Борисенко, Н.Н. Попок, М.Л. Хейфец* // Докл. АН Белоруссии. - 1992. - Т.36. - №5. - С.429-432.

111. *Коноплев В.Н., Урлапов Г.П.* Повышение стойкости спиральных сверл и метчиков. // Вестник машиностроения. – 1969. - №4. - С.68-70.

112. *Коноплев В.Н., Урлапов Г.П.* Опыт повышения стойкости режущего инструмента путем разрыва цепи ТЭДС. // Передовой науч.-техн. и произв. опыт. - М.: ГОСИНТИ. - №7-68-443/84, 1968. - 4с.

113. *Корж П.Д., Ершова А.П.* Термоэлектрический метод определения углерода в стали по ходу плавки. // Физические методы исследования. - 1958. - №1. - С.41-43.

114. *Коробов Ю.М.* Влияние электрического тока на процесс резания металлов // Автоматизация и технология машиностроения: Тр. ЛПИ. - М.-Л.: Машиностроение, 1965. - №250.

115. *Коробов Ю.М.* Исследование процесса чистового точения и сопровождающих его термоэлектрических явлений: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Л.: ЛПИ, 1965. - 18 с.

116. *Коробов Ю.М., Прейс Г.А.* Электромеханический износ при трении и резании металлов. - Киев.: Техника, 1976. - 199 с.

117. *Коробов Ю.М., Прейс Г.А.* Электропластический эффект при трении // Проблемы трения и изнашивания: Респ. межвуз. науч.-техн. сб. - Киев, 1975. - Вып.7. – С.3-6.

118. *Коросько Н.М., Лернер Ю.Н.* Электрические методы исследования явлений при контактировании двух тел в статике и динамике // Проблемы трения и изнашивания. – 1976. - №8. – С.61-69.

119. *Кортов В.С.* О взаимосвязи деформационного возбуждения и эффекта экзоэлектронной эмиссии с поверхности металлов // Исследование поверхности конструкционных материалов методом экзоэлектронной эмиссии: Сб. науч. ст. – Свердловск: УПИ, 1969. – С.18-32.

120. *Коршунов Л.Г., Минц Р.И.* Влияние электризации и малых постоянных токов на износ металлов при трении скольжения // Физико-химическая механика материалов. – 1967. – Т.3. - №4. – С.392-396.



121. *Косоногова Л.Г., Луцаев Г.А. Хмеленко Г.И.* Расчет параметров температурного поля при фрезеровании с подогревом заготовки // Станки и инструмент. - 1993. - №2. – С.32-34.

122. *Костецкий Б.И.* Фундаментальная закономерность самоорганизации технических трибосистем // Докл. АН УССР. Серия А. – 1989. - №4. – С.52-57.

123. *Костецкий Б.И.* Фундаментальные основы поверхностной прочности материалов при трении. - Киев: Знание, 1980. - 26 с.

124. *Котликова А.Л., Фидельман А.С.* О влиянии термоэлектрического тока на износ режущего инструмента // Научные основы автоматизации производственных процессов в машиностроении и приборостроении: Сб. науч. ст. - М.: МВТУ, 1974. – С.7-8.

125. *Кравченко В.Я.* Влияние электронов на торможение дислокаций в металлах // Физика твердого тела. – 1966. - Т.8. - Вып.3. – С.927-934.

126. *Кравченко В.Я.* Воздействие направленного потока электронов на движущиеся дислокации // Журнал экспериментальной и теоретической физики. – 1966. – Т.51. – Вып.6(12). – С.1676-1688.

127. *Крагельский И.В.* Трение и износ. - М.: Машиностроение, 1968. - 480 с.

128. *Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С.* Основы расчетов на трение и износ. - М.: Машиностроение, 1977. - 552 с.

129. *Красиков П.Н.* Физико-химические основы водородного изнашивания // Эффект безызносности и триботехнологии. – 1993. - №2. – С.52-57.

130. *Крейт Ф., Блэк У.* Основы теплопередачи. - М.: Мир, 1983. – 512 с.

131. *Кретинин О.В., Елепин А.П. Кварталов А.Р.* Система контроля работоспособности инструментов при точении // Вестник машиностроения. – 1984. - №7. – С.41-43.

132. *Кретинин О.В., Кудрявцев С.А., Мотова Е.А., Горбунов С.С.* Методика диагностики контактных процессов при обработке на фрезерных станках с ЧПУ // Эффект безызносности и триботехнологии. - 2003. - №1. - С.106-110.

133. *Кривец Д.В., Рыжкин А.А.* Использование электрических параметров зоны резания для контроля износа металлорежущих инструментов // Методы повышения стойкости инструмен-



та путем использования электрических явлений, возникающих при резании: Тез. докл. – Киев., 1975. - С.23-24.

134. *Кривец Д.В., Рыжкин А.А., Дмитриев В.С.* Методика измерения сопротивления контакта при точении // Электрохимические процессы при трении и их использование для борьбы с износом: Материалы Всесоюз. конф. - Одесса, 1979. – С.67-69.

135. *Кристал М.А.* Механизм диффузии в железных сплавах. - М.: Машгиз, 1963. - 400 с.

136. *Кристал М.А., Жуков Л.А., Кокора А.И.* Структура и свойства сплавов, обработанных излучением лазера. - М.: Металлургия, 1973. - 192 с.

137. *Кужаров А.С.* Трибохимия избирательного переноса: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. / РИСХМ.– Ростов н/Д, 1991. - 42с.

138. *Кукоз Ф.И., Кукоз В.Ф.* Трибоэлектрохимия: Учеб. пособие. - Новочеркасск: УПЦ "Набла" ЮРГТУ (НПИ), 2003. - 399 с.

139. *Латышев В.Н.* Повышение эффективности СОЖ. – М.: Машиностроение, 1975. - 87 с.

140. *Либерман Я.Л.* Системы автоматического диагностирования состояния режущего инструмента по ЭДС резания // Станки и инструмент. – 1990. - №9. - С.15-18.

141. *Лившиц Б.Г., Крапошин В.С., Липецкий Я.Л.* Физические свойства металлов и сплавов. - М.: Металлургия, 1980. - 320 с.

142. *Литвинов В.Н., Михин Н.М. Мышкин Н.Н.* Физико-химическая механика избирательного переноса при трении. - М.: Наука, 1979. - 187 с.

143. *Лоладзе Т.Н., Овсеенко А.И., Жилис В.И.* и др. Экспериментальное исследование влияния разрыва цепи ТЭДС на стойкость сверл.// Вестник машиностроения. – 1979. - №6. – С.39-42.

144. *Лоладзе Т.Н.* Износ режущего инструмента. - М.: Машгиз, 1958. - 356 с.

145. *Лухвич А.Я., Шарандо В.И.* Рассортировка металла двухпараметровым термоэлектрическим методом // Заводская лаборатория. - 1998. - №10. - С.9-21.

146. *Лыков А.В.* Теория теплопроводности. - М.: Высшая школа, 1967. - 596 с.

147. *Любарский И.М., Палатник Л.С.* Металлофизика трения. - М.: Металлургия, 1978. - 176 с.



148. *Макаров А.Д.* Оптимизация процессов резания. - М.: Машиностроение, 1976. - 278 с.
149. *Малыгин Б.В.* Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин. - М.: Машиностроение, 1989. - 112 с.
150. *Миркин Л.И.* Физические основы обработки материалов лучами лазера. – М.: Изд-во МГУ, 1975. - 383 с.
151. *Марковский Е.А., Краснощеков М.М., Переверзев Д.В.* Антифрикционные свойства облученных сплавов. – М.: Атомиздат, 1978. - 66 с.
152. *Маркосян Р.Г.* Исследование влияния термоэлектрических и термомагнитных явлений на стойкость резцов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Тбилиси, 1973. - 32 с.
153. *Матвеев Ю.А., Рыжкин А.А.* Анализ вероятностных закономерностей стойкости сверл из быстрорежущих сталей // Металлорежущие станки и прогрессивные методы обработки металлов резанием: Межвуз. сб. науч. ст. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1977. – С.148-157.
154. Методы исследования термоэлектрических полупроводников./ *В.М. Глазов, А.С. Охотин, Р.П. Боровиков* и др. – М.: Атомиздат, 1969. - 168 с.
155. Методы повышения стойкости инструмента путем использования электрических явлений, возникающих при резании: Тез. докл. семинара. – Киев: УкрНИИНТИ Госплана УССР, 1975. - 90 с.
156. *Можаев С.С., Сароматина Т.Г.* Скоростное и силовое точение сталей повышенной прочности. - М.: Оборонгиз, 1957. - 275 с.
157. *Молчанова Н.Г.* Влияние магнитного состояния режущего инструмента на его стойкость: Автореф. дис. ... канд техн. наук. – Ташкент: ТашПИ, 1968. - 16 с.
158. *Морозова Л.И.* Влияние термоэлектрических токов на износ инструмента // Физико-химические процессы и свойства твердых тел: Сб. науч. ст. – Воронеж: Воронежск. политехн. ин-т, 1977. – С.47-49.
159. *Москалев А.П.* Электрические явления, сопровождающие процесс резания // Тр. Николаевского кораблестроительного института. – Николаев, 1969. – С.166-172.
160. *Москалев А.П., Ванин В.С.* Некоторые вопросы электрохимического износа режущих инструментов // Физико-химическая механика материалов. – 1970. - №3. – С.28-39.
161. Нагрев зоны резания проката трением и электриче-



ским током / *Е.У.Зарубицкий, В.Н.Киселев, Н.И.Покинтелица, М.С.Ша-райох* // *Машиностроитель*. - 1993. - №9. - С.5-6.

162. *Нелинейная динамика, фракталы и нейтронные сети в управлении технологическими системами* / Под ред. *Ю.Г.Кабалдина*. - Владивосток.: Дальнаука, 2001. – 205 с.

163. *Новогрудский В.Н., Факидов И.Т.* Определение знака термоЭДС для отдельных микрокристаллов на микрошлифах с помощью микротвердомера ПМТ-3 // *Физика металлов и металловедение*. - 1959. - Т.VI. - Вып.6. - С.903-905.

164. *Обработка металлов резанием с плазменным нагревом* / Под ред. *А.Н.Резникова*. - М.: Машиностроение, 1986. - 232 с.

165. *Овчинников И.В.* Влияние воздействия электротока на пластичность металлов: Автореф. дис.... канд. ф.-м. наук. - М.: МГУ, 1989. – 14 с.

166. *Основы трибологии (трение, износ, смазка): Учебник для техн. вузов.* / Под ред. *А.В. Чичинадзе*. - М.: Центр "Наука и техника", 1995. - 778 с.

167. *Остафьев В.А.* Расчет динамической прочности режущего инструмента. - М.: Машиностроение, 1979. - 167 с.

168. *Палей С.М.* Контроль состояния режущего инструмента по ЭДС резания // *СТИН*. – 1996. - №10. - С.21-25.

169. *Пинчук В.Г., Тороп В.В., Хархасов В.Д.* Электропластический эффект в никеле при трении // *Проблемы трения и изнашивания*. – 1978. - №13. - С.95-97.

170. *Писарев В.С.* Термоэлектрические токи при сверлении и стойкость спиральных сверл малого диаметра.- Автореф. дис. ... канд. техн. наук.- М.: МАТИ, 1969. - 19 с.

171. *Плющ Ю.А., Иванов В.В.* Особенности влияния общего и локального термотоков на режимы обработки при зенкерования на станках-автоматах // *Автоматизация технологических процессов в машиностроении: Межвуз. сб.- науч. тр.* - Волгоград: Политехник, 2003. - С.93-97.

172. *Плющ Ю.А., Иванов В.В.* Физическая природа влияния термоэлектрических процессов на износ инструмента // *Прогрессивные технологии в машиностроении: Межвуз. сб. науч. тр.* – Волгоград: Политехник, 2002. – Вып.5. – С.74-78.

173. *Поверхностная прочность материалов при трении.* / Под ред. *Б.И. Костецкого*. - Киев.: Техника, 1976. - 296 с.

174. *Поляков А.А.* Трение на основе самоорганизации // *Эффект безызносности и триботехнологии*. – 1996. - №3-4. –



C.117-122.

175. *Поляков А.А., Симаков Ю.С.* Исследование водородного износа. - М.: Наука, 1977. - 84 с.

176. *Поляков С.П., Кравченко С.С.* К методике определения температуры в контактных слоях при резании металлов. // Вестник машиностроения. – 1982. - №1. - С.56-57.

177. *Постников С.Н.* Электрические явления при трении и резании. – Горький: Волго-Вятское кн. изд-во, 1975. - 280 с.

178. *Постников С.Н., Годлина А.Ф., Тараканов В.Н.* Некоторые физические аспекты магнитной обработки инструмента // Тр. Горьковского политехн. ин-та. – 1974. - Т.30. - Вып.4.

179. *Прейс Г.А. Дзюб А.Г.* Электрохимические явления при трении металлов // Трение и износ. – 1980. - Т.1. - №2. – С.217-235.

180. *Пригожин И.* Введение в термодинамику необратимых процессов. - М.: Изд-во иностранной литературы, 1960. - 127 с.

181. *Пригожин И.* От существующего к возникающему. - М.: Наука, 1985. - 327 с.

182. *Пригожин И., Стенгерс И.* Порядок из хаоса. - М.: Прогресс, 1986. - 429 с.

183. Развитие науки о резании металлов. - М.: Машиностроение, 1967. - 416 с.

184. Расчет, испытание и подбор фрикционных пар./ Под ред. *А.В. Чичинадзе.* - М.: Наука, 1979. - 267 с.

185. Расчетная оценка изнашивания инструментальных материалов на основе термодинамического подхода / *А.А. Рыжкин, А.И. Филипчук, М.М. Климов* и др.// Zeszyty naukowe Politechniki Poznanskiej. Mechanika. - 1991. - №36. - S.125-129.

186. *Резников А.Н.* Теплообмен при резании и охлаждение режущих инструментов. - М.: Машгиз, 1963. - 200 с.

187. *Резников А.Н.* Теплофизика процессов механической обработки материалов. - М.: Машиностроение, 1981. - 280 с.

188. *Резников А.Н.* Теплофизика резания. - М.: Машиностроение, 1969. - 288 с.

189. *Рудницкий А.А.* Термоэлектрические свойства благородных металлов и их сплавов. - М.: Изд-во АН СССР, 1956. - 147 с.

190. *Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И.* Структура и износостойкость металла. - М.: Машиностроение, 1982. - 212 с.

191. *Рыжкин А.А.* Влияние электрического тока на износ





при резании // Электрические явления при трении и резании металлов. - М.: Наука, 1969. - С.70-82.

192. *Рыжкин А.А., Филиппчук А.И., Щучев К.Г.* и др. Об энтропийном подходе к оценке износа при внешнем трении // Обработка металлов давлением: Сб. науч. ст. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1980. – С.170-176.

193. *Рыжкин А.А.* и др. Повышение надежности метчиков в автоматизированном производстве // Станки и инструмент. – 1971. - №12. - С.19-21.

194. *Рыжкин А.А.* и др. Снижение износа инструмента при резании латуни // Избирательный перенос при трении и его экономическая эффективность. - М.: МДНТП им. Дзержинского, 1972. – С.128-133.

195. *Рыжкин А.А.* Исследование процесса сверления жаропрочных сталей быстрорежущими и твердосплавными сверлами малого диаметра. Дис. ... канд. техн. наук. - Новочеркасск, 1966. - 208 с.

196. *Рыжкин А.А.* О влиянии термоэлектрического тока на диффузионный износ твердосплавных резцов // Методы повышения стойкости инструмента путем использования электрических явлений, возникающих при резании: Тез. докл. семинара ВПОНХ УССР. - Киев, 1975. - С.24-26.

197. *Рыжкин А.А.* О влиянии электрического тока на процесс резания при сверлении жаропрочных сталей // Вопросы механической обработки деталей подвижного состава // Тр. РИИЖТ. Вып.65. - М.: Транспорт, 1968. – С.58-60.

198. *Рыжкин А.А.* Обработка материалов резанием: физические основы: - Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1995. - 242 с.

199. *Рыжкин А.А.* Стойкость быстрорежущих сверл с пластмассовыми конусами./ЦБТИ СНХ. Информ. листок №416. - Ростов н/Д, 1964. – 3с.

200. *Рыжкин А.А.* Тарирование укороченных естественных термодисков // Вопросы точности и производительности в сельскохозяйственном машиностроении: Сб. ст. /РИСХМ. - Ростов н/Д, 1966. – С.116-120.

201. *Рыжкин А.А.* Термодинамические аспекты изнашивания инструментальных режущих материалов // Безызносность: Межвуз. сб. науч. тр. – Ростов н/Д: ДГТУ, 1994. - Вып.3. – С.9-46.

202. *Рыжкин А.А.* Термодинамические критерии оптимизации процесса изнашивания.// Надежность и эффективность



станочных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. – Ростов н/Д: ДГТУ, 1993. - С.3-16.

203. *Рыжкин А.А.* Термодинамические основы повышения износостойкости инструментальных режущих материалов: Дис.... д-ра техн. наук. - Киев, 1985. - 452 с.

204. *Рыжкин А.А.* Трибоэлектрические явления и износ инструментальных материалов // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: Сб. науч. тр. - Ростов н/Д: ДГТУ, 1998. – С.9-51.

205. *Рыжкин А.А. Шучев К.Г. Бруквицкий Я.* О самоорганизации системы резания в условиях электроконтактного подогрева // Безызносность: Межвуз. сб. науч. ст. - Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1998. – Вып.5. – С.157-178.

206. *Рыжкин А.А. Шучев К.Г., Филипчук А.И., Климов М.М.* Взаимосвязь характеристик температурного поля пары трения с интенсивностью изнашивания // Трение и износ. – 1985. – Т.6. - №1. – С.153-157.

207. *Рыжкин А.А., Бровер Г.И., Пустовойт В.Н.* Лазерное упрочнение металлообрабатывающего инструмента: Учеб. пособие. - Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1998. - 126 с.

208. *Рыжкин А.А., Дмитриев В.С.* Влияние термоэлектрического тока на некоторые характеристики процесса резания металлов // Электрические явления при трении, резании и смазке твердых тел. – М.: Наука, 1973. – С.116-125.

209. *Рыжкин А.А., Дмитриев В.С.* О влиянии термоэлектрического тока на износ твердого сплава. // Металлорежущие станки и прогрессивные методы обработки резанием: Сб. ст. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1977. - С.112-119.

210. *Рыжкин А.А., Дмитриев В.С., Кривец Д.В.* К вопросу об измерении термотока в процессе резания металлов // Станки и резание металлов: Сб. ст. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1974. - С.209-213.

211. *Рыжкин А.А., Дмитриев В.С., Кривец Д.В.* К вопросу об электрических явлениях при резании металлов // Известия СКНЦ ВШ. Технические науки. – 1976. - №2. - С.24-26.

212. *Рыжкин А.А., Добрянский Р.И., Бинеев С.Э.* Исследование износостойкости новых быстрорежущих сталей // Станки и инструмент. - 1975.- №7. - С.25-26.

213. *Рыжкин А.А., Илясов В.В.* О связи между износостойкостью и физическими свойствами инструментальных мате-



риалов // Вестник машиностроения. – 2000. - №12. - С.32- 40.

214. *Рыжкин А.А., Ильясов В.В., Шучев К.Г.* Влияние металлизации кубического нитрида бора на интенсивность изнашивания лезвийного режущего инструмента // Трение и износ. - 1998. - Т.19. - № 6. - С.793-798.

215. *Рыжкин А.А., Кривец Д.В., Климов М.М.* Контроль износа металлорежущих инструментов по изменению термоЭДС // Теория трения, износа и смазки. - Ч.2. Трение полимеров. Электрические явления при трении: Тез. докл. Всесоюз. науч. конф. - Ташкент, 1975. - С.125-126.

216. *Рыжкин А.А., Розанов А.А., Терентьев С.А.* Оптимальная геометрия сверл и рациональные условия обработки жаропрочной стали ЭИ696А.//ГОСИНТИ. Передовой научно-технический опыт. - №6-66-613/171. - М., 1966. – 2с.

217. *Рыжкин А.А., Слюсарь Б.Н., Шучев К.Г.* Основы теории надежности: Учеб. пособие. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2002. - 181 с.

218. *Рыжкин А.А., Солоненко В.Г.* Стойкость метчиков из инструментальных сталей // Прогрессивные технологические процессы в машиностроении: Сб. науч. ст. – Краснодар: КПИ, 1972. - С.91-97.

219. *Рыжкин А.А., Солоненко В.Г., Кривец Д.В.* К определению величин термотоков при резании // Прогрессивные технологические процессы в машиностроении: Сб. науч. ст. – Краснодар: КПИ, 1976. - С.39-45.

220. *Рыжкин А.А., Филипчук А.И.* Влияние пластической деформации на тепловой режим зоны трения // Прогрессивные методы термического упрочнения в тракторном и сельскохозяйственном машиностроении: Сб. науч. ст. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1980. – С.87-89.

221. *Рыжкин А.А., Филипчук А.И.* Расчет температур в контактной зоне при трении // Известия СКНЦ ВШ. Технические науки. – 1980. - №1. – С.56-59.

222. *Рыжкин А.А., Филипчук А.И., Дмитриев В.С.* О связи тепловых и электрических процессов при трении.// Известия СКНЦ ВШ. Технические науки. – 1980. - №2. - С.102-104.

223. *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.



224. *Рыжкин А.А., Шучев К.Г.* Оценка уровня температурных флуктуаций при контактном взаимодействии в условиях трения и резания металлов.// Трение и износ. – 1998. – Т.19. - №6. - С.724-731.

225. *Рыжкин А.А., Шучев К.Г.* Физические аспекты оптимизации режима резания по критерию износостойкости инструмента.// СТИН. - 1999. - №9. - С.21-24.

226. *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. ст. - Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1997. - С.3-13.

227. *Рыкалин Н.Н., Углов А.А., Кокора А.Н.* Лазерная обработка материалов. - М.: Машиностроение, 1975. - 296 с.

228. *Самсонов Г.В., Прядко И.Ф., Прядко Л.Ф.* Конфигурационная модель вещества. - Киев: Наукова думка, 1971. - 230 с.

229. *Саргсян Л.М., Аваков А.А.* Решающая экспериментальная проверка действительности эффекта ГАО // Технология машиностроения и проблемы прочности: Сб. науч. ст. - Томск, 1978. - С.92-93.

230. *Свириденко А.И., Мышкин Н.К., Калмыкова Т.Ф., Холодилов О.В.* Акустические и электрические методы в триботехнике. – Минск: Наука и техника, 1987. - 280 с.

231. *Семенов Б.И.* Что такое синергетика?// Технология металлов. – 2000. - №6. – С.38-46.

232. *Симпсон Ф.Ф., Рассел Р.В.* Влияние магнитных полей и электрических токов на повреждение шариковых подшипников // Междунар. конф. по смазке и износу машин. - М.: Машгиз, 1962.

233. *Соловьев Ю.А.* Исследование термоэлектрических токов и методов уменьшения их влияния на стойкость инструмента при фрезеровании материалов, применяемых в производстве бронетанковой техники: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - М.: Военная академия бронетанковых войск, 1970. – 31 с.

234. *Солоненко В.Г.* Повышение работоспособности режущих инструментов управлением вакансионным механизмом дефектной структуры инструментальных материалов.- Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. / РИСХМ. - Ростов н/Д, 1991. - 29 с.

235. *Солоненко В.Г.* Повышение работоспособности



режущих инструментов. – Краснодар-Ростов н/Д: Изд-во КубГТУ, 1997. - 223 с.

236. *Солоненко В.Г., Рыжкин А.А., Звягольский Ю.С.* Увеличение стойкости метчиков методом разрыва цепи термотока в системе СПИД // Надежность режущего инструмента: Сб. науч. ст. - Киев-Донецк: Вища школа, 1975. – С.238-250.

237. *Солоненко В.Г., Серикова М.Т., Солоненко Л.Н.* Работоспособность шнековых сверл.- Краснодар: Кубанский гос. технол. ун-т, 2004. - 107 с.

238. *Соснин О.В., Иванов Ю.Ф., Сучкова Е.Ю., Козлов Э.В.* Структурно-фазовые аспекты электропластификации закаленной углеродистой стали.// Известия вузов. Черная металлургия. - 2004. - №4. – С.29-33.

239. *Спицын В.И., Троицкий О.А.* Исследование электропластической деформации металла методом релаксации напряжений и ползучести: Материалы V Всесоюз. симпозиума по механоэмиссии и механохимии твердых тел. - Таллин. – 1977. – Т.1. – С.89-97.

240. *Спицын В.И., Троицкий О.А.* Электропластическая деформация металлов. - М.: Наука, 1985. - 160 с.

241. *Степаненко А.В.* Способ улучшения размерной стойкости, точности обработки и улучшение качества поверхности при точении // Электрические явления при трении, резании и смазке твердых тел: Сб. ст. - М.: Наука, 1973. – С.102-109.

242. *Стильбанс Л.С.* Физика полупроводников. - М.: Советское радио, 1967. - 451с.

243. Структура и свойства композитов Ti-Me(C,N) / *А.А.Рыжкин, В.В.Илясов, И.Я.Никифоров* и др. Новейшие процессы и материалы порошковой металлургии: Тез. докл. Межвуз. конф. - Киев, 1997.- 844 с.

244. *Суворов Л.М.* Термоэлектрический метод измерения толщины гальванических покрытий // Заводская лаборатория. - 1964. - Т.XXX. - №8. - С.959-962.

245. *Табакова Н.А.* К вопросу о влиянии термотока на стойкость режущих инструментов // Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. Сб. науч. ст. – Тула: Тульский политехн. ин-т, 1979. – С.81-90.

246. Таблицы физических величин: Справочник./ Под ред. *И.К. Кикоина.* - М.: Атомиздат, 1976. - 1008 с.

247. Температурный режим при трении инструмен-



тальных материалов с учетом объемности источника тепловыделения / *А.А.Рыжкин, А.И.Филипчук, А.В.Чичинадзе* и др. // Трение и износ. – 1986. - Т.7. - №3. – С.398-407.

248. Теория трения, износа, смазки. Ч.П. Трение полимеров. Электрические явления при трении: Тез. докл. Всесоюз. науч. конф. - Ташкент, 1975.

249. Тепловой режим твердых сплавов при трении с малыми коэффициентами взаимного перекрытия / *А.И. Филипчук, А.А. Рыжкин, А.В. Чичинадзе* и др.// Трение и износ. - 1981. - Т.П. - №1. - С.72-86.

250. Термодинамический критерий оптимизации процесса контактного взаимодействия / *А.И.Филипчук, А.А. Рыжкин, М.М. Климов* и др.// Трение и износ. - 1982. - Т.3. - №1. - С.145-147.

251. Термофлуктуационные процессы при изнашивании твердых сплавов / *А.А. Рыжкин, А.И. Филипчук, М.М. Климов* и др.// *Zeszyty naukowe Politechniki Poznanskiej. Mechanica.* – 1991. - №36. - С.131-137.

252. Трение, изнашивание, смазка. Справочник. Кн.1 / Под ред. *И.В. Крагельского и В.В. Алисина.* - М.: Машиностроение, 1978. - С.88-89.

253. Влияние трения на электрохимические характеристики фрикционного контакта в начальной стадии избирательного переноса // Трибоэлектрохимия эффекта безызносности / *А.С.Кужаров, В.Э.Бурлакова, И.Н.Савенков, Е.Г.Задошенко* // Трение и износ. - 1998. – Т.19. - №1. - С.80-89.

254. Механизм формирования граничных слоев на стали в самоорганизующейся трибологической системе "медь-глицерин-сталь" // Трибоэлектрохимия эффекта безызносности / *А.С.Кужаров, В.Э.Бурлакова, Е.Г.Задошенко* и др.// Трение и износ. - 1998. - Т.19. - №6. - С.768-778.

255. *Троицкий О.А.* Скоростная и температурная зависимость электропластического эффекта // Физика металлов и металловедение. – 1971. - Т.32. - С.408-413.

256. *Умаров Э.А., Анцупов А.А., Якунин Г.И.* Экспериментальные исследования величин термотоков и их теплового воздействия при резании металлов // Известия АН Узб.ССР. Сер. Технические науки. – 1969. - №4. - С.40-41.

257. *Умаров Э.А., Анцупов А.А., Якунин Г.И.* Влияние термотоков на износ и стойкость режущего инструмента // Методы повышения стойкости инструмента путем использования



электрических явлений, возникающих при резании: Тез. докл. – Киев, 1975. – С.16-19.

258. Физика металлов. Электроны. - Вып. I. / Под ред. *Д.Займана*. - М.: Мир, 1972. - 469 с.

259. Физические основы электроимпульсной и электропластической обработок и новые материалы / *Ю.В.Баранов, О.А.Троицкий, Ю.С.Аврамов, А.Д.Шляпин*. - М.: Изд-во МГИУ, 2001. - 844 с.

260. *Филипчук А.И., Рыжкин А.А., Чичинадзе А.В.* и др. Тепловой режим твердых сплавов при трении с малыми коэффициентами взаимного перекрытия // Трение и износ. – 1981. - Т.2. - №1. - С.72-86.

261. *Филипчук А.И., Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М.* Термодинамический критерий оптимизации процесса контактного взаимодействия. // Трение и износ. - 1982. – Т. III. - №1. – С.147-153.

262. *Фильчаков П.Ф.* Справочник по высшей математике. - Киев: Наукова думка, 1974. - 743 с.

263. *Фляйшер Г.* Энергетический метод определения интенсивности износа. - В кн.: Исследования по триботехнике. - М.: НИИМАШ, 1975. - С.277-291.

264. *Фоменко В.С.* Эмиссионные свойства материалов. - Киев: Наукова думка, 1970. - 132 с.

265. *Хакен Г.* Информация и самоорганизация: Макроскопический подход к сложным системам. - М.: Мир, 1991. - 279 с.

266. *Хакен Г.* Синергетика. Иерархия неустойчивостей в самоорганизующихся системах и устройствах. - М.: Мир, 1985. - 440 с.

267. *Хейфец М.Л.* Теоретические и технологические основы высокоэффективной комбинированной обработки деталей: Автореф. дис.... д-ра техн. наук. – Минск: Белорусская гос. политехн. академия, 1997. - 35 с.

268. *Херринг И., Никольс М.* Термоэлектронная эмиссия. - М.: Изд-во иностранной литературы, 1950. - 195 с.

269. *Хрущев М.М.* Закономерности абразивного изнашивания // Износостойкость: Сб. ст. - М.: Наука, 1975. - С.5-28.

270. *Царев Б.М.* Контактная разность потенциалов. – М.: Гостехтеориздат, 1955. - 245 с.

271. *Цеснек А.С.* Механика и микрофизика истирания поверхностей. - М.: Машиностроение, 1979. - 263 с.



272. *Цоцхадзе В.В.* Измерение температуры при резании металлов // Вестник машиностроения. – 1963. - №11. - С.66-69.
273. *Цуркан В.П.* Электрические явления в узлах трения металл-пластмасса // Пластмассы в подшипниках скольжения: Сб. ст. - М.: Наука, 1965. - С.75-82.
274. *Черемушников Н.П., Солодков В.А., Голиков С.А.* Влияние условий обработки твердосплавными резцами на контактные касательные напряжения. - В кн.: Физические процессы при резании металлов. – Волгоград: ГТУ, 1997. – С.80-89.
275. *Чикмардин В.Л.* Влияние покрытий на формирование зоны вторичных деформаций и изнашивание твердых сплавов: Автореф. дис. ... канд техн. наук. - Ростов н/Д, 1987. - 16 с.
276. *Чиркин В.С.* Теплопроводность промышленных материалов. – М.: Машгиз, 1962. - 247 с.
277. *Чичинадзе А.В.* Расчет и исследование внешнего трения при торможении. - М.: Наука, 1967. - 231 с.
278. *Шамшур А.С.* Об одном из механизмов превращения поглощаемой энергии в тепловую при трении скольжения металлов и сплавов // Прогрессивная технология машиностроения: Сб. ст. – Минск, 1972. – Вып.3. - С.13-19.
279. *Шамшур А.С., Ильющенко А.Ф.* Энергетика схватывания металлов при трении скольжения // Трение и износ. - 1999. – Т.20. - №4. – С.364-370.
280. *Шамшур А.С., Ильющенко А.Ф.* О дислокационной модели возникновения круговых термотоков в металлах при трении скольжения и методах предотвращения схватывания // Трение и износ. - 2000. – Т.21. - №6. - С.628-633.
281. *Шамшур А.С., Яковлев Г.М.* О механизме схватывания металлов и сплавов при трении скольжения // Прогрессивная технология машиностроения: Сб. науч. ст. – Минск, 1974. – Вып.5. - С.39-43.
282. *Шпеньков Г.П.* Физико-химические трения (применительно к избирательному переносу и водородному износу). – Минск: Изд-во БГУ, 1978. - 208 с.
283. *Щучев К.Г.* Влияние энергетических характеристик процесса трения на изнашивание инструментальных материалов: Автореф. дис. ... канд.техн. наук. - Ростов н/Д, 1983. – 18 с.
284. *Эбелинг В.* Образование структур при необратимых процессах. - М.: Мир, 1979. - 279 с.
285. Электрические явления при трении и резании





металлов / Под ред. *М.М. Хрущева и В.А. Бобровского*: Сб. ст. - М.: Наука, 1969. - 119 с.

286. Электрические явления при трении, резании и смазке твердых тел / Под ред. *В.А. Бобровского*: Сб. ст. - М.: Наука, 1973. - 147 с.

287. Электрохимические процессы при трении и их использование для борьбы с износом. // *Материалы Всесоюз. конф.* - Одесса, 1973. - 280 с.

288. *Яковлев Г.М.* Некоторые вопросы скоростного точения и фрезерования. - Минск: Гос. изд-во БССР, 1960. - 358 с.

289. *Якубов Ф.Я.* Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов. - Ташкент.: Фан, 1985. - 105 с.

290. *Якубов Ф.Я., Ким В.А.* Гипотеза термодинамического механизма износа // *Технология прогрессивной механической обработки и сборки.* – Ташкент, 1981. - Вып. 323. - С.25-34.

291. *Якунин Г.И., Балабеков М.Т.* Повышение стойкости быстрорежущих резцов с помощью их намагничивания. – Ташкент: Янги техника. – 1965. - №4.

292. *Якунин Г.И., Умаров Э.А., Якубов Ф.Я., Молчанова Н.Г.* Влияние магнитного состояния быстрорежущих резцов на их стойкость.// *Известия АН Узб. ССР. Сер.: Технические науки.* - 1967. - №2.

293. *Якунин Г.И., Якубов Ф.Я., Умаров Э.А.* Новые исследования процесса изнашивания трущихся поверхностей // *Трение и износ в машинах*: Сб. ст. - М.: Наука, 1968. – Вып. XX.

294. *Якунин Г.И., Мирбабаев В.А., Абрамян Я.Т.* Повышение стойкости твердосплавных резцов при введении в зону резания электрического тока и газообразного кислорода // *Известия АН Узб.ССР. Сер.: Технические науки.* – 1965. Т.1. - С.11-13.

295. *Alden M.* Surface Energetics from One Electron Green's Function Theory. *Doct. diss., Uppsala University, 1994.*

296. *Axer H.* Beitrag zur Erforschung der Verschleissursachen an spanenden Werkzeugen. // *Industrie Anzeiger.* – 1955. №7, 45. - S.610-614.

297. *Axer H.* Über die Ursachen des Verschleisses an Hartmetalldrehwerkzeugen. – *Dis.... Fak. Maschinenwerkzeuge und Elektrotechnik, TH Aachen, Deutschland, 1956.*

298. *Vokov A.J.* Obrobka zeliwa o podwyzszonej twardosci z elektropodqrzewaniem strefy skrawania: *Praca doktors-*



ka, Poznan, 1976.

299. *Brukwicki J., Ryshkin A.* Realizacja procesu technologicznego wybranych czesci osiowo symetrycznych z umiarkowaniem, Kosztow – Materiały Konferencji – Projektowanie procesów technologicznych. TTP – 98 – Poznan, 1998. - S.269-276.

300. *Diederich N.* Beitrag zur Ermittlung für das Auftreten von sulfidischen und oxidischen Schutzschichten an HM – Drehwerkzeugen bei der Zerspanung von Stahlwerkstoffen. – Dis.... TH Aachen, BRD, 1968. – 98 s.

301. Einrichtung zur Standzeitverlängerung von in Werkzeugmaschinen verwendeten Hartmetallwerkzeugen / Patent BRD №1085009, Kl. 49/a, 1955.

302. Electronic cooling loosts tool life. // American Machinist. - 1963. – 106. - №24. – S.84.

303. *Ellis J., Barrow G.* Tool wear in metal cutting and its relationship with the thermoelectric circuit // CIRP Annalen. – 1969. – 17. - №1. - P.39-49.

304. *Engstrand G.* Does compensation of thermo-electric currents influence cutting tool wear. – In: Transaction of the Royal Institute of Technology. – Stockholm: Sweden. – 1955. - V.144. - №5. – P.507-509.

305. *Engstrand G.* Inverkar termoströmmars kompensering pa verktygstörlitningen // Verkstäderna. – 1958. - 54. - №10. - P.353-355.

306. *Fenzke H.-W., Hesse E.* Untersuchungen zur thermoelektrischen Potenzialmessung an Eisenproben // Neue Hütte. – 1966. – 11. - Heft 8. - S.491-495.

307. *Fleischer G., Sadowski J.* Betrachtungen zur Reibungs- und Verschleissenergetik. // Schmierungstechnik. – 1987. - 18. - №4. – S.107-112.

308. *Fridel J.* The Physics of Metals I., edited by J.M. Ziman (Cambridge University Press, Cambridge, 1969).

309. *Gordijenko A.V.* Badania zjawisk fizykalnych zachodzących w strefie skrawania w procesie toczenia stali austenitycznych narze, dziemi ze stali szybrotnacych powliekanych TiN: Praca doktorska, Poznan, 1995.

310. *Hehenkamp T.* Untersuchungen über den elektrisch kompensierbaren Verschleiss an Drehmeisseln aus Hartmetall // Archiv für das Eisenhüttenwesen. – 1958. – 29. - Heft 4. - S.249-256.

311. *Hehenkamp T.* Untersuchungen zum elektrisch



kompensierbaren Werkzeugverschleiss an Hartmetall Drehmeiseln. Di-  
pe. Arbeit, Munster, BED, 1955.

312. *Hermann F., Skillman S.* Atomic Structure calculations  
Prentice – Hall, Inc., Englewood cliffs (N.J.) 1963.

313. *Justi E.* Leitfähigkeit und Leitungsmechanismus fester  
Stoffe. – Göttingen, 1948. - 428 s.

314. *Kivimaa E.* Was ist die Abstumpfung der Holzbearbei-  
tungswerkzeuge. // Holz als Roh – und Werkstoff. – 1952. – 10. Heft  
11. – S.425 – 428.

315. *Kronenberg M.* Elektronische Werkzeugkühlung // TZ  
für praktische Metallbearbeitung. – 1964. – 58. - Heft 1. - S.42-43.

316. *Morgner W.* Zerstörungs – und beschädigungsfreie Sor-  
tentrennung von Stählen // Neue Hütte - 1970. – 15. - Heft 10. -  
S.624-627.

317. *Morgner W.* Zur Theorie und Praxis der thermoelektri-  
schen Schichtdickenmessung (Teil II: Experimentelle Ergebnisse) //  
WZ der TH Otto von Goricke Magdeburg. – 1970. – 14. - Heft 7. –  
S.795-809.

318. *Morgner W., Becker B., Spies H.-J.* Untersuchung mik-  
roskopischer Inhomogenitäten in Stählen durch Kontaktthermokra-  
ftmessung. // WZ der TH Otto von Goricke Magdeburg. – 1970. - №14.  
- Heft 1. - S.3-11.

319. *Morgner W., Siebert J.* Zur Theorie und Praxis der  
thermoelektrischen Schichtdickenmessung (Teil I: Theoretische  
Grundlagen) // WZ der TH Otto von Goricke Magdeburg. – 1969. – 13.  
- Heft 5. - S.443-449.

320. *Morgner W., Spies H.-J., Münch G.* u.a. Die unvollständ-  
ige Karbidauflösung in Stahl 38Cr Mo V 21.14 in Spiegel von metallo-  
grafischer Untersuchungen und Kontaktthermospannungsmessungen.  
// WZ der TH Otto von Goricke Magdeburg. – 1969. – 13.  
- Heft 5. - S.455-456.

321. *Nikiforov I. Ya., Ilyasov V.V. and Safontseva N. Yu.*  
Electron energy structure of nonstoichiometric cubic boron nitrid //  
*J. Phys. Condens. Matter.* - 1995. - V.7. - P.6035-6044.

322. *Opitz H.* Temperaturfeld am Drehmeissel und die Reak-  
tionen in der Kontaktzone. // *Microtechnic.* – 1954. - Band VIII. – 4. -  
S.184 – 190.

323. *Rozeany L., Pnueli D.* Two temperature gradients model  
for friction failure. // *Transaction of the ASME.* – 1978. – Oktober. –  
V.100. - №1. – P.479-485.



324. *Ryshkin A.* Über die elektrischen Erscheinungen beim Spanen von Metallen. // WZ der TH Karl-Marx-Stadt. – 1973. – 15. - Heft 4. - S.711-725.
325. *Ryshkin A.* Über Reibung und Verschleiss bei der Zerspanung mit W-Co und W-frei beschichteten Schneidwerkzeugen // 14th International Plansee Seminar 97: Procoedings, May 12-16, Reutte, Tirol, Austria. – Watzens. - 1997. – V.2.: Cemented Carbides and Hard Materials. – P.300-314.
326. *Sadowski J.* Termodynamiczne aspekty procesow tribologicznych.- Politechnika Radomska, 1997.- Radom, 1997. - 146 s.
327. *Sadowski J.* Thermodynamische Grundsetze des tribologischen Verschleisses // Tribologie + Schmierungstechnik. – 37. Jahrgang. – 1990. - №2. – S.105-107.
328. *Sadowski J.* Thermodynamisches Kriterium des Fressverschleisses von Metallen // Tribologie + Schmierungstechnik. – 40. Jahrgang. - 1993. - №2. - S.83 – 89.
329. *Sadowski J.* Verschleissbestandigkeit von Metallen // Tribologie + Schmierungstechnik – 39. Jahrgang. - 1992. - №3. – S.152-159.
330. *Schnurman R., Warlow–Davies E.* Thermoelectrostatic component of the force of slieding friction. – 1942. - V.54. – 301. - P.14-27.
331. *Tissen P., Meuer K., Heinicke G.* Grundlage der Tribochemie.- Berlin, Akademieverlag. – 1965. - 257 s.
332. *Vierrege G.* Zerspanung der Eisenwerkstoffe. – Verlag Stahleisen. – 2. Auflage. – Düsseldorf, 1970. – S.81–83.
333. *W. von der Linden, Fulde P., Bohnen K.-P.* Efficient approach to the ab initio Hartree – Fock problem of solids with application to diamond and silicon // Phys. Rev. B. - 1986. - V.34. - №2. - P.1063-1070.
334. *Wahn G.* Thermoelektrische Gefügeanalyse und Konzentrationsbestimmung in Stählen. – Diss. der Sektion FPM TH Karl-Marx-Stat, 1967.
335. *Wilkinson A.I.* Constriction – resistance concept applied to wear measurement of metal – cutting // Proc. Inst. Elec. Eng. – 1971. – 118. - №2. - P.381-386.
336. *Zhukov V. P., Gubanov V.A., Jepsen O., Chriatensen N.E. and Andersen O.K.* Calculated electronic properties of titanium carbonitrides  $TiC_xN_{1-x}$  // Phil. Mag. B. - 1988. - V.58. - №2. - P.139-152.





**ПРИЛОЖЕНИЯ**  
**ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ**  
**НЕКОТОРЫХ МАРОК ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ**  
**И КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**



Приложение 1

**Абсолютные термоЭДС ( $\varepsilon$ ) и коэффициенты Пельтье ( $\pi$ )  
для твердых сплавов, быстрорежущих сталей  
и конструкционных материалов**

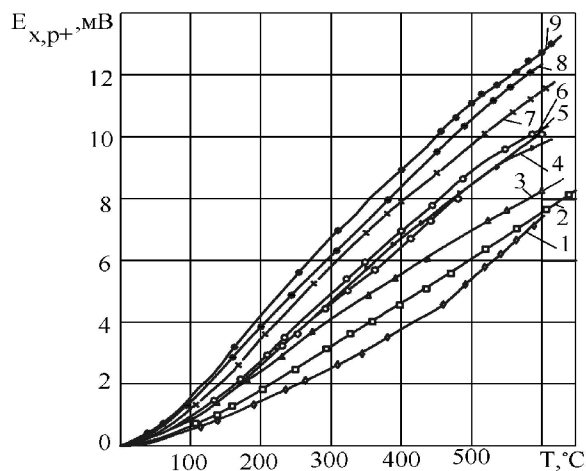


Рис. П.1.1. ТермоЭДС быстрорежущих сталей относительно пластины: 1 – Р6М5К5; 2 – Р6Ф2К8М5; 3 – Р12Ф2К8М3; 4 – Р9Ф5; 5 – Р8М3Ф4; 6 – Р6М4Ф4; 7 – Р4М4Ф4; 8 – Р18; 9 – Р6М5

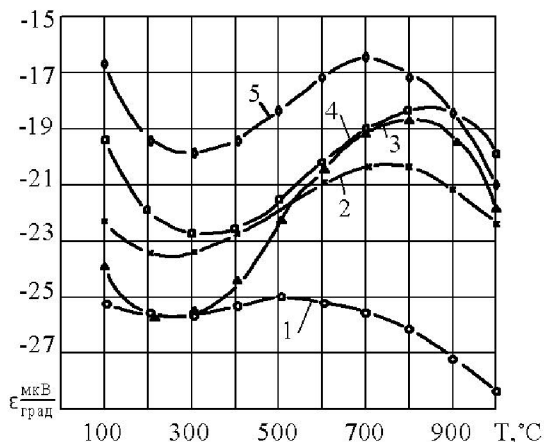


Рис.П.1.2. Зависимость абсолютной термоЭДС ( $\varepsilon$ ) от температуры для однокарбидных твердых сплавов: 1 – ВК4; 2 – ВК6; 3 – ВК6М; 4 – ВК8; 5 – ВК15М

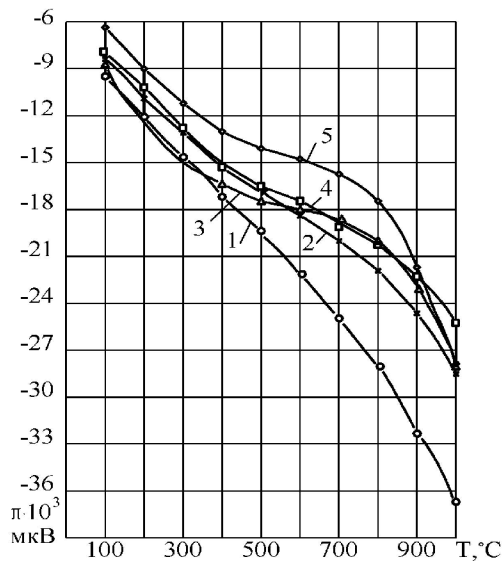


Рис. П.1.3. Зависимость коэффициента Пельтье ( $\pi$ ) от температуры для однокарбидных твердых сплавов: 1 – VK4; 2 – VK6; 3 – VK6M; 4 – VK8; 5 – VK15M



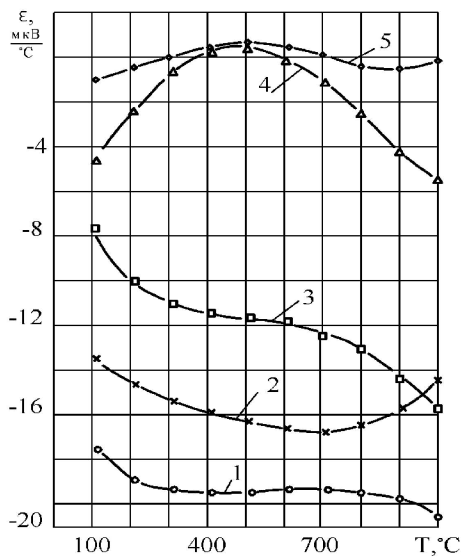


Рис.П.1.4. Зависимость абсолютной термоЭДС ( $\varepsilon$ ) от температуры для двухкарбидных и безвольфрамовых твердых сплавов: 1 – Т5К10; 2 – Т15К6; 3 – Т30К4; 4 – МНТ-А2; 5 – КНТ-16

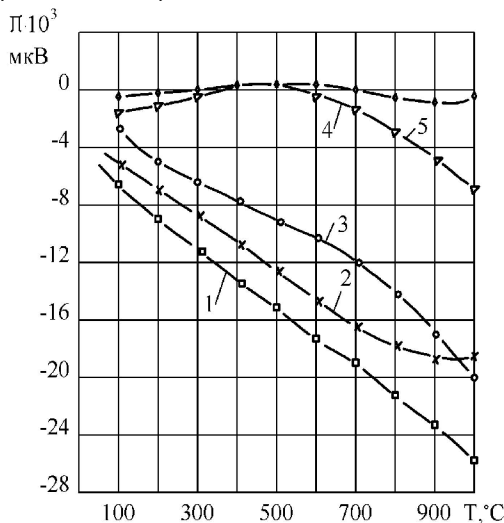


Рис.П.1.5. Зависимость коэффициента Пельтье ( $\pi$ ) от температуры для двухкарбидных и безвольфрамовых твердых сплавов: 1 – Т5К6; 2 – Т15К6; 3 – Т30К4; 4 – МНТ-А2; 5 – КНТ-16

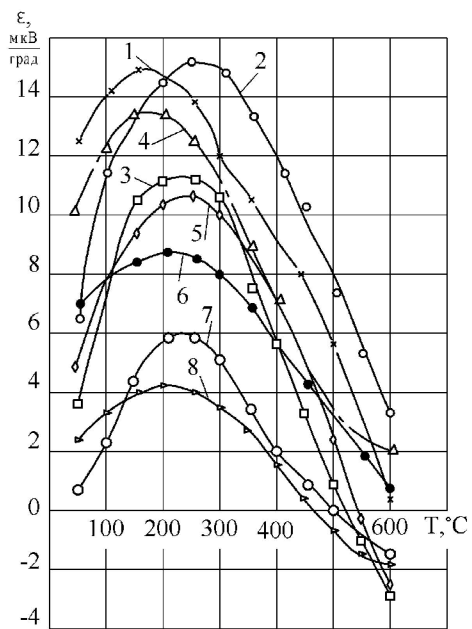


Рис.П.1.6. Зависимость абсолютной термоЭДС ( $\epsilon$ ) от температуры для быстрорежущих сталей: 1 – P6M5; 2 – P18; 3 – P9Ф5; 4 – P6M4Ф4; 5 – P8M3Ф4; 6 – P4M4Ф4; 7 – P18Ф2K8M3; 8 – P6Ф2K8M5

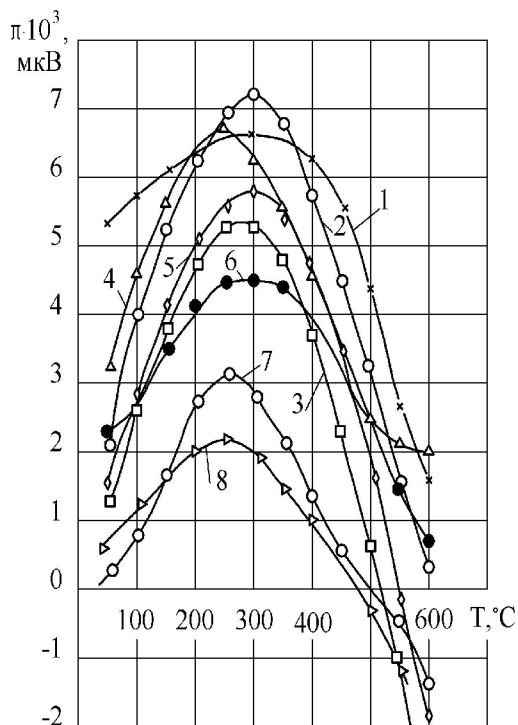


Рис.П.1.7. Зависимость коэффициента Пельтье ( $\pi$ ) от температуры для быстрорежущих сталей: 1 – Р6М5; 2 – Р18; 3 – Р9Ф5; 4 – Р6М4Ф4; 5 – Р18М3Ф4; 6 – Р4М4Ф4; 7 – Р18Ф2К8М3; 8 – Р6Ф2К8М5

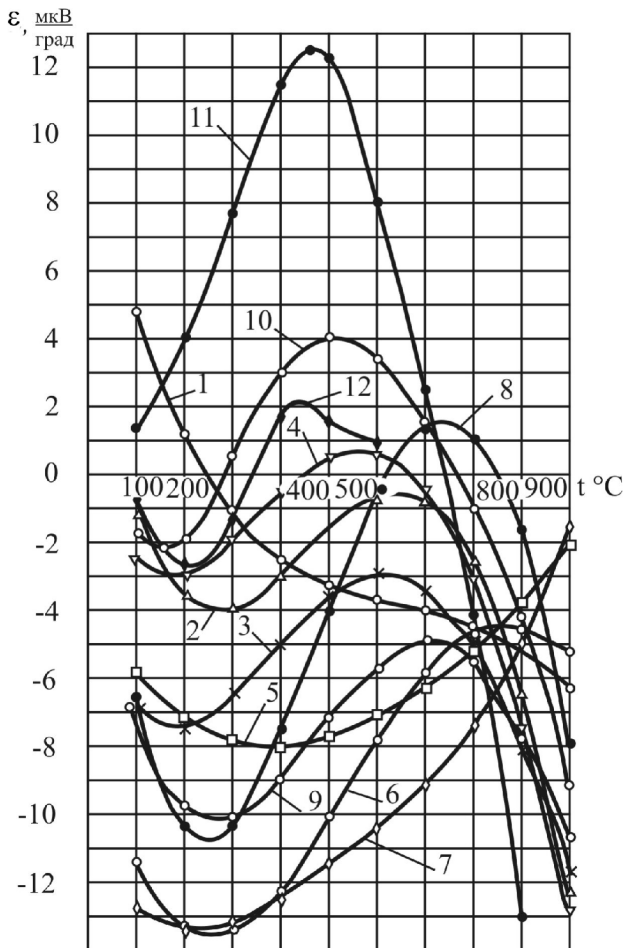


Рис. П.1.8. Зависимость абсолютной термоЭДС ( $\varepsilon$ ) от температуры для конструкционных материалов: 1 – Ст35; 2 – 1Х18Н9Т; 3 – Ст45; 4 – Ст7; 5 – ВТЗ-1; 6 – ОТ4; 7 – Х17Н20ТЗ; 8 – 40ХНМА; 9 – ЭИ481; 10 – 30ХГСА; 11 – С418-36; 12 – ЛС59-1Л

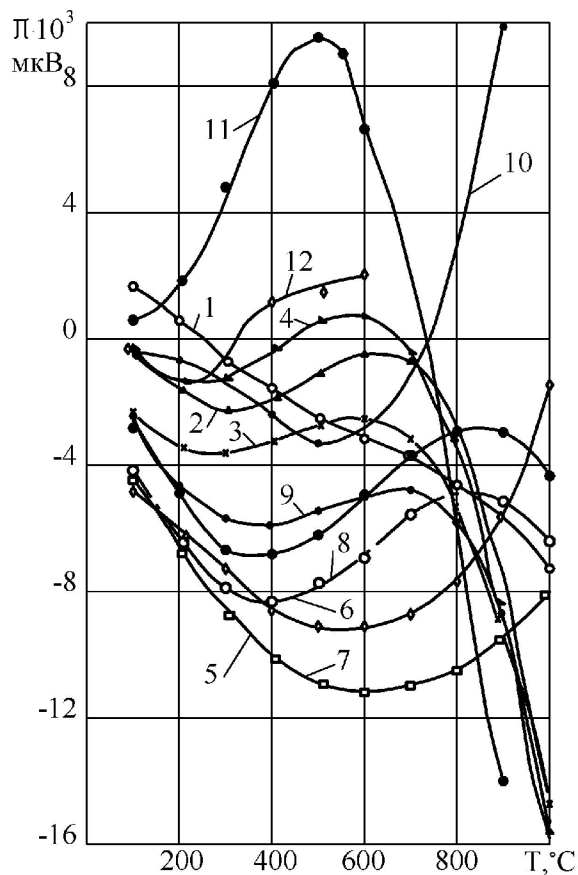


Рис. П.1.9. Зависимость коэффициента Пельтье ( $\pi$ ) от температуры для конструкционных материалов: 1 – Ст35; 2 – 1Х18Н9Т; 3 – Ст45; 4 – Ст7; 5 – ВтЗ-1; 6 – ОТ4; 7 – Х17Н20ТЗ; 8 – 40ХНМА; 9 – ЭИ481; 10 – 30ХГСА; 11 – С418-36; 12 – ЛС59-1Л



## Приложение 2

### Зависимость термоЭДС материалов от температуры (скорости)

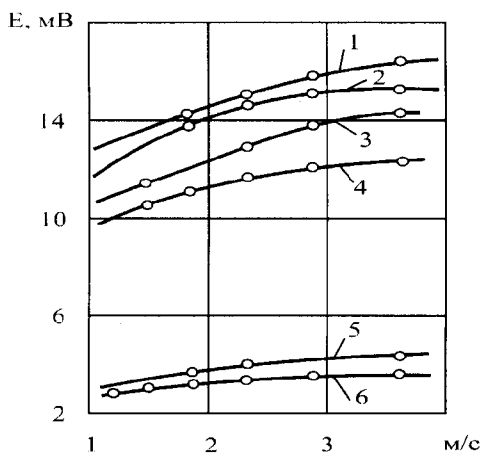


Рис. П.2.1. Влияние режимов резания на термоЭДС при точении Ст35 ( $t = 0,5 \cdot 10^{-3} M$ ): 1 – ВК8,  $S = 0,17 \cdot 10^{-3}$  м/об; 2 – Т15К6,  $S = 0,17 \cdot 10^{-3}$  м/об; 3 – ВК8,  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об; 4 – Т15К6,  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об; 5 – КНТ-16,  $S = 0,13 \cdot 10^{-3}$  м/об; 6 – КНТ-16,  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об

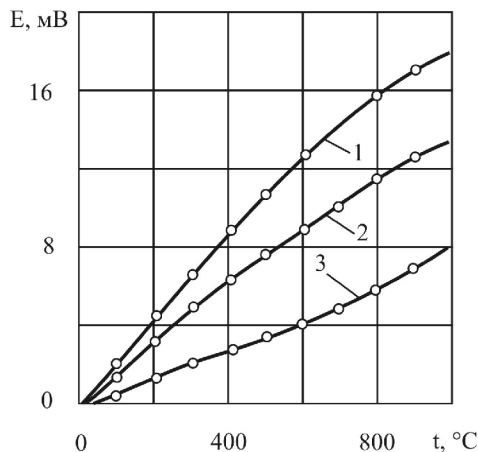


Рис. П.2.2. Тарировочный график  $E = f(T)$  для Ст35:  
1 – ВК8; 2 – Т15К6; 3 – КНТ-26

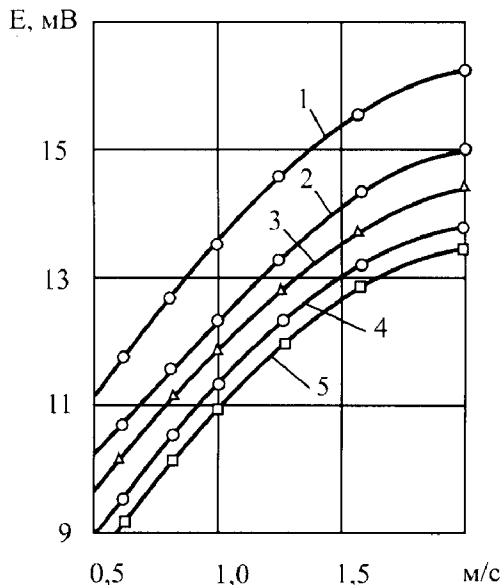


Рис. П.2.3. Влияние режимов резания на  $\nu$  термоЭДС при  
точении стали 1Х18Н9Т сплавом ВК8 ( $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$  м): 1 -  
 $S = 0,3 \cdot 10^{-3}$  м/об; 2 -  $S = 0,21 \cdot 10^{-3}$  м/об; 3 -  
 $S = 0,17 \cdot 10^{-3}$  м/об; 4 -  $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$  м/об; 5 -  
 $S = 0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об

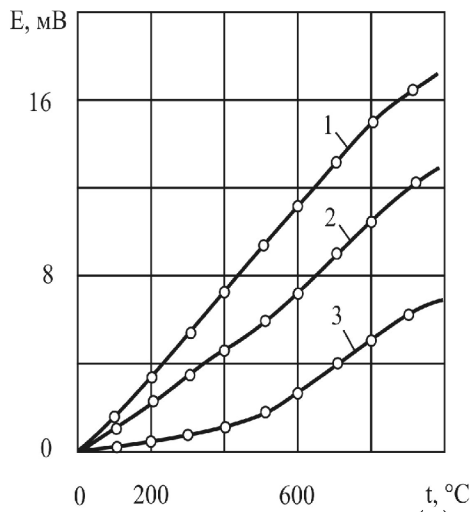


Рис. П.2.4. Тарировочный график  $E = f(T)$  для Ст35:

1 – ВК8; 2 – Т15К6; 3 – КНТ-16



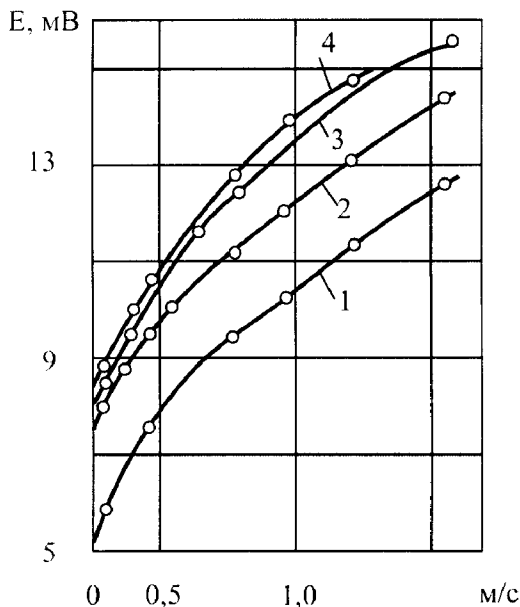


Рис. П.2.5. Влияние режимов резания на  $v$  термоЭДС при точении

сплава ВТ3-1 ( $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$  м) сплавом ВК8:

- 1 -  $S = 0,07 \cdot 10^{-3}$  м/об; 2 -  $S = 0,13 \cdot 10^{-3}$  м/об; 3 -  $S = 0,23 \cdot 10^{-3}$  м/об; 4 -  $S = 0,3 \cdot 10^{-3}$  м/об

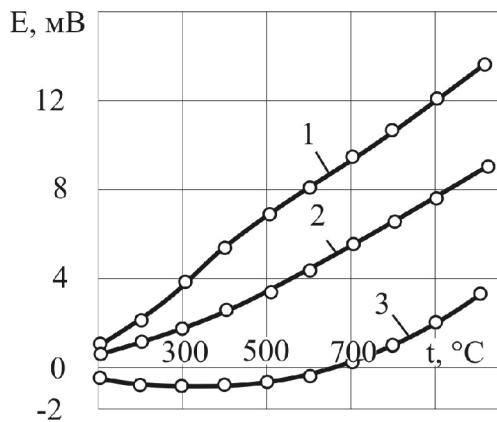


Рис. П.2.6. Тарировочный график  $E = f(T)$  для сплава ВТ3-1: 1 – ВК8; 2 – Т15К6; 3 – КНТ-16

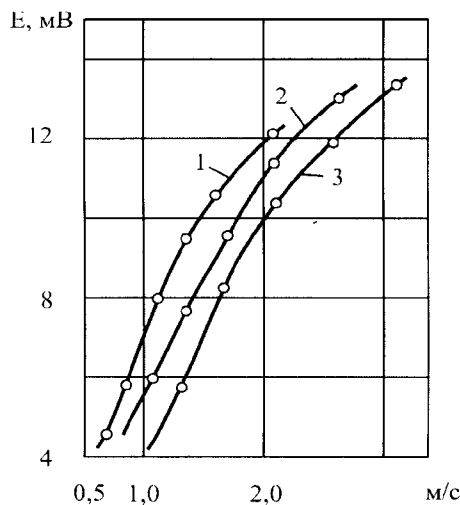


Рис. П.2.7. Влияние режимов резания на термоЭДС при точении серого чугуна СЧ18-36 сплавом ВК8 ( $t = 1 \cdot 10^{-3}$  м):

1 -  $S = 0,43 \cdot 10^{-3}$  м/об; 2 -  $S = 0,3 \cdot 10^{-3}$  м/об;

3 -  $S = 0,21 \cdot 10^{-3}$  м/об

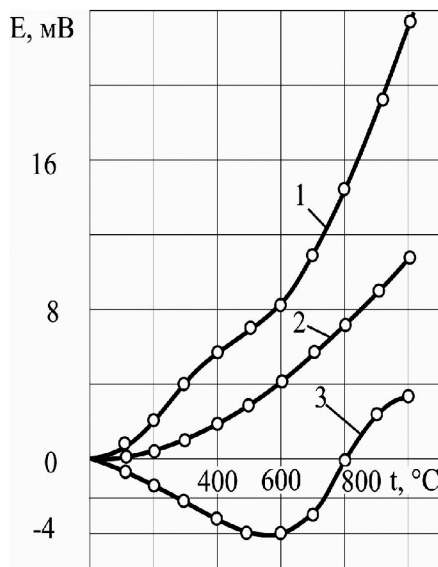


Рис. П.2.8. Тарировочный график  $E = f(T)$  для чугуна СЧ18-36: 1 – ВК8; 2 – Т15К6; 3 – КНТ-16