Л. В. Худобин, А. Н. Унянин

МИНИМИЗАЦИЯ ЗАСАЛИВАНИЯ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ

ФЕДЕРАЛЬНОЕ АГЕНТСТВО ПО ОБРАЗОВАНИЮ

Государственное образовательное учреждение
высшего профессионального образования

Ульяновский государственный технический университет

Л. В. Худобин, А. Н. Унянин

МИНИМИЗАЦИЯ ЗАСАЛИВАНИЯ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ

Ульяновск 2007

УДК 621.922
ББК 34.637.3
Х98

Одобрена редакционно-издательским советом Ульяновского государственного технического университета

Рецензенты:
заслуженный деятель науки и техники РФ, доктор технических наук, профессор В. В. Ефимов;
доктор технических наук, профессор Ю. В. Полянсков

Научный редактор
заслуженный деятель науки и техники РФ, доктор технических наук, профессор Л. В. Худобин

УДК 621.922
Худобин, Л. В.
Минимизация засаливания шлифовальных кругов / Л. В. Худобин, А. Н. Унянин; под. ред. Л. В. Худобина. – Ульяновск : УлГТУ, 2007. – 298 с.

Разработаны новые теоретические положения о физико-механическом взаимодействии системы контактирующих объектов при шлифовании заготовок из пластичных сталей и сплавов. Предложены новые технологические методы повышения и стабилизации режущей способности шлифовального круга путем минимизации засаливания его рабочей поверхности.
Книга предназначена для научных и инженерно-технических работников, специализирующихся на решении проблем шлифования заготовок, и будет полезна аспирантам, магистрантам и студентам машиностроительных специальностей высших учебных заведений.

© Л. В. Худобин, А. Н. Унянин, 2007
ISBN 978-5-89146-982-2
© Оформление. УлГТУ, 2007

ОГЛАВЛЕНИЕ

СПИСОК ОСНОВНЫХ СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ …….. 6
ВВЕДЕНИЕ …….. 9

ГЛАВА 1. Особенности процесса шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов…… 12
1.1. Износ, затупление и засаливание шлифовальных кругов …… 12
1.2. Моделирование процесса шлифования …….. 23
1.2.1. Силы шлифования …… 23
1.2.2. Тепловые процессы при шлифовании …… 29
1.2.3. Качество шлифованной поверхности ……. 32
1.3. Пути и средства повышения и стабилизации режущей способности шлифовальных кругов на основе минимизации их засаливания…….…… 37

ГЛАВА 2. Исследование процесса налипания металла на абразивные зерна при шлифовании заготовок из пластичных сталей и сплавов …… 44
2.1. Аналитическое исследование взаимодействия абразивных зерен шлифовального круга и заготовок из пластичных сталей и сплавов …… 44
2.2. Аналитическое исследование взаимодействия металлического налипа и абразивного зерна …….. 56
2.3. Аналитическое исследование теплового состояния объектов, контактирующих при микрорезании ……... 65
2.4. Численное моделирование температур при микрорезании образцов ……. 70
2.4.1. Методика численного моделирования…….. 71
2.4.2. Результаты численного моделирования…… 73
2.5. Экспериментальное исследование микрорезания образцов единичным абразивным зерном…..……... 77
2.5.1. Методика экспериментального исследования……... 77
2.4.2. Результаты экспериментального исследования……. 88
ГЛАВА 3. Теоретико-экспериментальное исследование теплосиловой напряженности шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов …….……. 110
3.1. Механизм проникновения шлама в пространство между зернами и в поры круга ……... 110

3.2. Влияние отходов шлифования, находящихся в межзеренном пространстве шлифовального круга, на его режущую способность …… 118
3.3. Силы шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов ... 124
3.3.1. Математическая модель сил шлифования ……..… 124
3.3.2. Численное моделирование и экспериментальное исследование сил шлифования …… 130
3.4. Тепловое состояние объектов, контактирующих при шлифовании ……... 139
3.5. Расход СОЖ через зону контакта засаленного шлифовального круга с заготовкой ……..… 156

ГЛАВА 4. Численное моделирование и экспериментальное исследование температур в процессе шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов ……...…….. 159
4.1. Методика численного решения задачи теплообмена …… 159
4.2. Методика численного моделирования и экспериментального исследования температур в процессе шлифования …… 167
4.3. Результаты численного моделирования и экспериментального исследования температур…..……... 169

ГЛАВА 5. Технологии и средства повышения эффективности шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов ….. 187
5.1. Выбор технологий и средств минимизации засаливания шлифовальных кругов ……... 187
5.2. Теоретико-экспериментальное исследование взаимодействия абразивного бруска с рабочей поверхностью шлифовального круга при его очистке……. 193
5.3. Экспериментальное исследование процесса шлифования с очисткой рабочей поверхности круга абразивным бруском ……. 213
5.3.1. Методика экспериментального исследования …….. 213
5.3.2. Результаты экспериментального исследования …… 219
5.3.2.1. Влияние характеристики бруска на процесс шлифования …….. 219
5.3.2.2. Влияние режима очистки рабочей поверхности круга на процесс шлифования ……... 228
5.3.2.3. Эльборовое шлифование с очисткой круга ……. 243
5.4. Техника применения СОЖ при шлифовании заготовок из пластичных материалов …….. 248
5.4.1. Гидроочистка с использованием ультразвуковых колебаний……. 248

5.4.2. Гидроочистка с помощью гидродинамической кавитации..... 256
5.4.3. Сравнительная эффективность различных способов очистки рабочей поверхности шлифовального круга…….... 266

ГЛАВА 6. Технико-экономическая эффективность и использование результатов исследований в промышленности ……... 277
6.1. Источники и структура составляющих экономического эффекта……..... 277
6.2. Экономическое обоснование эффективности использования результатов исследований в производственных условиях…… 280
6.3. Основные результаты использования разработок в промышленности …… 284

ЗАКЛЮЧЕНИЕ ……..... 287
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ……. 289

СПИСОК
ОСНОВНЫХ СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

АЗ – абразивное зерно;
ГАДС – гидроаэродинамический способ (подачи СОЖ);
СНВС – струйно-напорный внезонный способ (подачи СОЖ);
СТМ – сверхтвердый материал;
СОЖ – смазочно-охлаждающая жидкость;
СОТС – смазочно-охлаждающее технологическое средство;
ЭС – смола (связка) эпоксидная;
ТС – техническое стекло;
УЗК – ультразвуковые колебания;
ШК – шлифовальный круг;
A – амплитуда колебаний, м;
$a_з$ – подача на одно режущее зерно, м;
$a_{кр}$ – критическая глубина микрорезания, м;
$К_з$ – коэффициент засаливания;
$К_р$ – коэффициент режущей способности круга, мм^3/(мин·Н);
$К_ш$ – коэффициент шлифования;
$К_N$ – удельная мощность шлифования, Вт·мин/мм^3;
a – температуропроводность, Вт/(м·К);
a_m – максимальная глубина внедрения зерна в материал заготовки, м;
a_z – глубина внедрения зерна в материал заготовки, м;
c – удельная теплоемкость, Дж/(кг·К);
$c_к$ – постоянная, зависящая от характеристики круга;
$D_к$ – диаметр шлифовального круга, м;
d_0, d_{0n} – средневероятный размер абразивного зерна соответственно круга и бруска, м;
$F_о$ – сила прижима бруска к рабочей поверхности круга, Н;
$f_{тр}$ – площадь поверхности трения зерна о заготовку, м^2;
H – высота шлифовального круга, м;
H_n – высота бруска, м;
$h_з$ – глубина засаливания рабочей поверхности круга, м;
$h_{зо}$ – средняя высота слоя отходов на рабочей поверхности круга, м;
h_u – линейный износ абразивного зерна, м;
$\ell_к$ – длина контакта круга с заготовкой, м;
$\ell_ф$ – среднее расстояние между режущими абразивными зернами, м;
$\ell_{ф1}$ – среднее расстояние между абразивными зернами, м;
ℓ_2 – размер площадки затупления на зерне, м;

$m_{кр}$ – критерий, характеризующий границу перехода от пластического деформирования к микрорезанию;

N – число параллельных опытов;

$n_в$ – число взаимодействий абразивного зерна с образцом (заготовкой);

$n_к$, $n_з$ – частота вращения соответственно шлифовального круга и заготовки, мин$^{-1}$;

P_y, P_z, P_x – соответственно радиальная, касательная и осевая составляющая силы шлифования (микрорезания), Н;

Q_M – скорость съема металла заготовки, мм^3/мин;

$q_д$,q_{1T}, q_{2T} – плотность тепловыделения соответственно на плоскости сдвига, на участке контакта зерна со стружкой и с образцом (заготовкой), Вт/м^2;

$S_в$ – врезная подача, мм/дв.ход;

$S_к$ – площадь царапины, м^2;

$S_н$ – площадь навалов, м^2;

$S_{прз}$ – продольная подача, приходящаяся на одно абразивное зерно круга, м;

$T_к$ – контактная температура, К;

$T_о$ – продолжительность очистки круга, с;

T_0 – температура окружающей среды, К;

T_1, T_2, T_3, T_4 – температура соответственно образца (заготовки), абразивного зерна, стружки и держателя (заготовки), К;

t – глубина шлифования, м;

$t_ф$ – фактический припуск, м;

$V_з$ – окружная скорость заготовки, м/мин;

$V_к$ – рабочая скорость шлифовального круга, м/с;

$V_р$, $V_{кр}$ – окружная и критическая окружная скорости ролика, м/с;

V_s – скорость подачи, м/мин;

$V_{s\ пр}$ – скорость продольной подачи, м/мин;

W_i – общая мощность тепловыделения при работе зерна, Вт;

$W_д$, W_{1T}, W_{2T} – мощность тепловыделения источников от работы соответственно деформирования, трения стружки о зерно и зерна о заготовку (образец), Вт;

z_0 – число зерен, приходящихся на единицу рабочей поверхности шлифовального круга, 1/м^2;

α – коэффициент теплообмена поверхности с окружающей средой, Вт/(м^2·К);

$α_н$, $α_{а.з}$ – коэффициент линейного расширения материала соответственно налипа и абразивного зерна, К$^{-1}$;

$\alpha_ж$ – коэффициент теплоотдачи поверхности в СОЖ, Вт/(м^2·К);

α_b – коэффициент теплоотдачи поверхности в воздух, Вт/(м^2·К);

β – угол сдвига, град.;

γ – половина угла при вершине АЗ, град.;

ε – относительная глубина заделки зерна в связке, м;

$\varepsilon_н$ – коэффициент навалов (выдавливания);

η – коэффициент усадки стружки;

$\lambda_ж$ – теплопроводность СОЖ, Вт/(м·К);

λ_1, λ_2, λ_4 – коэффициент теплопроводности соответственно материала образца (заготовки), абразивного зерна и держателя (шлифовального круга), Вт/(м·К);

$\mu_ж$ – динамический коэффициент вязкости СОЖ, Па·с;

$\mu_{зм}$, $\mu_{нм}$ – коэффициент трения соответственно зерна и налипа по поверхности материала заготовки;

μ_s – коэффициент внутреннего трения;

μ_0 – коэффициент трения зерна о заготовку;

$\nu_ж$ – кинематическая вязкость СОЖ, м^2/с;

ξ – коэффициент, определяющий долю СОЖ в объеме воздушно-жидкостной смеси;

$\rho_ж$ – плотность СОЖ, кг/м^3;

ρ_1, ρ_2, ρ_4 – плотность соответственно образца, (заготовки) зерна и держателя (шлифовального круга), кг/м^3;

$\sigma_в$ – временное сопротивление материала заготовки (образца), Па;

$\sigma_т$ – предел текучести материала заготовки, Па;

$\sigma_{тш}$ – предел текучести материала заготовки при температуре и скорости деформации, характерных для шлифования, Па;

$\sigma_{iш}$ – интенсивность напряжений при температуре и скорости деформации, характерных для шлифования, Па;

$\tau_о$ – периодичность очистки круга, мин;

$\tau_с$ – период стойкости шлифовального круга, мин;

τ_s – напряжения сдвига, Па;

φ_s – угол внутреннего трения, град.;

ВВЕДЕНИЕ

Успешное развитие отечественного машиностроения невозможно без совершенствования операций окончательной обработки, на которых формируются выходные качественные и эксплуатационные характеристики деталей. Наиболее распространенным высокопроизводительным способом получения окончательно обработанных деталей машин является шлифование.

Режущая способность шлифовального круга (ШК) снижается с увеличением наработки вследствие затупления и засаливания его рабочей поверхности. Наиболее интенсивно ШК теряет режущую способность вследствие засаливания при шлифовании заготовок из пластичных материалов, поскольку засаливание является, в основном, следствием налипания частиц материала (металла) заготовки на абразивные зерна (АЗ).

Налипание является следствием механических, физических и химических процессов, происходящих в зоне контакта шлифовального круга с заготовкой, исследованию которых посвящены работы Г.В. Бокучавы, С.Н. Корчака, Ю.В. Полянскова, Ю.М. Правикова, Г.И. Саютина, С.С. Силина, В.Д. Сильвестрова, Л.В. Худобина, В.А. Хрулькова, И.Х. Чеповецкого, В.А. Шальнова, А.С. Янюшкина и других исследователей. Однако единая точка зрения на природу взаимодействия контактирующих при шлифовании объектов и тип связей, образующихся при налипании, не выработаны. Это обстоятельство затрудняет разработку рекомендаций, направленных на минимизацию интенсивности засаливания круга и выбор рациональных методов воздействия на его рабочую поверхность с целью удаления отходов шлифования.

Анализ процессов, происходящих при налипании частиц материала заготовки на АЗ, на основе современных представлений о соединении материалов в аналогичных условиях, позволил установить, что доминирующим фактором, влияющим на этот процесс, является температура. Поэтому определение условий и режима шлифования, обеспечивающих минимальную интенсивность налипания частиц материала заготовки на АЗ, невозможно без расчета локальных температур.

Локальные температуры при шлифовании исследовали С.Г. Редько, Г.В. Бокучава, Д.Г. Евсеев, А.Н. Резников, G. Guo, S. Malkin и др. Однако нам не известны исследования, в которых были бы разработаны математические модели для расчета этих температур от режущих и пластически деформирующих АЗ с учетом реальной формы и относительного перемещения контактирующих при шлифовании объектов (АЗ, шлифовального круга, стружки и заготовки), расположения отдельных источников тепловыделения, наложения тепловых импульсов от отдельных зерен, зависимости теплофизических и механических свойств объектов от температуры и условий охлаждения объ-

ектов. Недостаточно полно изучено влияние условий и режима шлифования на локальные температуры. Это затрудняет анализ адгезионного взаимодействия контактирующих объектов и разработку рекомендаций, направленных на снижение их интенсивности.

Чтобы обеспечить дальнейшее развитие технологии шлифования заготовок из пластичных материалов, необходимо установить взаимосвязь интенсивности налипания металла на АЗ с параметрами процесса обработки, в том числе локальной температурой, оценить влияние налипов на режущую способность АЗ, исследовать силовую напряженность процесса шлифования.

В результате этих исследований должны быть разработаны новые физические и математические модели, позволяющие на количественном уровне, без проведения исследований, оценивать целесообразность использования технологий и средств повышения и стабилизации режущей способности шлифовальных кругов за счет минимизации их засаливания при обработке заготовок из пластичных материалов, что позволит существенно снизить трудоемкость технологической подготовки производства шлифовальных операций.

Для повышения режущей способности ШК необходимо разработать и исследовать ряд технологических приемов: механическую очистку рабочих поверхностей кругов абразивными брусками на эластичной связке, ультразвуковую (УЗ) технику подачи смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) к торцу ШК и УЗ-гидроочистку кругов с использованием модулированных колебаний, очистку кругов с использованием гидродинамической кавитации.

В настоящей монографии представлены:

- результаты аналитического и экспериментального исследования взаимодействия материала заготовок и металлических налипов с абразивными зернами шлифовального круга, проникновения шлама в пространство между зернами и в поры круга, а также влияние отходов шлифования на режущую способность круга;

- математические модели, методики численного решения, алгоритмы, программы и результаты численного моделирования и экспериментального исследования теплового состояния контактирующих при шлифовании и микрорезании объектов;

- результаты аналитического и экспериментального исследования взаимодействия абразивного бруска с рабочей поверхностью шлифовального круга и гидродинамики СОЖ при гидроочистке круга с помощью специальных устройств;

- результаты экспериментальных исследований процесса шлифования с периодической механической очисткой кругов абразивными брусками, с применением УЗ-техники подачи СОЖ и с гидроочисткой кругов за счет гидродинамической кавитации;

- информация об опытно-промышленных испытаниях и внедрении разработанных технологий и средств повышения и стабилизации режущей способности шлифовальных кругов.

В основу монографии положены аналитические и экспериментальные исследования, новые технологические процессы шлифования заготовок из пластичных материалов, прогрессивная УЗ-техника подачи СОЖ при шлифовании и оригинальные способы периодической очистки рабочих поверхностей кругов и другие разработки, выполненные авторами в Ульяновском государственном техническом университете и на промышленных предприятиях.

ГЛАВА 1. ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ ПЛАСТИЧНЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

1.1. Износ, затупление и засаливание шлифовальных кругов

Абразивные инструменты (АИ) при шлифовании подвергаются периодическим и перманентным силовым, тепловым и физико-химическим воздействиям, в результате которых их рабочие поверхности изнашиваются, затупляются и засаливаются.

Под изнашиванием понимают постепенное отделение частиц рабочего слоя АИ, приводящее к уменьшению его размеров и массы. Затупление АИ – это изменение геометрических параметров его рабочей поверхности вследствие изнашивания абразивных зерен (АЗ), приводящее к снижению режущей способности инструмента.

Изнашивание шлифовальных кругов происходит, в основном, за счет: механического истирания вершин режущих кромок зерен и появления на них площадок износа [53, 94, 136]; выкрашивания (скалывания) частиц АЗ под действием силовых нагрузок или (и) циклического чередования их быстрого нагрева и охлаждения, создающего термоудары [8, 51, 75]; адгезионного изнашивания зерен, связанного с периодическим отрывом налипшего на них металла заготовки вместе с частицами абразива и образованием на зернах мелких кратеров [9, 47, 96, 103]; диффузионного изнашивания, заключающегося в растворении АЗ в материале обрабатываемой заготовки или (и) образования их химических соединений [7, 47, 51, 74]; окисления зерен кислородом воздуха при высокой температуре [51, 74, 109]; вырывания из связки целых зерен [53, 62, 64].

Под засаливанием понимают процесс переноса на рабочую поверхность АИ частиц шлама в процессе обработки (ГОСТ 21445). Однако следует иметь в виду, что частицы шлама способны проникнуть и удержаться в пространстве между АЗ и в порах круга (шлам – это отходы шлифования, состоящие из частиц абразива, связки и шлифовальной стружки), а на АЗ налипает материал обрабатываемой заготовки.

Затупление и засаливание являются основной причиной потери режущей способности АИ. В зависимости от преобладания того или иного вида изнашивания различают режим самозатачивания и преимущественного затупления инструмента. В режиме самозатачивания преобладает процесс скалывания АЗ и вырывания их из связки. При этом режущая способность ШК и теплосиловая напряженность процесса шлифования со временем практически не изменяются [8, 94], однако изнашивание ШК приводит к искажению его исходной (правильной) геометрической формы, что, в свою очередь, интенсифицирует вибра-

ции технологической системы, приводит к увеличению погрешностей размеров и образованию на обрабатываемых поверхностях деталей волнистости. Поэтому режим самозатачивания используется преимущественно на операциях предварительного шлифования.

На операциях окончательного шлифования желательно создавать условия и режим, обеспечивающие работу круга в режиме преимущественного затупления или частичного самозатачивания, когда обеспечивается его незначительный размерный износ. Этот режим характеризуется образованием площадок износа на режущих кромках зерен с налипанием на эти площадки частиц металла заготовки. Режущая способность ШК с увеличением его наработки уменьшается, вследствие чего возрастают теплосиловая напряженность процесса и интенсивность вибраций, ухудшается качество деталей. Для восстановления режущей способности АЗ круги подвергают периодической правке. С целью обеспечения постоянства режущей способности АИ применяют непрерывную правку.

Баланс между скалыванием и вырыванием зерен и их затуплением определяется теплосиловой напряженностью процесса шлифования и прочностными свойствами самих зерен и связки [34, 62].

С увеличением рабочей скорости круга и его твердости возрастают средние значения сил, приходящихся на одно зерно, при которых возможно разрушение зерен или вырывание их из связки (критическая нагрузка). С повышением твердости круга процесс шлифования с преобладающим самозатачиванием переходит в «смешанный» режим, затем – в режим с преобладающим затуплением, а при обработке заготовок из пластичных и вязких материалов наблюдается интенсивное засаливание рабочей поверхности ШК [62, 93].

Чем меньше зернистость ШК, тем более узким становится диапазон твердости круга, при котором возможен «смешанный» режим его работы. При увеличении интенсивности съема металла кругами малой твердости режим преобладающего затупления круга заменяется смешанным режимом, а затем переходит в режим самозатачивания. При шлифовании заготовок из пластичных и вязких материалов кругами высокой твердости, смешанный режим сменяется режимом засаливания [62].

При шлифовании заготовок кругами из электрокорунда и карбида кремния имеют место все виды изнашивания, а их удельный вес может изменяться в зависимости от условий обработки; ШК из эльбора работают преимущественно в режиме самозатачивания.

Интенсивность механического истирания зерен в значительной мере определяется прочностью и твердостью материала обрабатываемой заготовки. При шлифовании заготовок из коррозионностойких и жаропрочных сталей и сплавов интенсивность затупления АЗ в несколько раз выше, чем при шлифовании заготовок из конструкционных углеродистых и низколегированных ста-

лей [79, 94, 101], что объясняется более высокой прочностью и твердостью этих материалов при высоких температурах.

В зоне шлифования, характеризующейся наличием высокотемпературного силового взаимодействия между ШК и заготовкой, активной жидкой и газовой средами, ювенильными поверхностями металла и абразива, создаются предпосылки для протекания химических реакций, приводящих к образованию продуктов, блокирующих или активизирующих непосредственное взаимодействие АЗ и материала заготовки [76, 109, 133, 139]. Диффузионное изнашивание АЗ доминирует при шлифовании заготовок из химически активных материалов, к числу которых относятся, в частности, алюминиевые и титановые сплавы [58, 65, 74].

Л.В. Худобин и М.А. Белов [101], проанализировав кинетику состояния рабочих поверхностей кругов из традиционных абразивных материалов (электрокорундов и карбидов кремния) при шлифовании заготовок из коррозионностойких сталей, выделили три периода работы кругов: 1) скалывание вершин АЗ, разрушение зерен с образованием мелких осколков и вырывание непрочно закрепленных зерен из связки в начальный период шлифования после правки круга; 2) затупление зерен с последующим налипанием на их вершины частиц металла заготовки, разрушение зерен с образованием осколков и вырывание затупившихся и засаленных зерен из связки под действием силы шлифования; при этом поры круга частично заполняются шламом; 3) дальнейшее засаливание рабочей поверхности ШК, заключающееся в заполнении шламом пространства между зернами, что приводит к полной потере кругом режущей способности.

Основным механизмом изнашивания кругов из сверхтвердых материалов (СТМ) является хрупкое разрушение АЗ и вырывание из связки целых зерен [64, 109 и др.]. Если АЗ недостаточно прочно удерживаются связкой, то они вырываются прежде, чем успевают затупиться, при этом полезно используется лишь малая доля потенциальных режущих свойств зерен [47, 53], а экономическая эффективность обработки кругами из СТМ снижается. Значительную роль в изнашивании кругов из СТМ играют также адгезионные, диффузионные и термоусталостные явления. Адгезионное изнашивание чаще наблюдается при обработке кругами из СТМ заготовок из пластичных адгезионно активных материалов, содержащих никель, титан, молибден, железо и др. [9, 75, 96]. При шлифовании заготовок из хрупких материалов интенсивность этого вида изнашивания гораздо ниже. Потеря ШК из СТМ режущей способности вследствие засаливания наблюдается гораздо реже, чем при обработке заготовок кругами из обычных абразивных материалов, хотя засаливание рабочей поверхности ШК из СТМ отмечено в работах [106, 107, 141].

Многие исследователи заметили, что потеря ШК режущей способности вследствие засаливания интенсифицируется с увеличением пластичности материала обрабатываемой заготовки. (Под пластичностью понимают свойство

твердых тел необратимо деформироваться без макроразрушений под действием механических нагрузок. Количественной мерой пластичности служит степень деформации материала в момент разрушения Δp (предел пластичности), а приводимые в справочной литературе значения относительного удлинения δ и относительного сужения ψ образцов, а также числа оборотов n при скручивании до разрушения называются характеристиками или показателями пластичности.)

Ударная вязкость (*KCU*) является косвенной характеристикой пластичности. (Вязкость – свойство твердых тел необратимо поглощать энергию при их пластическом деформировании.)

Предел пластичности Δp является сложной функцией многих факторов: химического состава и структуры металла; температурно-скоростных условий деформирования; напряженного состояния, предшествующего разрушению; развития деформаций и напряжений во времени; геометрических факторов и внешней среды. Зависимости пластических свойств металлов и сплавов от скорости деформации и температуры неоднозначны: с увеличением их значений, в зависимости от ряда факторов, пластичность может в одних случаях повышаться, а в других уменьшаться или оставаться неизменной. Для чистых металлов наблюдается тенденция увеличения пластичности с повышением температуры и ее снижения с увеличением скорости деформации [50].

В табл. 1.1 приведены механические характеристики сталей и сплавов, обладающих высокой пластичностью при нормальной (~ 20 ºС) температуре и используемых для изготовления деталей, заготовки которых обрабатывают шлифованием. Повышенная пластичность достигается, прежде всего, при их легировании хромом, никелем, титаном и молибденом.

Характеристики (показатели) пластичности δ, ψ и *KCU* материалов заготовок (образцов), используемых в настоящей работе при проведении исследований, соответствовали диапазону соответствующих характеристик сталей и сплавов, которые относятся к пластичным и высокопластичным [50].

Высокой пластичностью отличаются и многие цветные сплавы, в частности алюминиевые и медные. Однако для окончательной обработки заготовок из этих сплавов используют, как правило, лезвийные инструменты, например, при тонком точении и растачивании, а также поверхностное пластическое деформирование (без снятия стружки). Поэтому вопросы повышения режущей способности АИ при шлифовании заготовок из цветных сплавов в настоящей работе рассматриваться не будут.

Актуальна задача оптимизации условий и режимов механической обработки. С.Н. Корчак [38] дал комплексную оценку производительности шлифования в зависимости от обрабатываемости материала заготовки и износа зерен круга. Он сформировал группы обрабатываемости сталей и сплавов шлифованием, установил зависимость толщины срезаемого слоя от интенсивности напряжений и

показал, что последняя определяется не только температурой в зоне шлифования, но и скоростью деформации. При этом на обрабатываемость материала шлифованием оказывает влияние, помимо его химического состава и физико-механических свойств (главным образом, теплопроводности и твердости), характеристика шлифовального круга, режим шлифования, состав СОЖ и др.

1.1. Механические свойства сталей и сплавов, обладающих высокой пластичностью и вязкостью [50]

Марка материала	Относительное удлинение δ_5, %	Относительное сужение ψ, %	Ударная вязкость *KCU*, Дж/см^2
Низкоуглеродистые качественные конструкционные стали: 08КП, 08ПС, 08, 10КП, 10ПС, 10, 11КП, 15КП, 15ПС, 15, 18КП, 20ПС, 20КП, 20, 25, 15Г, 20Г, 25Г, 10Г2 и др.	7 ... 33	40 ... 70	80 ... 290
Хромоникелевые легированные конструкционные стали: 20ХН, 12ХН2, 12ХН3А, 12Х2Н4А, 20ХН3А, 20Х2Н4А, 14Х2Н3МА, 18ХГН2МФБ, 18Х2Н4МА, 18Х2Н4ВА, 20ХН2М, 15Х2М, 20Н2М и др.	10 ... 20	45 ... 60	70 ... 140
Коррозионностойкие стали: 08Х13, 12Х13, 20Х13, 25Х13Н2, 30Х13 и др.	10 ... 20	50 ... 60	–
Жаропрочные стали: 09Х14Н19В2БР, 10Х23Н18, 09Х16Н15М3Б, 12Х18Н10Т, 12Х18Н9Т, 12Х18Н12Т, 08Х16Н13М2Б(ЭИ680), 31Х19Н9МВБТ(ЭИ572) и др.	30 ... 40	40 ... 50	95 ... 118
Инструментальные стали: У7, У7А, 8ХФ, 6ХС, 4Х5МФС, 4Х5В2ФС, 4Х4ВМФС, 4Х3ВМФ, 3Х3М3Ф,3Х2В8Ф, 5Х3В3МФС, 5ХНМ, 2Х9В6(ЭП726), 18Х12ВМБФР, 2Х6В8М27К(ЭП745).	10 ... 25	30 ... 70	40 ... 60
Титановые сплавы: ВТ3-1, ВТ22, ВТ15, ВТ5, ОТ4-1 и др.	10 ... 20	20 ... 65	30 ... 90

Стали и сплавы, обладающие высокими пластическими свойствами, отнесены к I – IV группам обрабатываемости шлифованием (табл. 1.2). Ориентируясь на химический состав и физико-химические свойства материалов, мы дополнили табл. 1.2 теми из них, которые не были включены авторами работ [27,

38, 57] в соответствующие группы обрабатываемости (эти материалы выделены полужирным шрифтом). Общей тенденцией, характерной для шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов, является интенсивное засаливание шлифовального круга со всеми вытекающими из этого негативными последствиями [76, 79, 99, 103, 129], а также затупление АЗ при обработке заготовок из материалов, обладающих высокой прочностью и твердостью.

1.2. Обрабатываемость заготовок из пластичных материалов шлифованием

Классификационная группа материала	Марка материала	Группа обрабатываемости	Коэффициент обрабатываемости шлифованием
Стали: конструкционные и легированные хромом, никелем в сочетании с марганцем, кремнием, вольфрамом, титаном, молибденом, ванадием; инструментальные углеродистые	30Г, 35Г, 14Х2Н3МА, 20ХН2М, 18Х2Н4МА, 20Н2М, 3Х2В8Ф, **15Г, 20Г, 25Г, 10Г2, 18Х2Н4ВА, 15Х2М, 20Н2М, У7, У7А, 8ХФ, 5ХНМ, 3Х3М3Ф, 2Х9В6 и др.**	I	1,0
Стали конструкционные и легированные хромом и никелем	30Х, 40Х, 12ХН3А, 12Х2Н4А, 20ХН3А, 20ХН, 12ХН2, 20Х2Н4А, 6ХС, 20, **15, 25 и др.**	II	0,75
Стали коррозионностойкие и жаропрочные	12Х13, 08Х13, 20Х13, 30Х13, 12Х18Н10Т, 12Х18Н9Т, 31Х19Н9МВБТ **09Х14Н19В2БР, 10Х23Н18, 09Х16Н15М3Б, 12Х18Н12Т, 14Х16Н6, 08Х16Н13М2Б, 07Х16Н6, 31Х19Н9МВБТ, 13Х15Н4АМ3, 18Х12ВМБФР и др.**	III	0,45
Жаропрочные никелевые и титаноникелевые сплавы	ВТ 3-1, ВТ 5, ВТ 15, ВТ 2, **ВЖ98, ЭИ69 и др.**	IY	0,3

Засаливание происходит, в первую очередь, вследствие налипания частиц материала (металла) заготовки на АЗ [9, 75, 96, 101, 103 и др.]. Под термином "налип металла" будем подразумевать частицы металла, удерживаемые на поверхности АЗ за счет механических и адгезионных сил. (Под адгезией понимают все виды межатомного и межмолекулярного взаимодействия между твердыми телами [17, 26, 87].)

Современные представления о природе процессов, происходящих на контактирующих поверхностях, механизме и кинетике развития процессов образования твердофазных соединений развиты в работах [25, 41, 52, 54 и др.], где этот процесс условно разделен на три стадии: образование физического контакта; активация соединяемых поверхностей и схватывание; объемное взаимодействие соединяемых материалов.

Для образования соединения объекты должны быть первоначально сближены на расстояние, равное 2 ... 4 нм, при котором возникает слабое химическое взаимодействие, основанное на молекулярных (ван-дер-ваальсовых) силах. Такое сближение возможно при пластическом деформировании одного из объектов [41, 52, 54]. При движении АЗ вдоль дуги контакта с заготовкой, по мере разрушения смазочной пленки при достижении критических значений давления и температуры [87, 88] в условиях граничного трения или трения без смазки, наблюдается либо взаимодействие контактирующих тел через граничный слой смазки, либо их непосредственное взаимодействие и пластическая деформация материала заготовки. Следовательно, условия для протекания первого этапа – образования физического контакта, при шлифовании, несомненно, существуют. После этого может последовать активация контактирующих поверхностей, приводящая к химическому (валентному) взаимодействию – схватыванию материалов. Между атомами металла заготовки и АЗ из электрокорунда или карбида кремния возможно образование связи ковалентного или ионного типа, а между металлом заготовки и налипом на зернах – металлической связи. Однако схватывание контактирующих поверхностей возможно лишь при достаточной продолжительности действия определенных значений давления и температуры.

Образование соединения контактирующих при шлифовании тел объясняют молекулярным притяжением [97], диффузионным взаимодействием [75, 106, 107] и ковалентным межатомным взаимодействием [63, 65]. Многие исследователи полагают, что при обработке заготовок из весьма активных в химическом отношении материалов (например, алюминиевых и титановых сплавов) засаливание происходит за счет химического взаимодействия контактирующих объектов [24, 58, 96, 106, 107]. Эти работы внесли значительный вклад в изучение взаимодействия АЗ круга с материалом заготовки, однако единой точки зрения на механизм взаимодействия и тип образовавшейся связи между контактирующими телами не существует. Нам неизвестны работы, в которых

были бы сопоставлены локальные температуры, давление и время их действия при шлифовании с соответствующими параметрами, обеспечивающими образование тех или иных связей. Между тем от типа межатомного взаимодействия в значительной степени зависит сила сцепления контактирующих объектов. Энергия химического (ковалентного, ионного и металлического) взаимодействия соответствует 10^2 кДж/моль, в то время как энергия ван-дер-ваальсова взаимодействия составляет всего 0,1 ... 1,0 кДж/моль. Следовательно, в первую очередь необходимо изучить процессы, происходящие в зоне шлифования с точки зрения образования того или иного типа связи между контактирующими объектами.

При перемещении объектов относительно друг друга образовавшиеся мостики схватывания разрушаются либо по поверхности контакта, либо по деформированному телу. Если в процессе шлифования разрушение мостика происходит в объеме материала обрабатываемой заготовки, на АЗ появляется налип. Причем при первых актах взаимодействия АЗ с металлом заготовки на поверхности зерен образуются отдельные налипы металла.

В результате правки или скалывания в процессе шлифования на поверхностях АЗ образуется субмикропрофиль (субмикрорельеф) [97, 99]. Л.В. Худобин установил, что налипы металла заполняют вначале впадины субмикропрофиля. При последующих контактах зерна с заготовкой наряду с расширением масштабов адгезии металла к АЗ происходит адгезия металла заготовки к металлу, налипшему на зерна; в результате налипами может покрыться вся рабочая поверхность ШК.

Исследованиями Л.В. Худобина и В.А. Хрулькова показано, что при последующих контактах налипы сдвигаются с рабочей поверхности зерен и могут попасть в пространство между зернами и в поры круга (рис. 1.1). Туда попадают также отдельные стружки и шлам [79, 96, 101, 103]. Налипы периодически срываются с поверхности АЗ, затем возникают снова [9, 75].

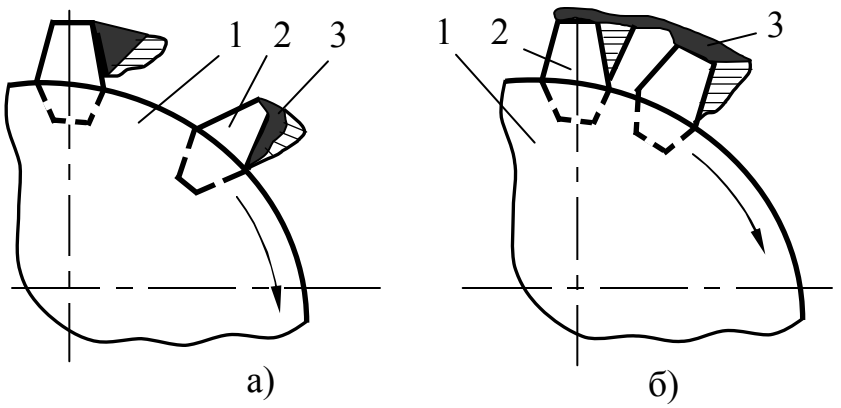


Рис. 1.1. Схема налипания жаропрочного сплава на АЗ:
а – налипы на отдельных зернах; б – налипы, перекрывающие несколько зерен [96]: 1 – шлифовальный круг; 2 – абразивное зерно; 3 – налип металла

Абразивное зерно обладает большей прочностью, чем обрабатываемая заготовка, поэтому вероятность разрушения мостика схватывания по объему АЗ при первых актах взаимодействия невелика, если это зерно не имеет «дефектов». Однако, по мере увеличения наработки круга, вследствие циклического силового и температурного воздействия возможно зарождение и развитие усталостных трещин в материале АЗ. В результате происходят периодические отрывы налипшего металла вместе с частицами абразива с образованием на зерне мелких кратеров (адгезионное изнашивание зерен) [9, 47, 96, 103].

Пытаясь объяснить причину интенсификации засаливания абразивного инструмента с увеличением пластичности материала заготовки, В.А. Хрульков ссылался на исследования А.П. Семенова, согласно которым наклеп, повышая энергию кристаллической решетки, уменьшает величину пластической деформации, необходимой для схватывания. Интенсивность и глубина распространения наклепа возрастают с увеличением пластичности материала.

В результате засаливания теряют режущую способность еще не затупленные зерна. Снятие налипшего металла восстанавливает эту способность [99, 103]. Однако влияние засаливания на режущую способность ШК всесторонне не исследовано.

Важное значение для оценки эффективности процесса шлифования имеет критерий $m_{\text{кр}} = \left(\frac{a}{\rho_{\text{з}}} \right)_{\text{кр}}$, характеризующий границу перехода от пластического деформирования к микрорезанию (здесь a и $\rho_{\text{з}}$ – соответственно глубина внедрения и радиус при вершине зерна). Исследованиями [9, 19, 38, 61] установлены факторы, оказывающие влияние на величину этого критерия, среди которых коэффициент внешнего трения μ_0 между зерном и заготовкой, температура в зоне контакта, технологическая среда и др. При шлифовании засаленным кругом происходит коренная перестройка контактного взаимодействия круга и заготовки, так как появляются новые границы раздела. Поэтому значения критерия $m_{\text{кр}}$ для незасаленных и засаленных АЗ различны [26]. Априорно можно предположить, что с увеличением массы отходов, находящихся на рабочей поверхности круга, $m_{\text{кр}}$ увеличится, однако оценка влияния степени засаливания ШК на $m_{\text{кр}}$ никем не производилась. Вне поля зрения исследователей остался также вопрос образования абразивными зернами с налипами металла навалов по краям шлифовочных рисок. Между тем, эти навалы оказывают существенное влияние на формирование микрогеометрии заготовок из пластичных материалов и силовую напряженность шлифования.

Информация, касающаяся взаимосвязи режущей способности ШК с заполнением пространства между зернами и пор отходами шлифования, неоднозначна. Так в исследованиях Л.В. Худобина не наблюдалось случаев потери кругом режущей способности вследствие заполнения межзеренного простран-

ства и пор. С.С. Силин [79], В.А. Шальнов [103] и В.А. Хрульков [96] указывали на такую возможность при глубинном и даже обычном шлифовании заготовок из труднообрабатываемых материалов. Однако в подавляющем большинстве случаев ШК теряют режущую способность вследствие налипания частиц материала заготовки на АЗ, поэтому именно этому вопросу в дальнейшем будет уделено основное внимание.

Можно предположить, что размещение стружки в пространстве между обрабатываемой поверхностью заготовки и связкой затрудняется, в первую очередь, при обработке заготовок из пластичных материалов и схемах шлифования, характеризующихся большой длиной контакта круга с заготовкой [79, 135], т. е. когда стружка имеет большую длину. Однако нами не обнаружены работы, посвященные изучению взаимосвязи режущей способности шлифовального круга с массой (объемом) отходов шлифования на рабочей поверхности круга. С другой стороны, процесс заполнения пространства между зернами круга отходами шлифования также практически не изучен.

Сложность и многофакторность процесса засаливания ШК обусловили большие трудности его математического моделирования. Л.В. Худобин и Ю.В. Полянсков получили математическую зависимость для определения силы сцепления металла заготовки с поверхностью микровпадины АЗ [97]. Эта сила представлена как сумма механической и молекулярной составляющей. Однако авторы предположили, что в соединении образовалась молекулярная связь без какого-либо обоснования и исследования кинетики взаимодействия.

В работе [65] получена математическая зависимость для расчета массы металла, налипшего на рабочую поверхность ШК. Однако эта зависимость включает так называемый коэффициент засаливания, определяемый экспериментально и представляющий собой отношение массы налипшего на АЗ металла к массе удаленного или пластически деформированного материала заготовки. Достаточный массив данных, необходимых для выбора этого коэффициента при различных условиях, отсутствует.

Теоретические исследования, направленные на изучение процесса проникновения и удержания шлама в пространстве между смежными АЗ, нам не известны.

Интенсивность засаливания рабочей поверхности круга при шлифовании можно снизить путем подбора материалов АЗ и связки круга, в наименьшей степени склонных к адгезионному взаимодействию с материалом заготовки, выбора оптимальной характеристики ШК и формирования соответствующих характеристик рельефа его рабочей поверхности при правке, предотвращения непосредственного контакта ювенильных поверхностей АЗ и материала заготовки путем создания на них экранирующих пленок достаточной толщины и прочности, умень-

шения теплосиловой напряженности процесса за счет выбора оптимальной характеристики ШК, режимов обработки, состава и техники применения СОЖ.

Все вышеперечисленные средства являются профилактическими, способными предотвратить или замедлить засаливание. Для удаления отходов с рабочей поверхности круга можно использовать механические, физические, химические и другие воздействия.

Рекомендации по выбору характеристик ШК с учетом вероятности их засаливания разработаны для шлифования заготовок из инструментальных сталей, а также жаропрочных, титановых и алюминиевых сплавов, в наибольшей степени склонных к физико-химическому взаимодействию с абразивным материалом [9, 63, 65, 75, 95, 103].

Г.В. Бокучава предложил оценивать интенсивность взаимодействия абразивного материала с материалом заготовки по результатам диффузионного отжига. Однако, в процессе отжига не воспроизводятся реальные температура, давление и время существования контакта, характерные для процесса шлифования, поэтому рекомендации не всегда подтверждаются в практике шлифования [58]. Тем не менее, предложенный критерий позволил обосновать области применения некоторых абразивных материалов и подобрать новые, более инертные материалы.

Г.И. Саютин подошел к выбору абразивного материала на основе оценки термодинамической вероятности протекания реакций между АЗ круга и материалом заготовки с последующей диффузией продуктов реакции в ее поверхностные слои [75, 76]. Этот подход не требует проведения трудоемких предварительных исследований, но учитывает лишь один из аспектов такого сложного явления, каким является адгезионное взаимодействие контактирующих объектов – химическое взаимодействие. Однако для процесса шлифования заготовок из титановых сплавов, когда химические реакции выступают на первый план, критерий, характеризующий концентрацию химических элементов в поверхностном слое заготовки, является, очевидно, вполне приемлемым.

Особого внимания заслуживают работы Л.В. Худобина, Ю.В. Полянскова и Ю.М. Правикова, разработавших рекомендации по выбору абразивного материала для обработки заготовок из алюминиевых сплавов на основе изучения электронных свойств и термодинамических характеристик контактирующих объектов [63, 65 и др.]. Показано, что снизить интенсивность адгезионного взаимодействия АЗ и заготовки можно, применив абразивный материал, обладающий одинаковыми электронными свойствами с материалом заготовки. Результаты исследований [43] свидетельствуют, что уменьшить интенсивность засаливания АЗ можно также за счет выбора абразивного материала, обладающего повышенной способностью к эмиссии электронов. Очевидно, замедлить процесс адгезионного взаимодействия можно, подобрав материал АЗ с параметрами решетки, значительно отличающимися от решетки материала заготов-

ки, при этом модуль сдвига и коэффициент Пуассона материала зерен должен быть как можно выше, однако это направление никем не исследовано.

В подавляющем большинстве случаев среднее расстояние между АЗ шлифовального круга меньше длины дуги контакта его с заготовкой. Поэтому объем пространства между зернами круга должен быть достаточным для размещения отходов шлифования (стружки, частиц зерен и связки). В связи с этим оптимизация характеристики и структуры ШК является важным резервом повышения его работоспособности [58, 75, 103]. В работах [58, 59] приведены зависимости, позволяющие определить размер пор ШК, обеспечивающих при заданной производительности обработки размещение в них отходов шлифования. Однако, на наш взгляд, достаточным для размещения отходов должно быть не поровое пространство, а пространство между зернами поверхностного слоя круга. Этот слой формируется при правке и изменяется в процессе шлифования вследствие изнашивания круга. Кроме того, в вышеназванных работах не учитывается уменьшение пространства для размещения отходов, неизбежное при контакте круга с заготовкой.

Интенсивность засаливания увеличивается при увеличении твердости ШК и с уменьшением их зернистости [37, 38, 58, 135].

Гораздо меньше внимания уделяли до сих пор вопросам формирования рациональных характеристик субмикрорельефа на рабочей поверхности АЗ. Однако, по всей видимости, это направление менее эффективно, чем рассмотренные выше. Во-первых, проблематична сама возможность формирования оптимальных характеристик субмикрорельефа в процессе правки и сохранения их в процессе шлифования. Во-вторых, интенсивность налипания материала заготовки на АЗ снижается при менее развитом субмикрорельефе зерен [75], но в этом случае ниже и их режущая способность.

Формирование на контактирующих при шлифовании поверхностях экранирующих пленок достаточной толщины и прочности во многом определяется составом и техникой применения СОТС (см. § 1.3).

Уменьшение теплосиловой напряженности шлифования является радикальным средством снижения засаливания ШК, повышения и стабилизации их режущей способности. В связи с этим, следующие параграфы посвящены силовому и тепловому взаимодействию контактирующих при шлифовании объектов.

1.2. Моделирование процесса шлифования

1.2.1. Силы шлифования

Математические модели для расчета сил шлифования аналитическим путем разрабатывали С.Г. Редько [67], С.Н. Корчак [38], Л.Н. Филимонов [93],

В.И. Островский [61], В.В. Ефимов [19], J. Peklenik [132], A. Pahlitzsch [130] и многие другие исследователи.

С.Н. Корчак одним из первых установил физическую взаимосвязь сил резания единичным АЗ с основными параметрами процесса шлифования и, в частности, напряжениями сдвига и сжатия, которые зависят от прочности материала заготовки при реальных скоростях деформации и температурах в зоне шлифования.

При выводе зависимостей для расчета сил предполагалось, что при микрорезании единичным зерном имеют место два процесса: стружкообразование (сдвиг и сжатие) и трение, которые определяют две автономные системы сил, действующих на зерно:

$$P_y = P_{y\,s} + P_{y\,\text{тр}};$$

$$P_z = P_{z\,s} + P_{z\,\text{тр}},$$

где $P_{y\,s}$ и $P_{z\,s}$ – радиальная и касательная составляющие силы, вызывающей пластический сдвиг материала заготовки, Н; $P_{y\,\text{тр}}$ и $P_{z\,\text{тр}}$ – радиальная и касательная составляющие силы трения в контакте заготовки с АЗ, Н.

Л.Н. Филимонов получил уравнения для расчета сил резания единичным АЗ, которые, без учета инерционной составляющей, имеют следующий вид [93]:

$$P_y = \tau_s \cdot a \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_з \cdot a} \cdot \frac{cos(\beta + \varphi_s)}{sin\beta \cdot sin\varphi_s} + \frac{\tau_s \cdot f_{\text{тр}}}{3 \cdot \mu_s};$$

$$P_z = \tau_s \cdot a \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_з \cdot a} \cdot \frac{sin(\beta + \varphi_s)}{sin\beta \cdot sin\varphi_s} + \frac{\mu_0 \cdot \tau_s \cdot f_{\text{тр}}}{3 \cdot \mu_s},$$

где τ_s – напряжение сдвига, Па; a – глубина врезания зерна, м; $\rho_з$ – радиус окружности, описанной около граней вершины режущей кромки зерна, м; β – угол сдвига, град; φ_s – угол внутреннего трения, град; μ_0 – коэффициент внешнего трения; $f_{\text{тр}}$ – площадь поверхности трения зерна о заготовку, м^2; μ_s – коэффициент внутреннего трения.

В.В. Ефимов перешел от расчета сил резания единичным зерном к силам резания ШК, приняв во внимание не только зерна, осуществляющие микрорезание, но и зерна, осуществляющие пластическую деформацию. Учтено также влияние на составляющую P_y гидродинамической силы $P_{y\text{г}}$ [19, 20]. Полученные им зависимости имеют следующий вид:

$$P_y = \tau_s \cdot n_к \cdot c_к \cdot (1 - \eta) \cdot K_y \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{з.о}} \cdot a_m^{5/2} \cdot \Phi_y(\psi) + P_{y\text{г}}; \qquad (1.1)$$

$$P_z = \tau_s \cdot n_к \cdot c_к \cdot K_z \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{з.о}} \cdot a_m^{5/2} \cdot \Phi_z(\psi), \qquad (1.2)$$

где $n_к$ – число зерен на режущей поверхности ШК, ограниченной размерами контактной зоны $\ell_к \cdot H$ ($\ell_к$ и H – длина контакта и высота круга, м), м$^{-2}$; $c_к$ – постоянная, зависящая от характеристики круга [61]; η – коэффициент, учитывающий обновляемость профиля круга; K_y, K_z – коэффициенты, зависящие от β и φ_s; $\rho_{з.о}$ – начальный радиус вершины зерна, м; a_m – максимальная глубина внедрения зерен в материал заготовки, м; $\Phi_y(\psi)$, $\Phi_z(\psi)$ – функции.

Однако при выводе зависимостей (1.1) и (1.2) максимальная глубина внедрения зерен в материал заготовки a_m была принята постоянной по всей длине контакта, что неадекватно реальному процессу стружкообразования.

Известно, что АЗ не только срезает материал заготовки, но и выдавливает его по сторонам шлифовочной царапины [8]. Интенсивность выдавливания оценивают коэффициентом навалов $\varepsilon_н$ (коэффициентом выдавливания), представляющим собой отношение суммы площадей навалов (наплывов) $2S_н$ к площади царапины $S_к$, измеренных в поперечном сечении (рис. 1.2) [19, 20, 93].

Коэффициент $\varepsilon_н$ увеличивается с увеличением пластичности материала заготовки (рис. 1.3). Л.Н. Филимонов считает этот фактор одной из причин увеличения касательной составляющей силы шлифования при обработке заготовок из незакаленных и пластичных материалов (поскольку бóльшая доля работы шлифования расходуется на пластическое деформирование металла). Однако, ни одна из известных математических зависимостей для определения сил шлифования не содержит в качестве аргумента коэффициент $\varepsilon_н$, что может привести к значительным погрешностям расчетов в случае обработки заготовок из пластичных материалов.

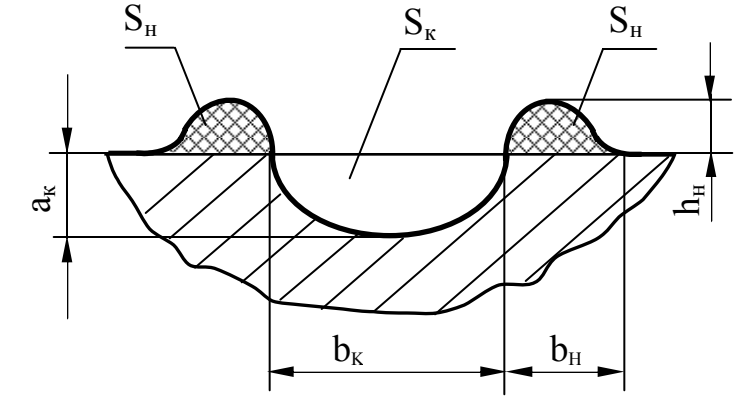


Рис. 1.2. Профиль шлифовочной риски с навалами (наплывами)

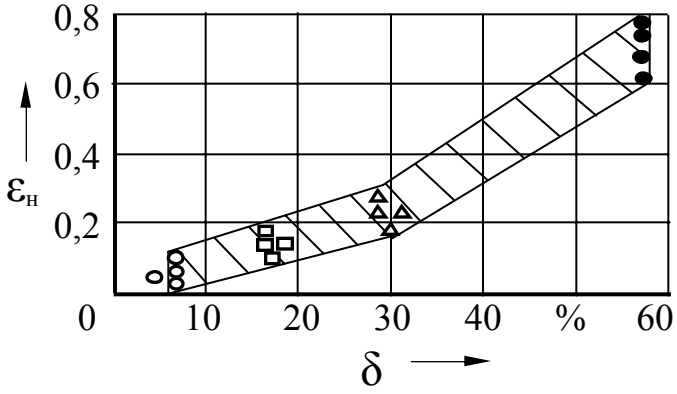


Рис. 1.3. Зависимость коэффициента навалов $\varepsilon_н$ от относительного удлинения δ сталей [19]:
● – Армко – железо; ▲ – сталь 3; □ – сталь 45; ○ – сталь У8

Данные, касающиеся фрикционных свойств абразивных материалов, приведены в работах [8, 18, 57, 93]. Наиболее полные исследования коэффициента трения в контакте шлифовального круга с заготовкой выполнил А.А. Николаенко [57]. Он варьировал температурой заготовки, видом СОЖ и характеристикой шлифовального круга: зернистостью, твердостью и структурой. Однако давление, а следовательно, и деформации в зоне контакта, а также скорость скольжения были весьма далеки от реальных значений этих параметров, характерных для процесса шлифования. По сути, изучалось трение покоя при небольших нагрузках. Максимальная температура заготовки не превышала 800 ºС, в то время как согласно данным [99] локальные температуры при шлифовании достигают и превышают температуру плавления АЗ (температура плавления электрокорунда находится в пределах 1850 … 1900 ºС). Важным научным результатом этих исследований является установление взаимосвязи коэффициента трения пары АЗ – материал заготовки от температуры. Как видно, с повышением температуры коэффициент трения снижается, однако исследованный диапазон (≤ 800 ºС) не охватывает реальные локальные температуры в зоне шлифования.

При анализе фрикционных явлений, происходящих в зоне контакта АЗ с заготовкой, также как и при внешнем трении твердых тел, будем использовать молекулярно-механическую (адгезионно-деформационную) теорию трения, получившую в последнее время наибольшее распространение.

Если провести аналогию между процессом диспергирования материала заготовки единичным АЗ и процессом трения тела сферической формы с полубесконечным телом, детально описанным в [39, 40, 87, 88], то можно отметить, что деформационная составляющая силы трения эквивалентна силам диспергирования единичным зерном. Следовательно, при определении коэффициента трения о заготовку зерен, осуществляющих диспергирование материала, необходимо учитывать прежде всего молекулярную составляющую коэффициента трения.

Изучая процесс трения в контакте задней поверхности инструмента с поверхностью заготовки, И.В. Крагельский отметил, что на большей части этой поверхности действует нормальная нагрузка, связанная с реакцией упругого восстановления поверхности резания, а коэффициент трения равен молекулярной составляющей. Учитывая микрогеометрию (субмикрорельеф) АЗ, следует иметь в виду и деформационную составляющую коэффициента трения, связанную с сопротивлением деформированию материала заготовки неровностями субмикрорельефа.

Таким образом, коэффициент трения по задней поверхности АЗ эквивалентен молекулярной и деформационной составляющей, связанной с сопротивлени-

ем деформированию материала заготовки неровностями субмикрорельефа АЗ. При относительно малом давлении в экспериментах [57] фиксировали главным образом молекулярную составляющую, что согласуется с данными [39, 40, 87, 88], свидетельствующими о снижении молекулярной составляющей коэффициента трения с повышением температуры. Исследований коэффициента трения засаленных АЗ о заготовку нами не обнаружено.

Сила трения на участках контакта засаленного АЗ с заготовкой складывается из двух составляющих: силы трения абразивного зерна и силы трения налипов на АЗ по металлу заготовки. Коэффициент трения в зоне контакта однородных металлов выше коэффициента трения зерна по металлу [8, 18, 99], поэтому с увеличением степени засаливания АЗ коэффициент трения и сила микрорезания должны увеличиться. В то же время взаимосвязи этих параметров со степенью засаливания АЗ не выявлены.

Рассмотрим механизм трения в зоне шлифования с применением смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС). На участках, где контактирующие тела (ШК и заготовка) разделены сравнительно толстым слоем СОТС [19, 20], их непосредственное взаимодействие исключается, и имеет место жидкостное трение. Величина силы жидкостного трения определяется законом Ньютона.

Толщина слоя гидродинамической смазки между ШК и заготовкой неравномерна: наряду с участками, где эта толщина значительна (между связкой и заготовкой), существуют участки максимального сближения поверхностей (АЗ и заготовки). Очевидно, что в зоне контакта режущего и пластически деформирующего зерна с заготовкой жидкостное трение может существовать лишь на начальном участке траектории. При дальнейшем перемещении зерна давление в контакте возрастает до такого уровня, когда СОТС на поверхностях АЗ и заготовки может существовать лишь в виде адсорбционно или химически связанных с ними пленок толщиной порядка нескольких сотых или десятых долей микрометра, а соответствующий режим трения именуется граничным [11, 39, 82]. Граничные пленки СОТС способны выдержать большую нормальную нагрузку и, вместе с тем, оказывают малое сопротивление сдвигу: коэффициент трения при этом режиме находится в пределах 0,1 ... 0,4.

При достижении определенных температуры и давления в контактной зоне граничная пленка СОТС разрушается с переходом в режим сухого трения. Механизм сухого трения поверхностей, покрытых пленками различного рода, рассмотрен выше. Коэффициент трения при этом больше, чем при других режимах.

Для схватывания необходимо не только разрушение граничной пленки, но и удаление окисных и адсорбированных пленок и пластическое деформирование, в результате чего возникает контакт чистых (ювенильных) поверхностей.

Полученные аналитическим путем зависимости, позволяющие выразить условия и кинетику формирования и разрушения пленок при шлифовании, отсутствуют. Однако очевидно, что в процессе шлифования, характеризующемся относительно высокой скоростью деформирования, окисные и адсорбированные пленки успевают образоваться и оказывают влияние на эффективность процесса. Подтверждением этому являются результаты, полученные М.И. Клушиным и свидетельствующие, что в вакууме и в среде инертных газов, где существенно затрудняется образование пленок, в процессе шлифования интенсифицируются схватывание контактирующих объектов и засаливание ШК [33]. Л.В. Худобин и В.Н. Латышев также отмечают важную роль кислорода в процессе шлифования [45, 101].

Поскольку схватывание сопровождается вырыванием глубинных слоев материалов контактирующих тел, то соответствующий коэффициент трения гораздо больше, чем при других режимах и, таким образом, участок траектории зерна, на котором происходит схватывание, оказывает доминирующее влияние на силовую напряженность процесса шлифования. Прочность на срез адгезионных связей, возникающих при лезвийной обработке, определял Л.Ш. Шустер [104]; подобные исследования операций абразивной обработки нам неизвестны.

Ясно, что смена режимов трения по мере перемещения АЗ относительно заготовки происходит в той последовательности, в которой они описаны выше. При этом, в зависимости от условий и режима шлифования, некоторые виды фрикционного взаимодействия (например, схватывание) могут отсутствовать. Каждому режиму свойственна определенная природа и значения сил трения (рис. 1.4).

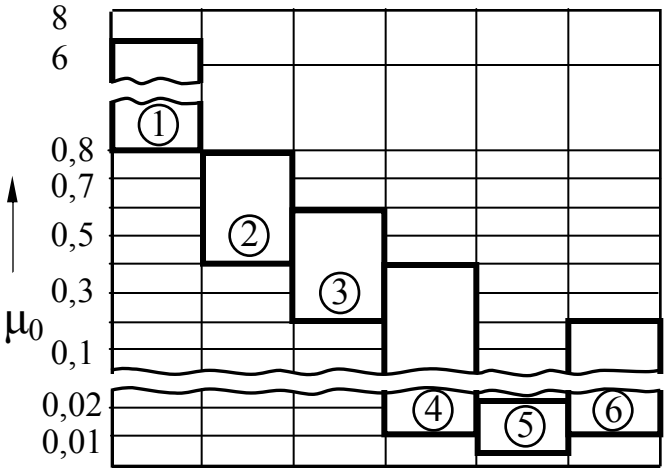


Рис. 1.4. Коэффициент трения μ_0: 1 – трение ювенильных поверхностей; 2 – трение поверхностей, покрытых окисными пленками; 3 – область рубежного режима граничного трения; 4 – граничное трение; 5 – область рубежного режима жидкостного трения; 6 – жидкостное трение

1.2.2. Тепловые процессы при шлифовании

Тепловые процессы при шлифовании достаточно хорошо изучены [1, 9, 18, 38, 67, 69, 113, 117, 120, 122 и др.]. Физические модели, расчетные схемы и математические модели для расчета локальных температур в контакте АЗ с материалом заготовки приведены в работах [9, 38, 67, 69 – 71, 73 и др.].

Г.В. Бокучава [9] определил температурное поле в АЗ, которое представил в виде полубесконечного стержня. Он учел охлаждающее действие среды, однако принял во внимание теплообмен с торцовой поверхностью стержня-зерна, на котором в период контакта с материалом заготовки СОТС могут присутствовать лишь в виде граничных пленок.

Расчетная тепловая схема, предложенная в статье [73], ближе к реальности: на торцовой поверхности стержня-зерна действует тепловой источник, остальная поверхность стержня обменивается теплотой с окружающей средой. К недостаткам этой схемы относятся локализация всех действующих источников тепла на одной поверхности и отсутствие на ней стружки.

Рассматривая задачу определения температуры на зернах ШК, А.Н. Резников предложил два вида схематизации тел и источников [69 – 71]. По одной из них зерно представлено в виде параллелепипеда или цилиндра, торцовая поверхность которого контактирует с заготовкой (рис. 1.5, а). Недостатки подобных моделей отмечены выше. По второй схеме (рис. 1.5, б) АЗ представлена в виде параллелепипеда, размеры которого определяются средневероятными размерами зерен, а режущий выступ зерна представляет собой резец с отрицательным передним углом. Приняты во внимание три источника теплоты: от деформации q_{∂}, от трения на поверхности контакта зерна с заготовкой q_{2T} и от трения стружки о переднюю поверхность АЗ q_{1T}. В обоих случаях при теплофизическом анализе учитывали теплоотвод от зерна в ШК. Ясно, что вторая схема в большей степени приближена к реальному процессу и может быть принята за базу при расчете локальных температур от действия режущих АЗ.

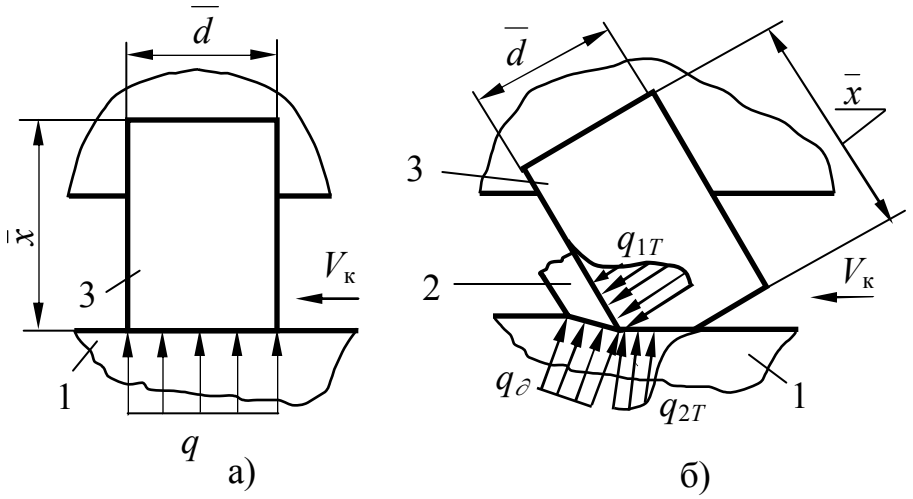


Рис. 1.5. Схематизация режущего выступа АЗ и источников тепловыделения:
а – схема с одним источником теплоты; б – схема с тремя источниками: 1 – заготовка; 2 – стружка; 3 – АЗ

Однако ни в одной из известных нам работ не предпринимались попытки определения температурного поля в области контакта режущих АЗ со стружкой, а также в локальной области, прилегающей к пластически деформирующим АЗ, что затрудняет анализ адгезионного взаимодействия зерен с материалом заготовки.

В процессе шлифования каждый элементарный участок поверхности заготовки при прохождении его через зону контакта с ШК испытывает действие ряда тепловых импульсов, являющихся результатом воздействия отдельных зерен круга. Аналитические описания температурных полей как результата воздействия множества тепловых источников представлены в работах [38, 67, 70]. Впервые поставил и решил подобную задачу С.Г. Редько [67], который получил зависимости для расчета температуры на поверхности контакта АЗ с заготовкой и в поверхностных слоях заготовки. При этом АЗ было представлено не в виде точки, а в виде материального тела. Однако С.Г. Редько не учитывал теплообмен с окружающей средой и не принял во внимание источник теплоты от трения стружки о поверхность АЗ. С.Н. Корчак преследовал цель определить температурное поле в заготовке [38], в связи с чем решал одномерную задачу теплопроводности, когда на конце полубесконечного стержня периодически действует тепловой источник. А.Н. Резников учел влияние АЗ на тепловые процессы, однако использовал при этом упрощенную расчетную схему и не принял во внимание охлаждающее действие среды [70]. Попыток аналитически определить локальные температуры как результат наложения тепловых импульсов от режущих и пластически деформирующих зерен нами не обнаружено.

При теплофизическом анализе процесса шлифования возникает задача расчета коэффициентов теплоотдачи от поверхностей контактирующих объектов в окружающую среду. Известно [20], что при шлифовании с применением СОЖ в зону контакта круга с заготовкой в большинстве случаев проникает лишь газожидкостная среда (смесь СОЖ с воздухом), а полное заполнение этой зоны жидкостью возможно только в предельном случае, например, при использовании высокоэффективной техники ее подачи. В зависимости от температуры охлаждаемых поверхностей устанавливается либо режим конвективного теплообмена с СОЖ, либо теплообмена при кипении [10, 20, 69]. Однако вопросы определения коэффициентов теплоотдачи с учетом этих факторов не нашли пока системного отражения в литературе.

Интенсивность теплоотдачи от поверхностей контактирующих при шлифовании объектов в окружающую среду, а следовательно, и тепловая напряженность шлифования, существенно зависят от расхода СОТС через зону контакта круга с заготовкой [20, 30, 102 и др.]. Одним из факторов, влияющих на этот расход, является величина зазора h_0 в зоне контакта между поверхностями круга и заготовки, под которым понимается эквивалентная (интегральная) величина заполняемого СОТС зазора между зернами, связкой и заготовкой (рис. 1.6) [20]:

$$h_0 = \frac{1}{\ell_0} \int_0^{\ell_0} Y_i \cdot d Z_i , \qquad (1.3)$$

где Y_i – текущее расстояние от выступающих зерен до поверхности заготовки, м; ℓ_0 – база измерения эквивалентной высоты контактной зоны, м.

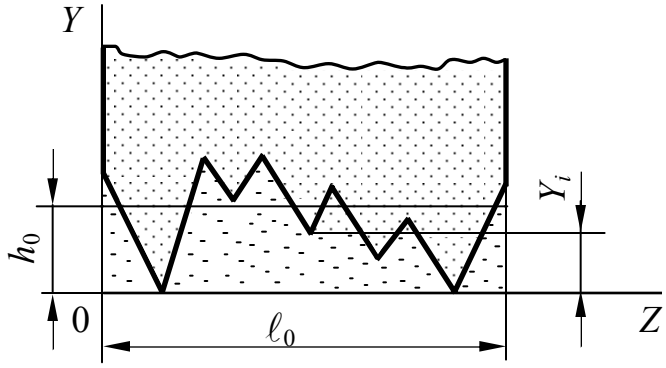


Рис. 1.6. Схема к расчету интегральной высоты зазора между рабочей поверхностью круга и заготовкой

Ясно, что заполнение рабочего профиля ШК отходами шлифования приведет к уменьшению зазора h_0 и расхода СОТС через контактную зону, что неминуемо отразится на режущей способности ШК. Однако вопрос относительно значимости этого изменения и его влияния на расход СОТС остается открытым.

Имеющаяся в научно-технической литературе [18, 105, 115, 122, 124, 127] информация свидетельствует о значительном разбросе количественных данных о распределении тепловых потоков между контактирующими при шлифовании объектами – заготовкой, ШК, стружкой и СОЖ, полученных разными авторами при различных видах и условиях шлифования. Эти данные даже при сходных условиях отличаются в несколько раз. В связи с этим, перспективным является подход, изложенный в работе [30], в соответствии с которым дифференциальные уравнения теплопроводности контактирующих объектов решают совместно с общим граничным условием в зоне контакта вида

$$\frac{\partial T_i}{\partial n_i} = -\frac{q_i}{\lambda_i}, \quad \frac{\partial T_j}{\partial n_j} = -\frac{q_j}{\lambda_j}; \quad T_i = T_j; \quad q_i + q_j = q ,$$

где T_i и T_j – температуры контактирующих объектов, К; n_i и n_j – нормали к поверхностям объектов; λ_i и λ_j –теплопроводности, Вт/(м·К); q – поверхностная плотность теплового потока в зоне контакта, Вт/м^2; q_i и q_j – плотности тепловых потоков из зоны контакта в контактирующие объекты, Вт/м^2.

Однако точное решение дифференциальных уравнений теплопроводности с подобным граничным условием затруднено невозможностью априорного определения параметров q_i и q_j и необходимостью учета зависимости теплофизических характеристик контактирующих объектов от температуры. Для их решения можно использовать численные методы [30, 32].

Таким образом, для точного расчета локальных температур в контакте режущих и пластически деформирующих АЗ с материалом заготовки необходимо учесть реальную форму и относительное перемещение контактирующих объектов (заготовки, АЗ, круга и стружки), наличие трех источников тепловыделения, наложение тепловых импульсов от отдельных зерен, зависимость теплофизических свойств объектов и механических свойств материала заготовки от температуры. Удовлетворительное решение поставленной задачи можно получить численным методом.

1.2.3. Качество шлифованной поверхности

Основная роль в процессе формирования микрогеометрии шлифованных поверхностей принадлежит кинематическому переносу геометрических характеристик рельефа рабочей поверхности круга на поверхность заготовки [34, 61, 93, 94]. Наиболее точный и полный анализ формирования микрорельефа шлифованной поверхности выполнен в рамках кинематической модели с позиций теории вероятности и случайных функций в работах [34 – 36]. Пластические деформации поверхностного слоя материала заготовки, адгезионные взаимодействия в зоне контакта, вибрации технологической системы и другие факторы, играющие особую роль при шлифовании заготовок из пластичных материалов, учтены в математических моделях, представленных в табл. 1.3.

1.3. Зависимости для расчета параметров микрогеометрии шлифованных поверхностей

Зависимость	№ зависимости по настоящей работе	Автор, источник
$Ra = H_{\text{ус}} \cdot M_1$ $H_{\text{ус}} = M_2 \left[\dfrac{t_{\text{ш}} \cdot H_o^{\kappa}}{2\sqrt{\rho_a - h_o}\,(V_{\text{к}} / V_{\text{з}} \pm 1) Z_o \sqrt{D_{\text{э}}}} \right]^{\frac{1}{K+2}} + N_1 \cdot h_o$	1.4 1.5	Королев А.В. [34]
$R_Z = h_n \cdot e^{-\alpha n} + h_{\text{н}}$	1.6	Филимонов Л.Н. [93]
$Ra(\tau) = \text{K}_{\text{з1}} \cdot Ra\left[H_{o\partial}(\tau)\right]^f$, где Ra определяется по зависимости [34]	1.7	Худобин Л.В., Белов М.А. [101]
$Ra = Ra_o + 7{,}5 \cdot 10^4 m_{ку}$, где Ra_o определяется по зависимости (1.4)	1.8	Правиков Ю.М. [65]

Влияние пластических деформаций поверхностного слоя материала заготовки на микрорельеф выявлено А.В. Королевым, Ю.К. Новоселовым и Л.Н. Филимоновым [34, 35, 93].

Л.Н. Филимонов представил высоту микронеровностей в виде суммы геометрической составляющей и составляющей от пластической деформации (параметр $h_н$ в зависимости (1.6) – высота навалов по боковым сторонам шлифовочных рисок). Однако модель (1.6) позволяет учесть пластическую деформацию лишь приближенно, поскольку не учитывает статистические характеристики навалов, к тому же механизм их образования достаточно полно не исследован.

Зависимость (1.8) получена в результате обработки данных экспериментов и носит частный характер, но, тем не менее, позволяет оценить влияние массы $m_{ку}$ материала шлифуемой заготовки, находящегося на рабочей поверхности круга, на параметр *Ra* (в условиях эксперимента).

Исследования, представленные в работах [55, 131], показали, что упругие отжатия зерен ШК существенно (до двух раз) снижают высотные параметры шероховатости шлифованной поверхности. Этот факт можно объяснить тем, что в результате упругих перемещений АЗ формируется так называемый динамический рельеф с увеличенной плотностью распределения зерен в направлении, перпендикулярном к рабочей поверхности круга.

С увеличением амплитуды относительных колебаний круга и заготовки высотные параметры микрорельефа увеличиваются [19, 34, 55, 101]. В связи со значительным уровнем колебаний технологической системы при обработке заготовок из пластичных материалов колебания являются фактором, ощутимо влияющим на формирование микрорельефа [34, 48, 101]. А.В. Королев [34] представил это влияние следствием увеличения разновысотности АЗ и получил математические модели, устанавливающие взаимосвязь параметров микрорельефа с уровнем вибраций технологической системы.

Модель (1.7) из работы [101] позволяет определить параметр *Ra* шероховатости шлифованных поверхностей деталей из жаропрочных и коррозионностойких сталей в любой момент времени.

Таким образом, в процессе формирования микрорельефа деталей из пластичных материалов наряду с кинематическим переносом микрогеометрии рабочей поверхности круга на заготовку особенно велика роль пластических деформаций, адгезионных взаимодействий и колебаний в технологической системе.

Поскольку шлифование в большинстве случаев используется для окончательной обработки, то условия его реализации и режим выбирают так, чтобы они не приводили к интенсивному изнашиванию круга и последний работал в режиме преимущественного затупления или частичного самозатачивания. Однако и при таком режиме на рабочей поверхности шлифовального круга может образоваться волнистость, которая, в свою очередь, оказывает влияние на про-

изводительность обработки и качественные характеристики шлифованных деталей [74, 84, 94].

Увеличение высоты волн на рабочей поверхности круга приводит к увеличению волнистости обработанных поверхностей заготовок [66], а последнее обстоятельство часто лимитирует период стойкости шлифовального круга [1, 94].

Волны на круге образуются в процессе его правки и в процессе шлифования вследствие неравномерного износа круга. Образование волн на рабочей поверхности круга в процессе шлифования объясняется колебаниями технологической системы шлифовального станка и ее элементов, первопричиной которых являются соответствующие колебания силы шлифования [75, 93, 94]. Эти колебания приводят к первоначальному износу рабочей поверхности круга, на круге образуются волны, высота которых, как правило, увеличивается с увеличением его наработки (рис. 1.7). В дальнейшем образовавшиеся волны сами становятся причиной возникновения периодической возмущающей силы, что приводит к усилению колебаний системы. При шлифовании кругом высокой твердости на его рабочей поверхности вместо волн могут образоваться участки с различной степенью затупления. Зависимости для расчета волнистости шлифованных деталей предложены в работах [66, 84].

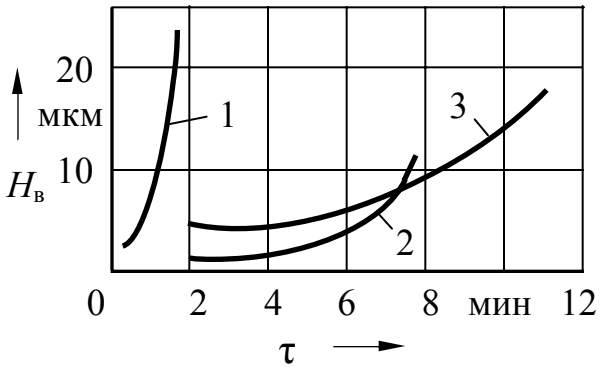


Рис. 1.7. Изменение высоты волн $H_в$ на рабочей поверхности круга в зависимости от времени шлифования τ кругами различных характеристик [94]:
1 – 24А25СТ1Б4; 2 – 24А25С17К; 3 – 24А25СМ17К

Физико-механические свойства поверхностного слоя материала заготовки при шлифовании формируются под влиянием тепловых процессов и пластической деформации, причем определяющим фактором, по мнению многих исследователей, являются тепловые процессы [18], интенсивность которых при шлифовании заготовок из пластичных материалов особенно велика. Высокие температуры и напряжения в поверхностном слое заготовок из пластичных материалов, отличающихся высокими механическими свойствами и низкой теплопроводностью, приводят, как правило, к формированию значительных растягивающих остаточных напряжений [101]. С увеличением наработки круга остаточные напряжения растяжения увеличиваются [93, 94] (рис. 1.8).

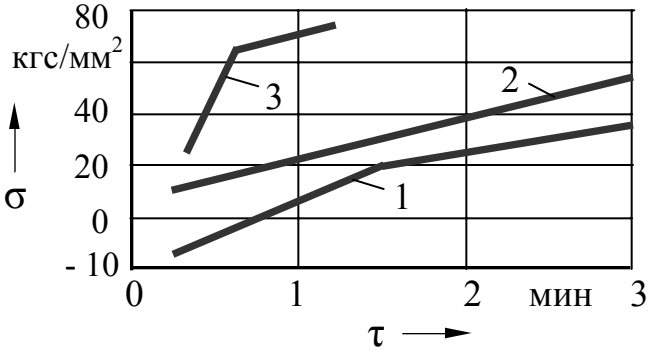


Рис. 1.8. Зависимость максимальных растягивающих напряжений σ от времени шлифования τ [93]:
1, 2, 3 – сталь Х18Н10Т, Р18, Р9Ф5 соответственно

Математические зависимости для расчета величины, глубины залегания и характера распространения остаточных напряжений в поверхностном слое шлифованных деталей получены в работах [18, 116, 121 и др.].

Выше установлено, что к числу основных факторов, действующих в процессе формирования шлифуемой поверхности детали (заготовки), относятся относительные колебания круга и заготовки (вибрации технологической системы). Роль колебаний особенно велика в формировании микро- и макрогеометрии шлифованной поверхности.

Зависимость показателей эффективности операций шлифования (период стойкости ШК, производительность обработки, качество и себестоимость обработанных деталей и др.) от характеристик колебательных процессов в технологических системах установлена и описана в работах [3, 28, 44, 66, 142 и др.].

При шлифовании имеют место вынужденные и самовозбуждающиеся колебания (автоколебания). По мнению авторов работ [23, 48, 94, 101, 137], условия возникновения автоколебаний и их интенсивность во многом определяются параметрами технологической системы, изменяющимися по мере увеличения наработки круга и, в первую очередь, состоянием его рабочей поверхности. Чередование процессов образования и разрушения мостиков схватывания и увеличение коэффициента трения по мере затупления и засаливания круга являются одной из предпосылок интенсификации колебаний [48, 101].

Одним из основных факторов, определяющих характер колебательных процессов и устойчивость процесса шлифования, является жесткость контакта круга с заготовкой. Исследованиями Б.Н. Зенкова и В.В. Пузанова установлено влияние различных факторов на жесткость (упругие перемещения) АЗ шлифовального круга [23]. С увеличением наработки ШК жесткость опоры зерен, а следовательно, и жесткость контакта круга с заготовкой также увеличивается (рис. 1.9), что, в свою очередь, приводит к смещению процесса шлифования в неустойчивую область. Авторы связывают этот установленный факт с заполнением межзеренного и порового пространства ШК отходами шлифования. Однако это предположение не подкреплено какими-либо исследованиями, устанавливающими взаимосвязь массы (объема) отходов, находящихся на рабочей поверхности ШК, с жесткостью опоры зерен. С другой стороны, поскольку жесткость

опоры зерна увеличивается с повышением нагрузки на зерно, очевидно, что эта жесткость в процессе шлифования (динамическая жесткость) может изменяться при увеличении силы шлифования по мере затупления и засаливания ШК.

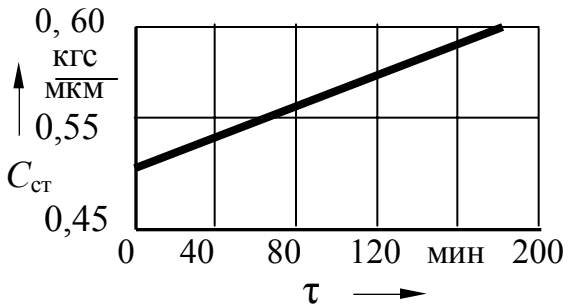


Рис. 1.9. Зависимость жесткости опоры АЗ $C_{ст}$ от времени шлифования круга τ [23]: заготовки из стали 45, *HRC* 18 ... 20; круг – 24А40С26К

Полученная информация дополняет механизм влияния процесса засаливания круга на его режущую способность: засаливание приводит к сужению области устойчивости процесса шлифования.

Следовательно, интенсивность колебаний при шлифовании можно уменьшить, стабилизировав упругие характеристики ШК [23] и снизив интенсивность адгезионного взаимодействия контактирующих поверхностей при шлифовании, чему, в свою очередь, способствуют все мероприятия, обеспечивающие снижение интенсивности засаливания, а также назначение рационального режима и цикла шлифования, использование адаптивных систем управления [3], управление жесткостными и демпфирующими характеристиками упругих элементов, введенных в упругую систему станка, демпфирование колебаний технологической системы путем использования высоковязких СОТС [101], использование принципа активного демпфирования – возбуждения колебаний в противофазе. Известно позитивное влияние колебаний определенных амплитудно-частотных диапазонов на показатели процесса шлифования [94].

Исследования [23, 93, 94, 103 и др.] свидетельствуют, что к концу периода стойкости ШК, вследствие затупления АЗ и засаливания силы шлифования увеличиваются в 1,5 раза и более, значительно сужается область устойчивости процесса обработки, в 1,5 раза возрастает параметр шероховатости *Ra* и более чем в 3 раза – значения максимальных растягивающих напряжений. Поэтому при назначении режима шлифования ориентируются, прежде всего, на обеспечение заданных качественных характеристик деталей, обработанных в конце периода стойкости круга. При обработке заготовок на автоматизированных станках, когда все они шлифуются на одинаковых режимах, это неизбежно приводит к снижению производительности [138]. Уменьшить экономические потери можно, используя САУ с обратной связью, позволяющие стабилизировать на заданном уровне какой-либо репрезентативный параметр процесса, однако эти системы не получили пока широкого применения в промышленности.

Таким образом, низкий уровень обрабатываемости шлифованием заготовок из пластичных материалов, связанный в первую очередь с интенсивным засаливанием круга, затрудняет получение деталей высокого качества, ведет к снижению производительности обработки.

Поэтому далее следует рассмотреть обозначенные в параграфе 1.1 пути и средства, способные предотвратить или замедлить процесс засаливания ШК, а также удалить отходы шлифования с его рабочей поверхности.

1.3. Пути и средства повышения и стабилизации режущей способности шлифовальных кругов на основе минимизации их засаливания

Рекомендации по выбору состава СОЖ для операций шлифования заготовок из различных материалов, в том числе пластичных, содержатся в работах [31, 58, 65, 101 и др.]. В то же время интенсивность функциональных действий СОЖ в значительной степени определяется способом и техникой их применения. В плане интенсификации смазочного и моющего действий СОЖ по отношению к ШК наиболее эффективны струйно-напорный внезонный (СНВС) [97 – 99] и гидроаэродинамический [99, 100] способы подачи СОЖ, а также ультразвуковая (УЗ) очистка рабочей поверхности круга [22, 56, 68, 100]. Эти способы и соответствующая техника подачи СОЖ позволяют существенно повысить производительность обработки за счет эффективной очистки рабочей поверхности ШК.

Многочисленными лабораторными исследованиями и опытом промышленности доказана высокая эффективность разработанной в УлГТУ ультразвуковой техники подачи СОЖ к торцу шлифовального круга [30, 31, 90, 92, 102]. Ультразвуковые колебания (УЗК) при этом накладывают на насадки для подачи СОЖ с целью интенсификации движения жидкости сквозь поровое пространство ШК и транспортирования ее к рабочей поверхности круга и в зону шлифования. Под действием центробежных сил жидкость выбрасывается из пор круга непосредственно в зону шлифования, благодаря чему существенно увеличивается расход жидкости через эту зону.

По технологической эффективности УЗ-техника подачи СОЖ к торцу круга близка к струйно-напорному внезонному способу и УЗ-очистке рабочей поверхности круга (табл. 1.4), которые являются наиболее эффективными средствами предотвращения и снижения интенсивности засаливания, к тому же, в

отличие от СНВС она не требует использования насосов для подачи СОЖ под высоким давлением.

Однако для обеспечения максимальной технологической эффективности очистки необходимо в достаточно жестких пределах вручную регулировать зазор между торцем волновода и рабочей поверхностью ШК по мере его изнашивания, или использовать сложную следящую систему, автоматически поддерживающую необходимый зазор. При очистке кругов из сверхтвердых материалов, интенсивность изнашивания которых невелика, а период стойкости многократно больше периода стойкости ШК из электрокорундов, задача значительно упрощается.

1.4. Сравнительная технологическая эффективность различных способов подачи СОЖ

Способ (техника) подачи СОЖ	Коэффициент, характеризующий возможность увеличения	
	периода стойкости ШК $K\tau_c$*	производительности Kt *
1. Струйно-напорный внезонный	2,5 ... 5,0	1,5 ... 3,0
2. Гидроаэродинамический	1,5 ... 2,0	1,5 ... 1,8
3. УЗ-очистка рабочей поверхности ШК	2,0 ... 5,0	1,2 ... 1,3
4. К торцу ШК с УЗК	2,0 ... 5,0	1,5 ... 2,0
* В сравнении с подачей СОЖ поливом		

Увеличение скорости движения СОЖ через поровое пространство круга и соответствующее увеличение ее расхода через зону обработки является результатом действия ударных волн от захлопывающихся кавитационных полостей, локализованных в сечении поровых каналов. Чтобы обеспечить кавитацию пузырьков, размеры которых лежат в широком диапазоне значений, следует расширить спектр частот колебаний и диапазон амплитуд звукового давления. Для достижения этой цели можно использовать модулированные УЗ-колебания. Амплитуда звукового давления амплитудно-модулированных колебаний изменяется во времени, а в спектре частот этих колебаний присутствуют гармонические колебания с различными частотами. Благодаря этому в процесс кавитации вовлекаются более крупные пузырьки по сравнению с использованием немодулированного сигнала. При частотной модуляции модулирующий сигнал вызывает изменение мгновенных значений частоты, а полная ширина полосы частот, занимаемых частотно-модулированным сигналом, существенно увеличивается.

Эта возможность повышения эффективности шлифования рассматривается в наших исследованиях.

Мощность сигнала генератора, используемого в процессе УЗ-очистки рабочей поверхности круга и при подаче жидкости к его торцу с наложением УЗК, должна быть достаточной для возникновения кавитации. Пороговые значения интенсивности звука, при которых возникает кавитация, известны [89]. Однако условия ее возникновения при шлифовании с применением СОЖ весьма специфичны, поэтому для определения минимально необходимой мощности сигнала УЗ-генератора необходимы соответствующие исследования.

Для очистки рабочей поверхности ШК используют также гидродинамическую кавитацию. В УлГТУ разработаны способы и устройства для гидроочистки, в которых кавитация возникает при движении жидкости через диффузорные (сужающе-расширяющиеся) насадки и через радиальные отверстия вращающегося ролика [32, 91]. По технологической эффективности эти устройства несколько уступают ультразвуковой технике, но их стоимость ниже почти на порядок, поскольку отпадает необходимость использования УЗ-генератора и преобразователей.

Твердые и пластичные смазочные материалы (ТСМ и ПСМ), используемые на операциях шлифования, транспортируются в зону обработки шлифовальным кругом или заготовкой и вступают в активное физико-химическое взаимодействие с ювенильными поверхностями, образующимися в этой зоне [82]. При этом обеспечиваются хорошие смазочное, демпфирующее и диспергирующее действия СОТС. Однако охлаждающее и моющее действия ПСМ и ТСМ весьма ограничены. При шлифовании импрегнированными кругами, содержащими 10 … 15 % импрегнирующего вещества, поры круга практически полностью заполняются импрегнатором, вследствие чего ухудшаются условия размещения стружки в межзеренном пространстве и в порах круга.

Для обеспечения моющего и охлаждающего действий при шлифовании с применением ТСМ и ПСП по внешним трактам подают водные СОЖ, не содержащие химически-активных присадок.

Для очистки рабочей поверхности круга с целью удаления отходов шлифования помимо активизации моющего и смазочного действий СОЖ можно использовать и иные воздействия, например механические, химические и др.

Для восстановления режущей способности и геометрической формы ШК в продольном и поперечном сечениях используют правку. Глубина проникновения шлама в пространство между АЗ и в поры ШК достигает значительных величин (до 0,3 мм) [32, 99]. Если не предпринимать меры для снижения интенсивности засаливания рабочей поверхности круга в процессе шлифования, то при каждой правке придется удалять значительный слой абразива и связки, в не-

сколько раз превышающий минимальный слой, необходимый для восстановления геометрической формы круга. Соответственно резко возрастет и расход ШК.

Профиль шлифовального круга, сформированный при правке, определяется способом и условиями ее осуществления [1, 30]. С точки зрения снижения интенсивности налипания металла заготовки на АЗ перспективным представляется применение способов правки, оказывающих минимальное воздействие на субмикрорельеф зерен [75], в частности, правки с помощью луча лазера. Установлено, что режущие свойства ШК существенно изменяются при варьировании техникой подачи СОЖ в зону правки [30, 32], причем сформированный при правке рельеф рабочей поверхности круга оказывает доминирующее влияние на его режущую способность и показатели шлифования лишь на начальном этапе работы круга; с течением времени это влияние нивелируется [94].

Режущая способность ШК стабилизируется при его непрерывной правке [79, 111]. Наибольшее распространение этот способ правки нашел на операциях глубинного шлифования заготовок из труднообрабатываемых материалов, в том числе склонных к адгезионному взаимодействию с рабочей поверхностью круга. Недостатками шлифования с непрерывной правкой круга алмазным роликом является повышенный расход абразивных инструментов и повышенный уровень вибраций [30, 32], вследствие чего увеличиваются высотные параметры микрогеометрии шлифованной поверхности.

П.М. Салов [74] исследовал эффективность процесса шлифования с непрерывной правкой круга роликом при низких скоростях съема абразива (в режиме «зачистки»). Установлено, что в этом режиме обеспечивается удаление отходов шлифования с рабочей поверхности круга, но необходима его периодическая правка, поскольку в технологической системе возникают автоколебания. По всей вероятности, непрерывная очистка ШК роликом в сочетании с периодической правкой может оказаться весьма эффективной при обработке заготовок из пластичных сталей и сплавов, когда круг теряет режущую способность преимущественно вследствие засаливания, однако системные исследования и рекомендации по этому вопросу отсутствуют. Очевидно, непрерывной очистке присущи те же недостатки, что и непрерывной правке круга роликом, основным из которых является повышенный уровень вибраций в технологической системе.

Известен прием, когда для очистки засаленного ШК на его рабочую поверхность направляют струю порошка или абразивную суспензию под давлением [118]. В этих случаях неизбежен большой расход абразивного порошка и повышенный износ средств технологического оснащения.

Интенсивность засаливания ШК можно уменьшить путем подачи в зону шлифования СОЖ, содержащей микропорошок окиси алюминия [144].

Для удаления с АЗ налипов металла заготовки используют механическую очистку рабочей поверхности ШК, которую осуществляют периодически

несколько раз между правками. Накоплен определенный опыт механической очистки кругов из сверхтвердых материалов брусками из пемзы, песчаника, известняка и других неметаллических материалов [64]. Для очистки ШК из традиционных абразивных материалов используют эластомер и абразивные бруски [26, 124]. Однако эластомером невозможно удалить налипы металла, удерживаемые на АЗ силами адгезионного взаимодействия. К недостаткам механической очистки абразивными брусками относятся трудность удаления отходов шлифования из пространства между АЗ и неодинаковые условия очистки зерен, находящихся на различных уровнях от условной наружной поверхности круга.

Улучшить условия очистки АЗ, удаленных от наружной поверхности круга, можно, если в качестве инструмента использовать абразивный брусок на эластичной связке, благодаря упругим свойствам которой будут созданы условия для очистки зерен, находящихся на различных уровнях.

В УлГТУ разработан способ очистки шлифовального круга, при котором абразивный брусок на эластичной связке периодически (несколько раз за период стойкости круга) прижимается к его рабочей поверхности (рис. 1.10) с силой, достаточной для микрорезания налипов металла заготовки, находящихся на АЗ круга. Зерна бруска способны срезать даже налипы, наиболее прочно соединенные с зернами круга (за счет сил адгезионного взаимодействия), поскольку прочность этого соединения не выше прочности самого налипа. За счет упругих свойств эластичной связки создаются благоприятные возможности для очистки зерен круга, удаленных от его условной наружной поверхности, хотя при этом вероятность удаления отходов шлифования (частиц шлама и стружек) из межзеренного пространства и пор круга заметно ниже.

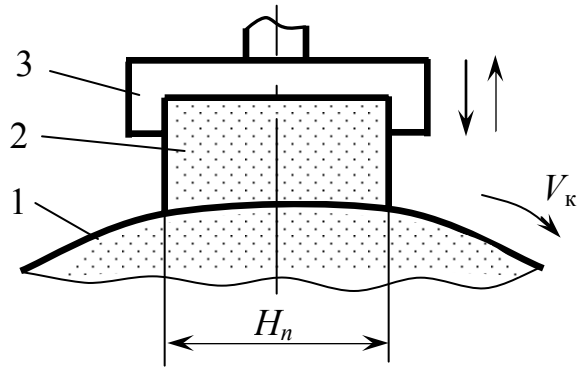


Рис. 1.10. Схема очистки рабочей поверхности ШК абразивным бруском:
1 – ШК; 2 – абразивный брусок; 3 – держатель

Предварительные экспериментальные исследования, выполненные при плоском маятниковом шлифовании заготовок из сталей 5ХНМ и 3Х3МЗФ с очисткой рабочей поверхности круга абразивным бруском 14А16НВ1, показали возможность увеличения на 30 ... 40 % периода стойкости шлифовального круга при снижении на 10 ... 20 % силовой напряженности процесса. В этих усло-

виях эффективность механической очистки была ниже эфективности техники применения СОЖ, однако эффективность механической очистки ШК можно повысить за счет оптимизации характеристики бруска и режимных параметров. К тому же, стоимость устройств для механической очистки ШК на порядок меньше стоимости ультразвуковой техники подачи СОЖ.

По сравнению с гидроочисткой механическая очистка обеспечивает резкое сокращение объема потребляемых СОЖ и соответствующих издержек, а также повышение экологической чистоты производства.

Срезание налипов металла возможно, если радиус окружности, описанной около граней режущей кромки зерна бруска, не превысит значения, при котором возможно микрорезание. В противном случае возможно лишь пластическое оттеснение материала налипа. От высоты бруска H_n (см. рис. 1.10) и продолжительности его контакта с ШК зависит число зерен бруска, контактирующих с налипами, а следовательно, и вероятность их диспергирования. Сила, с которой брусок прижимается к ШК, должна быть достаточной для диспергирования налипов, но не вызывать интенсивного изнашивания круга и бруска. Следовательно, разработка рекомендаций, касающихся технологии шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов с очисткой брусками, потребует оптимизации размеров и характеристики бруска, режима и периодичности очистки, поскольку какие-либо исследования и рекомендации по этим вопросам отсутствуют.

Известны попытки использования магнитного и электрического полей для очистки. Однако силы, с которыми эти поля воздействуют на отходы шлифования, находящиеся на рабочей поверхности ШК, не позволяют удалить с поверхности круга частицы, имеющие прочные связи с АЗ.

Использовали и химические воздействия на рабочую поверхность засаленного круга с целью растворения налипших частиц. Так в работе [27] рекомендуют применять при алмазной обработке слабый раствор азотной кислоты, в котором выдерживают круги в течение времени, достаточного для удаления отходов шлифования. После химического воздействия круги подвергают нейтрализации с целью предотвращения дальнейшей коррозии металлической связки. Как видим, химическое воздействие связано со значительными затратами времени на его осуществление. Химическим травлением производят также правку алмазных кругов, когда интенсивность этого воздействия достаточна для растворения связки. При этом существенно повышается режущая способность кругов, но не восстанавливается их геометрическая форма. Последнее обстоятельство является причиной ограниченного применения этого способа правки.

В итоге первой главы монографии можно сделать следующие выводы:

- основной причиной потери режущей способности шлифовальных кругов при обработке заготовок из пластичных сталей и сплавов является засаливание их рабочих поверхностей вследствие налипания частиц материала заготовки на АЗ (первопричина) и заполнения пространства между зернами и пор круга отходами шлифования;
- единая точка зрения на природу взаимодействия контактирующих объектов и тип связей, образовавшихся при налипании, не выработана, что не позволяет выделить факторы, оказывающие доминирующее влияние на этот процесс. Не установлена взаимосвязь интенсивности налипания металла на АЗ с давлением и локальной температурой в контакте АЗ с материалом заготовки. Отсутствуют физические модели, описывающие процесс заполнения шламом пространства между зернами круга. Для выбора рациональных методов воздействия на рабочую поверхность ШК с целью удаления с нее отходов шлифования необходима информация о силах взаимодействия отходов с поверхностью ШК;
- известные зависимости для расчета сил шлифования не учитывают образование навалов по краям шлифовочных царапин при обработке заготовок из пластичных материалов, что может привести к неадекватным результатам расчета сил, а в известных исследованиях фрикционного взаимодействия контактирующих при шлифовании тел не учитывается образование налипов металла на АЗ;
- определение условий и режима шлифования, обеспечивающих минимальную интенсивность налипания частиц материала заготовки на АЗ невозможно без расчета локальных температур. Однако нам не известны исследования, в которых были бы разработаны физические и математические модели для расчета этих температур с учетом реальной формы и относительного перемещения контактирующих при шлифовании объектов (АЗ, круга, стружки и заготовки), расположения источников тепловыделения, наложения тепловых импульсов от отдельных зерен, зависимости теплофизических и механических свойств объектов от температуры, а также условий их охлаждения. Не исследованы также температурные поля в области контакта режущего АЗ со стружкой, а также в локальной области, прилегающей к пластически деформирующему зерну;
- для назначения оптимального режима шлифования необходимо дополнительно разработать модели – ограничения, учитывающие специфику шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов, в частности, возможность размещения стружки в пространстве между АЗ и заготовкой и уменьшение количества режущих зерен круга вследствие его засаливания;
- наиболее радикальными средствами повышения режущей способности ШК за счет минимизации их засаливания представляются механическая очистки их рабочих поверхностей абразивными брусками на эластичной связке, подача СОЖ с наложением ультразвуковых колебаний и гидроочистка кругов.

ГЛАВА 2. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА НАЛИПАНИЯ МЕТАЛЛА НА АБРАЗИВНЫЕ ЗЕРНА ПРИ ШЛИФОВАНИИ ЗАГОТОВОК ИЗ ПЛАСТИЧНЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

2.1. Аналитическое исследование взаимодействия абразивных зерен шлифовального круга и заготовок из пластичных сталей и сплавов

Целью исследований, представленных в настоящем параграфе, является разработка физической модели налипания частиц материала заготовки на АЗ шлифовального круга и выявление факторов процесса шлифования, оказывающих доминирующее влияние на образование соединения этих объектов.

При рассмотрении основных физико-химических процессов, порождающих налипание материала заготовки на АЗ, следует иметь в виду, что оно происходит в условиях высокой тепловой и силовой напряженности за относительно короткий промежуток времени (время контакта зерна с заготовкой составляет $(1 – 5)\cdot 10^{-5}$ с).

Образование соединения представим протекающим в три стадии [41, 52]:

1. Сближение соединяемых объектов (образование физического контакта).

2. Активация контактирующих поверхностей (образование активных центров).

3. Объемное взаимодействие.

В процессе шлифования налипы на АЗ образуются сначала за счет соединения разнородных материалов (АЗ и заготовки). При последующих контактах АЗ, имеющих налипы, с материалом заготовки происходит также соединение однородных материалов (налипа материала заготовки на АЗ и материала заготовки). На первой стадии, за счет пластической деформации происходит сближение поверхностей на расстояние, при котором возможно физическое взаимодействие, обусловленное ван-дер-ваальсовскими силами, или на расстояние, при котором возможно слабое химическое взаимодействие.

На второй стадии происходит активация контактных поверхностей – образование активных центров. Эти последние представляют собой поля упругих искажений, возникающих в местах выхода в зону контакта дислокаций и их скоплений в виде пачек скольжения. В пределах активных центров происходит разрыв валентных связей между атомами соединяемого вещества и установление (трансляция) новых валентных связей между поверхностными атомами соединяемых материалов [25, 41, 54].

При соединении разнородных материалов АЗ и заготовки активные центры образуются на поверхности более твердого и тугоплавкого материала АЗ. Наличие этого периода и его длительность обусловлены особенностью пластической деформации. При соединении однородных материалов налипа и заго-

товки первая и вторая стадии практически сливаются в одну, поскольку активация контактных поверхностей начинается в процессе их сближения при смятии отдельных микровыступов за счет пластической деформации.

Третья стадия начинается с момента образования активных центров на соединяемых поверхностях. Взаимодействие поверхностей развивается как в активных центрах на самой поверхности контакта, так и в объеме приконтактной зоны. В зоне контакта этот процесс способствует слиянию дискретных очагов взаимодействия, а в объеме – релаксации напряжений.

Предположим, что образование физического контакта АЗ и заготовки происходит, главным образом, за счет деформации материала заготовки, как более пластичного. Положим, что выступы субмикрорельефа АЗ представляют собой конусы высотой R_{max} с шагом S [98], расположенные на жестком основании (рис. 2.1). Представление выступов в виде конусов отражает их реальную геометрическую форму [97, 98]. Перемещения за счет деформации нижележащего слоя материала меньше контактных перемещений до 100 раз [39]. Поэтому ими можно пренебречь в нашем случае. Считаем также, что ближайшие контакты не влияют друг на друга. Для поверхностей контакта АЗ с заготовкой, имеющих относительно небольшие размеры, контурная площадь контакта близка к номинальной, а фактическая площадь контакта и плотность пятен контакта на большей части этих поверхностей весьма мала [39, 40, 87]. Следовательно, допущение относительно отсутствия взаимного влияния контактов не внесет существенных погрешностей в расчеты [39].

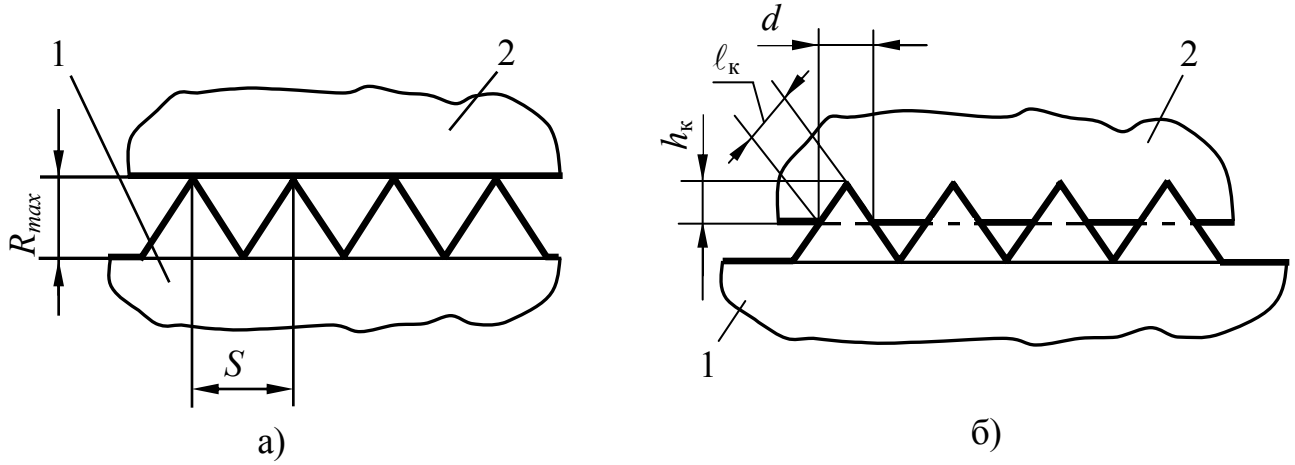


Рис. 2.1. Расчетная схема образования физического контакта:
а – исходное положение; б – в процессе шлифования; 1 – АЗ; 2 – заготовка

При взаимодействии АЗ и заготовки исходный микрорельеф последней трансформируется, а его параметры определяются условиями взаимодействия и, главным образом, геометрией АЗ. Когда контактирующие тела имеют разную твердость, на образование контакта влияет микрорельеф более твердого тела (АЗ) и механические свойства более мягкого (заготовки) [87]. В связи с этим

исходным микрорельефом поверхности заготовки можно пренебречь и считать эту поверхность гладкой. На поверхностях контакта АЗ со стружкой и заготовкой реализуется, преимущественно, внешнее трение [38, 87, 93]. Поэтому для расчета характеристик контакта этих поверхностей можно использовать зависимости [39], полученные для аналогичных условий.

Математические модели для расчета характеристик контакта гладкой и шероховатой поверхностей приведены в [39]: диаметр пятен фактического контакта $d_к$ можно рассчитать по зависимости:

$$d_к = \frac{2\sqrt{2r}}{\sqrt{\upsilon}} \cdot \Delta^{1/2} \cdot \left(\frac{p_c}{c \cdot \sigma_T} \right)^{1/2\upsilon}, \qquad (2.1)$$

где r – радиус сферы, охватывающей выступ микрорельефа, м; υ – параметр степенной аппроксимации кривой опорной поверхности; Δ – безразмерный комплекс, характеризующий микрорельеф АЗ ; p_c – контурное давление, Па; σ_T – предел текучести материала заготовки, Па; c – коэффициент, зависящий от формы выступов и упрочнения материала заготовки.

Полученная в результате несложных вычислений зависимость для расчета радиуса r сферической поверхности, охватывающей выступ микрорельефа в виде конуса, имеет следующий вид (рис. 2.2):

$$r = \frac{4 \cdot R_{max}^2 + S^2}{8 \cdot R_{max}}.$$

Для расчета безразмерного комплекса Δ и параметров опорной кривой υ и b используем следующие зависимости [39, 87]:

$$\Delta = \frac{R_{max}}{r \cdot b^{1/\upsilon}};$$

$$\upsilon = 2t_m \cdot \frac{R_p}{Ra} - 1; \quad b = t_m \cdot \left(\frac{R_{max}}{R_p} \right)^{\upsilon},$$

где t_m – относительная опорная длина профиля по средней линии; R_p – расстояние от линии выступов до средней линии профиля, мкм.

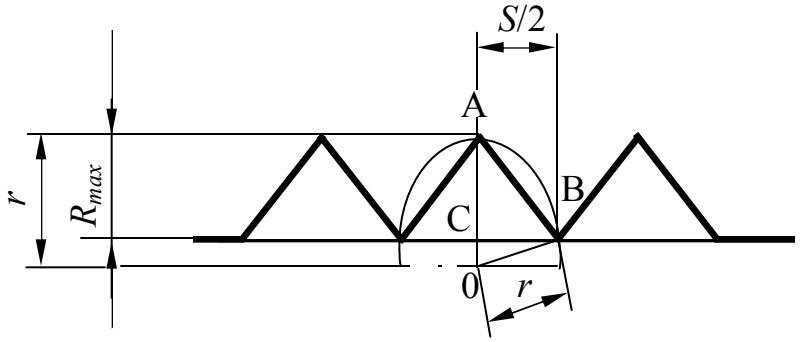


Рис. 2.2. Схема к расчету радиуса сферической поверхности

Для профиля, в виде которого представлен субмикрорельеф зерен (см. рис. 2.1), $t_m = 0{,}5$; $R_p = 0{,}5R_{max}$. Учитывая, что $R_{max} = 6Ra$, получим $\upsilon = 2$, $b = 4$.

Поскольку номинальная площадь контакта АЗ с заготовкой и стружкой достаточно мала, контурную площадь контакта и контурное давление p_c считаем равными номинальным [39, 87].

Геометрическую форму АЗ аппроксимируют сферой, эллипсоидом и многогранником [34, 59, 69 и др.]. В наших исследованиях рабочую часть АЗ приняли в виде усеченного конуса, диаметр малой окружности которого равен размеру площадки затупления, образовавшейся на зерне в процессе правки и эксплуатации. Такая модель является упрощенной, поскольку не учитывает округление режущей кромки в процессе шлифования, однако она широко используется при исследованиях напряжений и теплообразования (поперечное сечение АЗ представляет в этом случае многоугольник) [38, 57, 70].

Нормальные напряжения, действующие на площадке трения режущего зерна о заготовку, считаем изменяющимися от максимального значения в точке 0 (рис. 2.3), равного $\sigma_з = \sigma \cdot cos\beta = 1{,}5 \cdot \tau_s \cdot cos\beta$ (где σ и τ_s – нормальное и касательное (напряжение сдвига) напряжение, Па; β – угол сдвига, град.), до минимального значения в точке В по экспоненциальному закону [38].

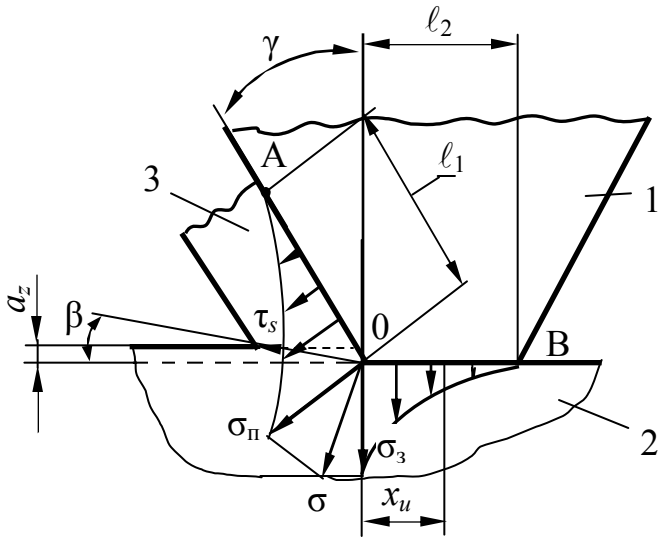


Рис. 2.3. Схема к расчету напряжений, формирующихся при работе режущего АЗ:
1 – АЗ; 2 – заготовка; 3 – стружка

Средние по плоскости сдвига нормальные и касательные напряжения можно определить в соответствии с [38, 57]:

$$\sigma = \frac{\sigma_{iш} \cdot \pi}{2\sqrt{3}}; \qquad \tau_s = \frac{\sigma_{iш}}{\sqrt{3}},$$

где $\sigma_{iш}$ – интенсивность напряжений при скорости и температуре деформации при шлифовании, Па.

Нормальные напряжения (давление) в любом сечении зоны контакта зерна с заготовкой, находящемся на расстоянии x_u от точки 0, равны

$$p(x_u) = \sigma_з \cdot exp[-k \cdot x_u],$$

где k – коэффициент, учитывающий закон распределения напряжения, м$^{-1}$.

Примем экспоненциальный закон распределения нормальных напряжений на участке контакта стружки с АЗ. Зависимости для расчета длины контакта стружки с АЗ отсутствуют, поэтому воспользуемся формулой для расчета длины пластического контакта стружки с резцом, предложенной Н. Г. Абуладзе:

$$\ell_{1ПК} = a_z \cdot (\eta \cdot (1 + tg\gamma) + sec\gamma),$$

где a_z – глубина внедрения зерна в заготовку, м; η – коэффициент усадки стружки; γ – половина угла при вершине АЗ, град.

Полная длина контакта стружки с АЗ:

$$\ell_1 = \ell_{1ПК} / к,$$

где к = (0,40 – 0,56) – коэффициент.

Следовательно,

$$\ell_1 = \frac{a_z \cdot (\eta \cdot (1 + tg\gamma) + sec\gamma)}{к}.$$

Нормальные напряжения (давление) в любом сечении участка контакта АЗ со стружкой, находящемся на расстоянии x_u от точки 0:

$$p(x_u) = \sigma_п \cdot exp[-к_1 \cdot x_u],$$

где $\sigma_п$ – максимальное значение нормального напряжения на участке контакта АЗ со стружкой, Па (см. рис. 2.3); $к_1$ – коэффициент, м$^{-1}$.

Нормальные напряжения на передней поверхности АЗ, пластически деформирующего материал заготовки, равны $c \cdot \sigma_{тш}$ [11, 19, 39].

По аналогии с режущим зерном считаем, что нормальные напряжения, действующие на площадке трения пластически деформирующего зерна о заготовку, изменяются по экспоненциальному закону от максимального значения в точке 0 (рис. 2.4), равного $\sigma_З = c \cdot \sigma_{тш} \cdot sin\gamma$, до минимального значения в точке В, равного нулю.

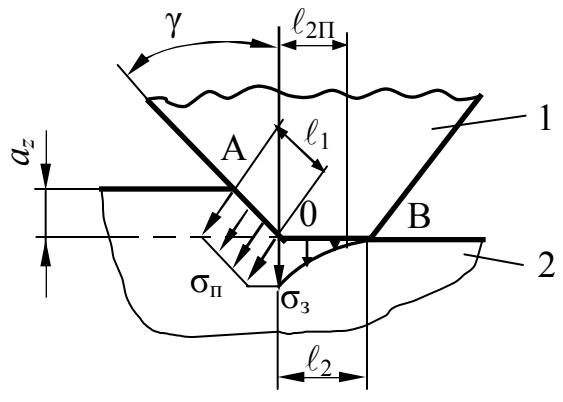


Рис. 2.4. Схема к расчету напряжений, формирующихся при работе пластически деформирующего АЗ:
1– АЗ; 2 – заготовка

Зная диаметр $d_к$ отдельных пятен контакта (зависимость (2.1)) и учитывая зависимости, предложенные Н.М. Михиным [39] для расчета параметров контакта взаимно перемещающихся поверхностей, получим формулу для расчета глубины внедрения материала заготовки во впадины микрорельефа АЗ:

$$h_к = \frac{d_к \cdot 2^{\frac{1-\upsilon}{\upsilon}} \cdot \sqrt{4 \cdot R_{max}^2 + S^2}}{S} \cdot sin\left(arccos \frac{S}{\sqrt{4 \cdot R_{max}^2 + S^2}} \right) \cdot \left(1 + \mu_0^2\right)^{\frac{1}{2\upsilon}}, \qquad (2.2)$$

где μ_0 – коэффициент внешнего трения.

Для расчета параметров, характеризующих контакт материала заготовки с АЗ, необходимо знать интенсивность напряжений $\sigma_{iш}$ и предел текучести материала заготовки $\sigma_{тш}$ при скорости и температуре деформации присущих шлифованию. Данные, касающиеся $\sigma_{iш}$, для некоторых сталей приведены в [38]. В. А. Носенко получил зависимость, позволяющую при известных значениях временного сопротивления $\sigma_в$ в первом приближении оценить интенсивность напряжений шлифования $\sigma_{iш}$ при данной температуре T [58]:

$$\sigma_{iш} = \sigma_в \cdot 1{,}558 \cdot e^{2{,}34 \cdot 10^{-3} \cdot T}. \qquad (2.3)$$

Для учета влияния скорости деформации на напряжения текучести воспользуемся скоростным коэффициентом Ψ_c [83], показывающим во сколько раз увеличиваются напряжения текучести при увеличении скорости деформации.

Поэтому предел текучести при температуре T и скорости деформации, характерной для шлифования,

$$\sigma_{тш} = \sigma_т \cdot \Psi_c,$$

где $\sigma_т$ – предел текучести при температуре T, Па.

Получим теперь зависимость для расчета a_z при обработке заготовки из пластичного материала. То обстоятельство, что часть материала заготовки, удаляемого из царапины, остается на заготовке в виде навалов, является причиной увеличения a_z на величину, пропорциональную отношению $\frac{2 \cdot S_н}{b_к}$, где $b_к$ – ширина среза, м; $2 \cdot S_н$ – площадь навалов, м^2 (см. рис. 1.2).

Поскольку из зависимости для расчета коэффициента навала $\varepsilon_н$ следует, что

$$\frac{2 \cdot S_н}{b_к} = \frac{S_к \cdot \varepsilon_н}{b_к},$$

где $S_к$ – площадь царапины, м^2, то при обработке заготовок из пластичных материалов глубина внедрения АЗ в материал заготовки составит:

$$a_{z_n} = a_z + \frac{S_к}{b_к} \cdot \varepsilon_н,$$

где a_z – глубина внедрения, определяемая без учета образования навалов по краям царапины, м.

Но, поскольку $S_к$ / $b_к$ = a_z, то:

$$a_{z_п} = a_z \cdot (1 + \varepsilon_н). \qquad (2.4)$$

Рассчитанные значения длины контакта стружки с АЗ ℓ_1 в зависимости от глубины внедрения a_z и коэффициента навалов $\varepsilon_н$ при $\eta = 1{,}3$ и $\gamma = 45^\circ$ приведены в табл. 2.1. Длина ℓ_1 увеличивается с увеличением глубины внедрения a_z и коэффициента навалов $\varepsilon_н$, т. е. пластических свойств материала заготовки.

Для зерен, имеющих субмикрорельеф с параметрами R_{max} = 0,2 мкм и S = 0,5 мкм [97], выполнены расчеты параметров $d_к$ и $h_к$ для участка длиной ℓ_2; принято – $\sigma_{iш}$ = 1426 МПа; $\sigma_{тш}$ = 290 МПа (сталь 40Х при 700 ˚С); $\beta = 22^\circ$; $\ell_2 = 0{,}1 \cdot 10^{-3}$ м; $\mu_0 = 0{,}3$. Расчетами установлено, что r = 0,256 мкм; $\Delta = 0{,}39$; $\upsilon = 2$.

2.1. Длина ℓ_1 контакта стружки с зерном, мм

Глубина внедрения АЗ a_z, мм	Коэффициент навалов $\varepsilon_н$			
	0	0,25	0,5	0,75
0,002	0,016	0,020	0,024	0,028
0,005	0,040	0,050	0,060	0,070
0,0075	0,060	0,075	0,090	0,104
0,010	0,080	0,100	0,120	0,140

Глубина внедрения материала заготовки во впадины микрорельефа $h_к$ меньше высоты впадины R_{max} лишь при x_u / $\ell_2 \geq 0{,}6$ (табл. 2.2). При x_u / ℓ_2 = 0,5 расчетное значение параметра $h_к$ несколько превышает значения R_{max}, т. е. контакт материала заготовки с поверхностью субмикрорельефа АЗ осуществляется по всей длине образующих последних. Подобный контакт реализуется, естественно, и при меньших значениях x_u / ℓ_2.

Таким образом, максимальная глубина внедрения материала заготовки во впадины микрорельефа на АЗ $h_к$, а следовательно, и плотность пятен контакта имеют место вблизи точки 0 на кромке АЗ (см. рис. 2.3).

После сближения контактирующих поверхностей АЗ и материала заготовки на расстояние, соответствующее возникновению молекулярного взаимодействия на этапе образования физического контакта, может последовать активация поверхностей, приводящая к химическому (валентному) взаимодействию, которое называют «схватыванием материалов».

2.2. Результаты расчета параметров контакта поверхности режущего АЗ с заготовкой

Относительное расстояние x_u / ℓ_2 до рассматриваемого сечения	Давление p_c в рассматриваемом сечении, МПа	Параметры, характеризующие контакт, мкм	
		$d_к$	$h_к$
0	1200	0,68	0,37
0,25	379,7	0,51	0,30
0,50	120,0	0,38	0,22
0,75	38,0	0,28	0,15

Схватывание контактирующих поверхностей происходит, если выполняется условие [54]:

$$t_в \geq t_с \ , \qquad (2.5)$$

где $t_в$ – длительность взаимодействия, определяемая длительностью действия напряжений и температуры, достаточных для образования соединения, с; $t_с$ – длительность процесса схватывания атомов контактирующих объектов, с.

Для предварительных расчетов можно принять, что

$$t_в = \frac{\ell_к}{V_к},$$

где $\ell_к$ – длина контакта ШК с заготовкой, м; $V_к$ – рабочая скорость ШК, м/с.

Длительность схватывания определяется длительностью активации $t_а$ атомов контактной поверхности, так как атомы, достигшие потенциального энергетического барьера U, «мгновенно» образуют межатомные химические связи, т. е. можно считать, что $t_с = t_а$.

При соединении разнородных материалов типа металл – полупроводник длительность периода активации поверхности полупроводника можно оценить по формуле [41]:

$$t_а = \frac{1}{2} \cdot \upsilon^{-1} \cdot exp\left(\frac{W}{k \cdot T}\right) \cdot exp(-\alpha \cdot \tau) \ , \qquad (2.6)$$

где υ – частота собственных колебаний атомов, 1/с; W – энергия активации самодиффузии в полупроводнике, Дж; k – постоянная Больцмана, Дж / К; T – температура поверхности полупроводника, К; α – коэффициент, $Н^{-1} \cdot м^2$; τ – касательные напряжения в контакте, Па.

Максимальное значение нормального напряжения на задней поверхности АЗ $\sigma_з$ при угле сдвига $\beta = 22^\circ$ равно 1010 … 2530 МПа. Используя известное соотношение между нормальными и касательными напряжениями $\tau_з = \mu_0 \cdot \sigma_з$, при $\mu_0 = 0{,}3$ получим $\tau_з = 303$ … 760 МПа.

Длительность периода активации t_a, рассчитанная исходя из полученных выше значений касательных напряжений, для локальных температур T = 1473 … 1673 К, значений W = 3,73 эВ и $\upsilon = 1{,}2 \cdot 10^{13}$ с$^{-1}$ [41], на много порядков меньше времени контакта АЗ с заготовкой $t_в$.

При взаимодействии засаленного АЗ с заготовкой имеет место контакт однородных материалов (металлов). В работе [25] приведена зависимость для расчета времени схватывания

$$t_c = \frac{b \cdot L}{\dot{\varepsilon} \cdot S}, \qquad (2.7)$$

где b – модуль вектора Бюргерса, м; L – путь, проходимый дислокацией до барьера, м; $\dot{\varepsilon}$ – скорость пластической деформации, 1/с; S – площадь активного центра, м^2.

Оценим значения, которые может принять t_c для металла при дислокационной природе активных центров. (Дислокационная модель активных центров является рабочей моделью при соединении однородных металлов [25].) По данным работы [41], $b = 2{,}5 \cdot 10^{-10}$ м; минимальная S_{min} и максимальная S_{max} площади активного центра составляют $2{,}2 \cdot 10^{-17}$ и $7{,}8 \cdot 10^{-14}$ м^2 соответственно; параметр L может принимать значения от $1 \cdot 10^{-6}$ до $3 \cdot 10^{-9}$ м. Интенсивность скорости деформации $\dot{\varepsilon}$, характерная для процесса шлифования, находится в пределах 10^6 … 10^7 с$^{-1}$. Расчеты показывают, что t_c находится в пределах $1 \cdot 10^{-5}$ … $1 \cdot 10^{-12}$ с, т. е. неравенство (2.5) выполняется практически для любых условий шлифования.

Таким образом, длительность взаимодействия АЗ и заготовки в процессе шлифования в большинстве случаев превышает длительность процесса схватывания их материалов на несколько порядков.

Движущей силой образования твердофазного соединения материалов является стремление системы к уменьшению свободной энергии на величину $\Delta E = E_{гр} - (E_{Me} + E_{НМ}) < 0$, где $E_{гр}$ – свободная энергия границы контакта металл – АЗ, эВ; $(E_{Me}, E_{НМ})$ – поверхностная энергия металла и АЗ, эВ [54]. При соединении двух металлических поверхностей обычно $E_{гр} = (0{,}12 – 0{,}20) \cdot 2E_{Me}$, вследствие чего схватывание одноименных металлов всегда сопровождается значительным уменьшением свободной энергии системы и является экзотермическим процессом, выгодным в термодинамическом отношении. Для соединения металлов с неметаллическими материалами значение и знак ΔE прогнозировать весьма сложно и надежные методы для ее расчета не разработаны.

Энергия сформировавшейся при соединении межфазной границы в зависимости от угла θ разориентации кристаллических решеток может быть выражена в виде [54]:

$$E_{гр} = E_0 \cdot \theta \cdot (A - \ln\theta), \qquad (2.8)$$

где E_0 и A – константы (E_0 пропорциональна модулю сдвига и вектору Бюргерса).

С увеличением θ энергия границы непрерывно возрастает, а схватывание материалов затрудняется.

При оценке возможности и характера химического взаимодействия элементов и их соединений в зоне контакта необходимо учитывать электроотрицательность материалов контактирующих объектов, под которой понимают способность атома в молекуле к притяжению валентных электронов; валентность и ионизационный потенциал, характеризующий силу связи электронов в атомах; размеры атомных и ионных радиусов. Сравнение электроотрицательностей контактирующих материалов позволяет судить о вероятности образования между ними связей донорно – акцепторного типа. По степени различия ионизационных потенциалов можно определить тип возникающей связи; величины атомных и ионных радиусов следует учитывать при оценке возможности образования твердых растворов при адгезионных процессах, когда возникающие связи носят, в основном, электростатический характер.

С момента возникновения активных центров наступает третья стадия, в течение которой образуется соединение материалов в результате развития объемного взаимодействия. Длительность третьей стадии можно рассчитать по формуле [41]:

$$t_р = \frac{r^2}{\beta^2 \cdot D_0 \cdot \left(1 - cos\frac{\pi \cdot \chi}{2r}\right)} \cdot exp\left(\frac{U}{k \cdot T}\right), \qquad (2.9)$$

где r – расстояние, на котором развивается процесс объемного взаимодействия в плоскости контакта, м (в полупроводниках при плотности активных центров $\rho = 10^{10}$ м$^{-2}$ $r = 5 \cdot 10^{-6}$ м; при $\rho = 10^{11}$ м$^{-2}$ $r = 1{,}6 \cdot 10^{-6}$ м; при $\rho = 10^{12}$ м$^{-2}$ $r = 10^{-6}$ м); β – коэффициент (для полупроводниковых материалов $\beta = 5{,}4$); D_0 – множитель в уравнении диффузии, м^2/с; χ – радиус зародыша, т. е. исходного очага взаимодействия, который возникает вокруг ядра дислокации и определяется его неустойчивостью, м (для полупроводниковых материалов $\chi \le 10^{-6}$ м); U – энергия активации релаксации напряжений, Дж.

Результаты расчета $t_р$ при $\beta = 5{,}4$; $D_0 = 12$ м^2/с; $\chi = 10^{-6}$ м; $U = 2{,}22 \cdot 10^{-19}$ Дж [41] приведены в табл. 2.3.

Практически во всех случаях длительность стадии объемного взаимодействия превышает длительность однократного взаимодействия АЗ с заготовкой, т. е. $t_в < t_р$. Это условие не выполняется лишь при $r = 1 \cdot 10^{-6}$ м и $T \ge 1200$ °С.

2.3. Длительность процесса развития объемного взаимодействия $t_р$

Расстояние $r \cdot 10^{-6}$, м	Температура T, ºС		
	800	1200	1600
	t_p, с		
1,0	$0{,}15 \cdot 10^{-3}$	$0{,}269 \cdot 10^{-5}$	$0{,}36 \cdot 10^{-6}$
3,0	0,102	$0{,}186 \cdot 10^{-3}$	$0{,}25 \cdot 10^{-4}$
5,0	7,47	1,34	$0{,}18 \cdot 10^{-1}$

При этом следует иметь в виду, что время, в течение которого контактирующие объекты разогреты до определенных локальных температур, не совпадает с $t_в$, однако уточнить это время можно только после расчета локальных температур. Тем не менее, выполненные расчеты подтвердили выдвинутое ранее предположение о том, что диффузионные процессы не играют решающей роли в образовании соединения металла заготовки и АЗ, и оно образуется, главным образом, за счет схватывания.

Уровень развития современных представлений о механизме взаимодействия абразивных материалов, используемых для изготовления режущих инструментов, с металлами позволяет определить граничные параметры процесса соединения путем предварительного анализа.

Основными параметрами, влияющими на образование соединения, являются давление, температура в зоне контакта и время контакта.

В процессе шлифования давление АЗ на материал заготовки вызывает пластическое деформирование последней. Давление, вызывающее пластическую деформацию металла без пластической деформации АЗ, является достаточным для активации их поверхностей [25, 41, 54]. Расчетами установлено, что при любых условиях и режиме шлифования на поверхностях контакта АЗ со стружкой и заготовкой существуют участки, на которых нормальные напряжения превышают предел текучести материала заготовки.

Определяющим фактором в процессе образования соединения металла заготовки с материалом АЗ является температура [25, 41, 54]. С ее увеличением существенно сокращается длительность активации и объемного взаимодействия, а также интенсивность соответствующих реакций.

Оптимальные температуры с точки зрения образования при сварке соединения металла с керамическими материалами, в том числе с оксидом алюминия Al_2O_3, составляют (0,89 … 0, 96) $\cdot$ $T_{пл}$, где $T_{пл}$ – температура плавления соединяемого металла. В то же время существует «пороговое» значение температуры, равное (0,80 … 0, 85) $\cdot$ $T_{пл}$, ниже которого соединение не образуется [54]. На эти значения температуры можно ориентироваться при оценке вероятности засаливания кругов из электрокорундовых абразивных материалов.

Условие отсутствия схватывания металла заготовки с АЗ выражается в виде

$$T \leq k_{\text{н}} \cdot T_{\text{пл}}, \qquad (2.10)$$

где $k_{\text{н}}$ – коэффициент, зависящий от материалов зерна и заготовки, T– локальная температура при шлифовании, К.

Температура T определяется теплофизическими характеристиками ШК и заготовки, их плотностями, условиями охлаждения, характеристикой круга, режимом обработки, мощностью тепловыделения и др. Основными факторами, влияющими на мощность тепловыделения, являются рабочая скорость круга и касательная составляющая силы шлифования, которая, в свою очередь, помимо прочих факторов, зависит от механических свойств материала заготовки и коэффициента трения, а следовательно, от физико-химических свойств АЗ и заготовки. Следовательно, предложенный критерий учитывает практически все входные параметры процесса шлифования.

Зная пороговое значение температуры для сталей и сплавов различного химического состава, с учетом условий и режима обработки можно оценить вероятность схватывания материала заготовки с АЗ и выбрать условия, при которых интенсивность засаливания будет минимальной. Однако, для этого необходимо знать локальные температуры при шлифовании.

Если на АЗ появились налипы, последние оказывают инициирующее влияние на соединения материалов в зоне контакта зерна с заготовкой [74]. Причиной этому является то обстоятельство, что однородные материалы (налипа и заготовки) схватываются гораздо легче, чем разнородные (АЗ и заготовки). При наличии микропластической деформации схватывание однородных материалов происходит при любой температуре [25]. Это обстоятельство еще раз подчеркивает, насколько важно создавать условия, исключающие схватывание материала заготовки с АЗ, либо оперативно удалять образовавшиеся налипы.

Таким образом, разработана физическая модель соединения поверхностей заготовки и АЗ. Получена математическая зависимость (2.2) для расчета глубины внедрения материала заготовки во впадины субмикрорельефа АЗ. Установлено, что соединение материала АЗ и заготовки образуется, главным образом, за счет схватывания. Выявлено, что одним из факторов, оказывающих доминирующее влияние на образование соединения, является температура. Предложено соотношение (2.10), характеризующее условие отсутствия схватывания материалов АЗ и заготовки.

2.2. Аналитическое исследование взаимодействия металлического налипа и абразивного зерна

После выхода АЗ из контакта с заготовкой часть налипа удерживается на его поверхности за счет механических и адгезионных сил, причем, наиболее прочно – во впадине субмикрорельефа [97]. Оценим силы, действующие на налип, находящийся во впадине субмикропрофиля АЗ, и выявим условия, при которых возможно разрушение соединения.

Наиболее вероятно, что разрушение (срез) образовавшегося мостика схватывания материала заготовки с АЗ произойдет на уровне вершин субмикропрофиля АЗ, поскольку допускаемые напряжения на срез материала налипа (заготовки) уменьшаются с увеличением температуры, а последняя выше в поверхностных слоях заготовки и АЗ.

Исходя из принятой формы микровпадины и расчетов, приведенных в параграфе 2.1 и свидетельствующих, что глубина $h_к$ внедрения материала заготовки во впадины на поверхности АЗ может быть меньше высоты микронеровностей R_{max} , представим налип во впадине в виде усеченного конуса.

Размеры налипа определяются размерами микронеровностей на АЗ [97, 98], т.е. исчисляются размерами порядка микрометра. При рассмотрении свойств объектов, имеющих такие размеры, правомерно использование механики сплошных сред.

Поскольку ориентация отдельных кристаллов налипа – вероятностное событие, а сам налип может состоять из нескольких различно ориентированных друг к другу зерен, будем считать, что свойства налипа одинаковы во всех направлениях.

После среза мостика схватывания прекращает действовать внешнее давление, вызвавшее деформацию материала налипа, а остаточные деформации в объеме последнего порождают силы, действующие со стороны налипа на поверхность впадины субмикрорельефа АЗ. На рис. 2.5 все силы условно приложены к одной точке, расположенной на поверхности контакта налипа и АЗ.

Силу $W_н$, действующую со стороны налипа на поверхность впадины на АЗ, можно определить по зависимости

$$W_н = \frac{1}{2}\pi \cdot (d_1 + d_2) \cdot \ell_к \cdot cos\frac{\alpha_в}{2} \cdot \sigma_П, \qquad (2.11)$$

где d_1 и d_2 – диаметры усеченного конуса, в виде которого представлен налип во впадине, м; $\sigma_П$ – наибольшее напряжение в материале налипа, до которого справедлив закон Гука, Па; $\ell_к$ – размер поверхности контакта материала заготовки с микрорельефом АЗ, м (см. рис. 2.1, 2.5).

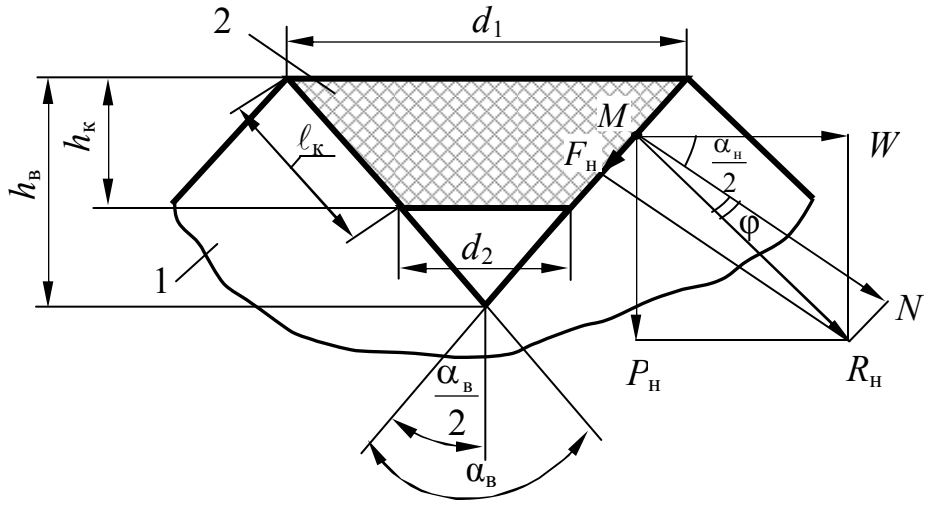


Рис. 2.5. Схема к расчету сил, действующих на поверхность субмикропрофиля АЗ со стороны налипа:
1 – АЗ; 2 – налип

Составляющая $P_н$ полной силы $R_н$, с которой налип действует на субмикропрофиль, направленная перпендикулярно к рабочей поверхности круга, связана с $W_н$ зависимостью

$$P_н = W_н \cdot tg\left(\frac{\alpha_в}{2} + \varphi_н\right), \qquad (2.12)$$

где $\alpha_в$ – угол при вершине микровпадины, град.; $\varphi_н$ – угол трения налипа по поверхности микровпадины, град.

Выявим условия, при которых налип может удержаться во впадине за счет механических сил. На элементарный объем налипа, расположенный на поверхности зерна, действуют следующие силы: сила упругости $W_н$ со стороны объема налипа; нормальная реакция поверхности зерна $N_{н1}$ и их равнодействующая $F_{н1}$, направленная вдоль поверхности контакта налипа с зерном (рис. 2.6). Частица находится в равновесии, когда равнодействующая сил $W_н$ и $N_{н1}$ меньше силы трения, т. е. $F_{н1} \le F_{тр}$. Так как $F_{н1} = N_{н1} \cdot tg\frac{\alpha_в}{2}$, $F_{тр} = N_{н1} \cdot tg\varphi_н$, $tg\frac{\alpha_в}{2} \le tg\varphi_н$, или $\frac{\alpha_в}{2} \le \varphi_н$. Среднее значение коэффициента трения электрокорунда по стали $\mu_0 = 0{,}3$, следовательно, максимальный угол $\alpha_в$, при котором налип способен удержаться во впадине за счет механических сил, составляет $\alpha_в = 32^\circ$. Исследования [97] показали, что у большинства микровпадин этот угол находится в пределах 90º … 180º. Поэтому количество налипов, удерживаемых во впадинах за счет механических сил, незначительно.

Если локальная температура в окрестности налипа выше ее «порогового» значения, при котором возможно адгезионное взаимодействие и соединение поверхностей налипа и АЗ, то, согласно [54], прочность соединения приближается к прочности материала заготовки.

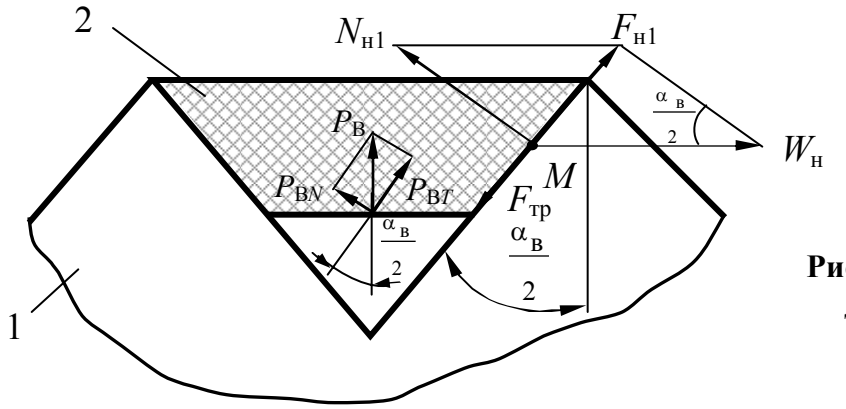


Рис. 2.6. Схема к расчету сил, действующих на налип:
1 – АЗ, 2 – налип

Если на налип действует внешняя сила $P_В$, то составляющая P_{BN} этой силы стремится оторвать налип от поверхности впадины, а сила P_{BT} – срезать материал налипа с поверхности. Нормальные напряжения, порождаемые силой $P_В$ на площадке контакта налипа с поверхностью субмикропрофиля,

$$\sigma_а = \frac{4 \cdot P_в \cdot cos\left(90^0 - \frac{\alpha_в}{2}\right)}{\pi\left(d_1^2 - d_2^2\right)}. \qquad (2.13)$$

Касательные напряжения на площадке контакта налипа с поверхностью микровпадины

$$\tau_а = \frac{2P_в}{\pi\left(d_1^2 - d_2^2\right)} \cdot sin\left(180^0 - \alpha_в\right). \qquad (2.14)$$

Равнодействующая сил $F_{н1}$ и $F_{тр}$ также стремится срезать налип с поверхности АЗ, а условие, при котором налип будет удален, можно записать в следующем виде:

$$\tau_а + \frac{4 \cdot \left(F_{н1} - F_{тр}\right) \cdot sin\frac{\alpha_в}{2}}{\pi\left(d_1^2 - d_2^2\right)} \geq \tau_{ср}, \qquad (2.15)$$

где $\tau_{ср}$ – допускаемое напряжение на срез материала налипа, Па.

Учитывая вышеприведенные зависимости для расчета сил $F_{н1}$ и $F_{тр}$, а также зависимость $N_{н1} = W_н \cdot cos\frac{\alpha_в}{2}$, получим условие, при котором соединение разрушится под действием силы $P_в$:

$$P_в \geq \frac{\pi\left(d_1^2 - d_2^2\right) \cdot \tau_{ср} - 4\sin\frac{\alpha_в}{2} \cdot W_н \cdot \cos\frac{\alpha_в}{2}\left(tg\frac{\alpha_в}{2} - tg\varphi_н\right)}{2 \cdot \sin\alpha_в}. \qquad (2.16)$$

При остывании налипа и АЗ после выхода последнего из контакта с заготовкой начальная упругая деформация налипа $\Delta\ell_{\text{н}}$ изменится за счет температурных деформаций налипа и зерна. Согласно закону Гука $\Delta\ell_{\text{н}}$ и сила $W_{\text{н}}$ связаны соотношением:

$$\frac{2W_{\text{н}}}{\pi(d_1+d_2)\cdot\ell_{\text{к}}\cdot cos\frac{\alpha_{\text{в}}}{2}}=\frac{2E_{\text{T}_{\text{н}}}\cdot\Delta\ell_{\text{н}}}{(d_1+d_2)}.$$

Из последнего выражения следует, что

$$W_{\text{н}}=\pi\cdot E_{\text{T}_{\text{н}}}\cdot\ell_{\text{к}}\cdot\Delta\ell_{\text{н}}\cdot cos\frac{\alpha_{\text{в}}}{2},$$

где $E_{\text{T}_{\text{н}}}$ – модуль упругости материала налипа при температуре $T_{\text{н}}$ (при которой произошло адгезионное взаимодействие), Па.

Подставив сюда вместо $W_{\text{н}}$ его значение из (2.11), получим

$$\Delta\ell_{\text{н}}=\frac{(d_1+d_2)\cdot\sigma_{\text{ПТ}_{\text{н}}}}{2E_{\text{T}_{\text{н}}}},\qquad(2.17)$$

где $\sigma_{\text{ПТ}_{\text{н}}}$ – наибольшие напряжения в материале налипа, до которых справедлив закон Гука, при температуре $T_{\text{н}}$, Па.

Деформация налипа в процессе остывания последнего до температуры T изменится на величину, равную

$$\Delta\ell_{1T}=(\alpha_{\text{н}}-\alpha_{\text{а.з}})\cdot(T_{\text{н}}-T)\cdot\frac{d_1+d_2}{2},\qquad(2.18)$$

где $T_{\text{н}}$ – локальная температура, при которой произошло адгезионное взаимодействие налипа с зерном, К; T – текущая температура, К; $\alpha_{\text{н}}$ и $\alpha_{\text{а.з}}$ – коэффициенты линейного расширения материала соответственно налипа и АЗ в диапазоне температуры $T\ldots T_{\text{н}}$, К^{-1}.

Деформация налипа при температуре T составит

$$\Delta\ell_T=\Delta\ell_{\text{н}}-\Delta\ell_{1T};$$

$$\Delta\ell_T=\frac{d_1+d_2}{2}\cdot\left(\frac{\sigma_{\text{ПТ}_{\text{н}}}}{E_{\text{T}_{\text{н}}}}-(\alpha_{\text{н}}-\alpha_{\text{а.з}})\cdot(T_{\text{н}}-T)\right).\qquad(2.19)$$

Сила $W_{\text{н}}$ при температуре T

$$W_{\text{нт}}=\pi\cdot E_{\text{T}}\cdot\ell_{\text{к0}}\cdot\Delta\ell_m\cdot cos\frac{\alpha_{\text{в}}}{2}.\qquad(2.20)$$

Чем больше разность $(\alpha_{\text{н}}-\alpha_{\text{а.з}})$, тем в большей степени уменьшится за счет температурной деформации начальная упругая деформация сжатия налипа.

Если $\Delta\ell_{1T} < \Delta\ell_{н}$, т. е. $\Delta\ell_T > 0$, то при расчете по зависимости (2.16) вместо $W_н$ следует использовать параметр $W_{нт}$, а $\tau_{ср}$ выбирать при температуре T.

Когда $\Delta\ell_{1T} > \Delta\ell_{н}$, т. е. $\Delta\ell_T < 0$, температурная деформация налипа превысит начальную деформацию и сжатие налипа сменится растяжением, а на площадке контакта налипа с АЗ появятся дополнительные напряжения $\sigma_{нт}$, способствующие отрыву налипа от этой поверхности:

$$\sigma_{нт} = \frac{2 \cdot E_T \left(\Delta\ell_{1T} - \Delta\ell_{н}\right) \cdot cos^2 \frac{\alpha_в}{2}}{d_1 + d_2}\ , \qquad (2.21)$$

где E_T – модуль упругости материала налипа при температуре T, Па.

Налип будет удален при выполнении условия

$$\sigma_а + \sigma_{нт} \geq \sigma_{рт}\ , \qquad (2.22)$$

где $\sigma_{рт}$ – допускаемые напряжения растяжения материала налипа при температуре T, Па.

С учетом ранее записанного выражения для расчета $\sigma_а$ и после преобразований получим зависимость:

$$P_в \geq \frac{\pi \cdot \left(d_1^2 - d_2^2\right) \cdot \left(\sigma_{рт} - \sigma_{нт}\right)}{4 \cdot sin^2 \frac{\alpha_в}{2}}\ . \qquad (2.23)$$

Если выполняется хотя бы одно из условий (2.16) или (2.23), то сила $P_в$ достаточна, чтобы удалить налип из впадины субмикрорельефа.

Механические характеристики материала налипа зависят от температуры, т. е. $\tau_{ср} = f(T)$, $E = f(T)$ и $\sigma_р = f(T)$. Обозначив правые части уравнений (2.16) и (2.23) через $F_\tau(T)$ и $F_\sigma(T)$ соответственно, получим зависимости:

$$F_\tau(T) = \frac{d_1 + d_2}{2 \cdot sin\,\alpha_в} \cdot \left[\begin{array}{l} \pi \cdot \left(d_1 - d_2\right) \cdot \tau_{ср}(T) - 2\pi \cdot E(T) \cdot \ell_к \cdot \left(\dfrac{\sigma_{пт_н}}{E_{T_н}} - \left(\alpha_н - \alpha_{а.з}\right) \cdot \left(T_н - T\right) \right) \cdot \\ \cdot sin\dfrac{\alpha_в}{2} \cdot cos^2 \dfrac{\alpha_в}{2} \cdot \left(tg\ \dfrac{\alpha_в}{2} - tg\ \varphi_н \right) \end{array} \right]; \qquad (2.24)$$

$$F_\sigma(T) = \frac{\pi \cdot \left(d_1^2 - d_2^2\right)}{4 \cdot sin^2 \frac{\alpha_в}{2}} \cdot \left[\sigma_р(T) - E(T) \cdot cos^2 \left(\frac{\alpha_в}{2} \right) \cdot \left(\left(\alpha_н - \alpha_{а.з}\right) \cdot \left(T_н - T\right) - \frac{\sigma_{пт_н}}{E_{Tн}} \right) \right]. \qquad (2.25)$$

Значения $F_\tau(T)$ и $F_\sigma(T)$ зависят от температуры, причем значения температуры, при которых они принимают минимальные значения, неизвестны. Найдем экстремальные значения F_τ и F_σ, использовав классический способ оты-

скания экстремумов. Из уравнений $\frac{dF_\tau(T)}{dT}=0$ и $\frac{dF_\sigma(T)}{dT}=0$ получим внутренние точки интервала (T_0 … $T_н$), в которых функции $F_\tau(T)$ и $F_\sigma(T)$ принимают экстремальные значения (T_0 – температура окружающей среды, К). Вычислив значения функций $F_\tau(T)$ и $F_\sigma(T)$ в экстремальных точках, а также в точках T_0 и $T_н$, выявим те из них, в которых значения функций минимальны. При расчете по зависимостям (2.16) и (2.23) в качестве текущей температуры T примем ее значения, при которых соответствующие функции минимальны.

При этом необходимо иметь в виду, что температуры, обеспечивающие минимальные значения функций (2.24) и (2.25), следует выявлять, если внешняя сила $P_в$, например, центробежная сила, действует на налип в течение всего периода его остывания. При анализе условия удаления налипа под влиянием сил, действующих после остывания налипа (например, при очистке рабочей поверхности шлифовального круга), следует оперировать температурой, до которой остыл налип к моменту начала действия на него соответствующих сил.

Налип, деформация которого равна $\Delta\ell_T$, удерживаемый во впадине за счет механических сил, будет удален внешней силой $P_в$ при выполнении условия:

$$P_в \cdot cos\frac{\alpha_в}{2} \geq F_{тр} - F_{н1}.$$

Выразив $F_{тр}$ и $F_{н1}$ через $N_{н1}$, а последнюю – через $W_{нт}$, получим

$$P_в \geq \pi \cdot E_Т \cdot \ell_к \cdot \Delta\ell_T \cdot cos\frac{\alpha_в}{2}\left(tg\varphi_н - tg\frac{\alpha_в}{2}\right). \qquad (2.26)$$

Из последней зависимости выразим минимальную деформацию $\Delta\ell_{T_{min}}$, достаточную для удержания налипа под действием внешней силы $P_в$:

$$\Delta\ell_{T_{min}} \geq \frac{P_в}{\pi \cdot E_Т \cdot \ell_к \cdot cos\frac{\alpha_в}{2}\left(tg\varphi_н - tg\frac{\alpha_в}{2}\right)}. \qquad (2.27)$$

Из равенства

$$\Delta\ell_{T_{min}} = \Delta\ell_н - \Delta\ell_{1T}$$

для случая, когда $\alpha_н > \alpha_{а.з}$, можно определить максимальную температуру $T_н$, при которой налип способен удержаться во впадине за счет механических сил под действием внешней силы $P_в$.

Когда $\alpha_{а.з} > \alpha_н$, т. е. $\Delta\ell_{1T} < 0$, деформация $\Delta\ell_T$ налипа в процессе остывания превысит его начальную упругую деформацию $\Delta\ell_н$. Если $\alpha_{а.з}$ значительно превышает $\alpha_н$, то налип или выступ субмикропрофиля АЗ могут разрушиться под действием сжимающих напряжений. В процессе сжатия налипа во впадине субмикропрофиля он претерпевает объемную деформацию, в результате которой уменьшаются его размеры d_1 и d_2 и увеличивается размер $h_к$ (см. рис. 2.5). Чем пластичнее материал заготовки, тем выше степень объемной деформации и меньше вероятность разрушения налипа или АЗ. Условие $\alpha_{а.з} > \alpha_н$ при обработке кругами из электрокорунда выполняется для ограниченного числа материалов заготовок, в частности для твердых сплавов. У других абразивных материалов $\alpha_{а.з}$ ниже, чем у электрокорунда. Поэтому в большинстве случаев $\alpha_{а.з} < \alpha_н$ и в процессе остывания налип может испытывать деформацию растяжения. Если налип удерживается за счет механических сил, то, как установлено выше, при некоторой температуре остаточная деформация может снизиться до значения, при котором налип не удержится во впадине. Когда налип удерживается за счет адгезионных сил, разрушение произойдет, если $2\cdot\Delta\ell_T/(d_1+d_2)\geq\delta$, где δ – относительное удлинение материала заготовки (налипа). Ясно, что и в этом случае вероятность разрушения тем меньше, чем выше δ, т. е. чем пластичнее материал заготовки.

Очевидно, наименее благоприятные условия для разрушения и удаления налипов имеют место, когда значения $\alpha_н$ и $\alpha_{а.з}$ близки.

Таким образом, одним из путей снижения интенсивности засаливания является подбор материалов АЗ, коэффициент линейного расширения которых значительно отличается от коэффициента расширения материала заготовки. Чем пластичнее материал заготовки, тем ниже, при прочих равных условиях, вероятность разрушения соединения в процессе охлаждения. Это обстоятельство является одной из основных причин интенсивного засаливания кругов при обработке заготовок из пластичных материалов.

Смоделируем взаимодействие со впадиной налипа, удерживаемого во впадине субмикропрофиля АЗ из электрокорунда белого, если среднее расстояние между выступами S = 0,5 мкм, высота выступов $h_в$ = 0,2 мкм [98], высота налипа $h_к$ = 0,15 мкм. Шлифовальный круг диаметром $D_к$ = 0,25 м вращается с угловой скоростью ω = 140 1/с, угол трения $\varphi_н = 20^o$.

При T = 293 К материал налипа имеет следующие свойства: $\rho = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3; $E = 20 \cdot 10^{10}$ Н/м^2; $\sigma_р = \sigma_в$ = 1200 МПа; $\tau_{ср} = \sigma_т$ = 880 МПа; $\sigma_п = \sigma_т$ = 880 МПа.

Температура плавления материала заготовки $T_{пл}$ = 1350 ºС. Коэффициенты линейного расширения $\alpha_н = 12{,}2\cdot10^{-6}$ К$^{-1}$ и $\alpha_{а.з} = 7{,}5\cdot10^{-6}$ К$^{-1}$.

Моделирование выполнено для локальных температур $T_н$, равных 1200 и 800 °С, при которых происходит взаимодействие материалов АЗ и заготовки.

В первом случае условие $T_н > 0{,}85 \cdot T_{пл}$ выполняется, следовательно, имеет место адгезионное взаимодействие. Изменение начальной упругой деформации налипа $\Delta\ell_н$, равной $0{,}17 \cdot 10^{-4}$ мкм (зависимость (2.17)), в процессе остывания до 20 °С составляет $\Delta\ell_{1T} = 17{,}5 \cdot 10^{-4}$ мкм (зависимость (2.18)), поэтому при температуре 20 °С налип испытывает деформацию растяжения при напряжениях $\sigma_{нт} = 428 \cdot 10^6$ Па (зависимость (2.21)). Значения сил F_σ и F_τ, рассчитанных по формулам (2.24) и (2.25), составляют $233 \cdot 10^{-6}$ Н и $219 \cdot 10^{-6}$ Н, а значит налип не может быть удален центробежной силой $F_ц = 0{,}246 \cdot 10^{-12}$ Н, и для его удаления необходимы дополнительные воздействия.

При температуре $T_н$ = 800 °С, которая меньше "порогового" значения, налип сможет удержаться во впадине за счет механических сил, если $\frac{\alpha_в}{2} \le \varphi_н$. Предположим для примера, что $\alpha_в = 30°$, $h_в = 0{,}2$ мкм. Изменение начальной упругой деформации налипа ($\Delta\ell_н = 0{,}26 \cdot 10^{-4}$ мкм) в процессе остывания до 20 °С составит $\Delta\ell_{1T} = 1{,}83 \cdot 10^{-4}$ мкм.

Ясно, что когда $\Delta\ell_{1T} > \Delta\ell_н$, то размер налипа окажется меньше размера впадины, и он не сможет удержаться за счет механических сил при любых углах $\alpha_в$. Коэффициент линейного расширения большинства конструкционных сталей (углеродистых, легированных и коррозионностойких) выше, чем электрокорунда, следовательно, для каждого сочетания материал заготовки – материал АЗ можно определить температуру $T_{нТ}$, выше которой налип не удержится во впадине за счет механических сил.

Определим температуру $T_{нТ}$ для рассматриваемого случая.

Из условия $\Delta\ell_н = \Delta\ell_{1T}$ получим

$$(\alpha_н - \alpha_{а.з}) \cdot (T_{нТ} - T_0) = \frac{\sigma_п(T)}{E}.$$

Аппроксимируя $\sigma_п(T)$ линейной функцией

$$\sigma_п(T) = \sigma_{пт_0} - K_{\sigma п}(T_{нТ} - T_0),$$

получим уравнение

$$(\alpha_н - \alpha_{а.з}) \cdot (T_{нТ} - T_0) = \frac{\sigma_{пт_0} - K_{\sigma п}(T_{нТ} - T_0)}{E}.$$

$T_{нТ} = 445$ °С. Следовательно, при $T_н > 445$ °С налип не удержится во впадине за счет механических сил.

По зависимости (2.27) минимальная деформация $\Delta\ell_{T_{min}}$, достаточная для удержания налипа под действием центробежной силы $P_в = F_ц = 22{,}4 \cdot 10^{-15}$ Н, равна $0{,}228 \cdot 10^{-11}$ мкм. Такое значение $\Delta\ell_{T_{min}}$ принимает при температуре $T_н$ = 480 °С. Таким образом, под действием центробежной силы $F_ц$ =

$22{,}4 \cdot 10^{-15}$ Н во впадине удержатся налипы, попавшие в эту впадину при $T_н \le 480$ °С.

Исходя из того обстоятельства, что при взаимодействии засаленного АЗ с заготовкой сила трения слагается из силы трения материала АЗ по металлу заготовки и силы трения налипов на АЗ о заготовку, коэффициент трения засаленного АЗ о заготовку можно определить по формуле

$$\mu_0 = \mu_{зм} \cdot (1 - К_з) + \mu_{нм} \cdot К_з, \qquad (2.28)$$

где $\mu_{зм}$ и $\mu_{нм}$ – коэффициенты трения АЗ и налипа по поверхности материала заготовки; $К_з$ – коэффициент засаливания, равный отношению площади налипов к номинальной площади контакта АЗ и заготовки.

В работе [99] степень засаливания рабочей поверхности ШК определяли на основе коэффициента засаливания, пропорционального массовому содержанию материала заготовки в объеме круга, прилегающему к его рабочей поверхности. В этом случае коэффициент засаливания учитывает массу металла, налипшего на зерна круга, и находящегося в его порах и пространстве между зернами. Коэффициент, определяемый по методике, изложенной в работе [99], предполагается использовать в качестве одного из критериев оценки эффективности процесса шлифования в исследованиях, приведенных в пятой главе. Для расчета силы трения АЗ о заготовку, пропорциональной площади контактирующих поверхностей, целесообразно использовать коэффициент засаливания $К_з$, учитывающий отношение этих площадей. Этот коэффициент планируется определить в ходе теоретико-экспериментальных исследований, представленных в параграфе 2.4.

Выполненные аналитические исследования налипания позволили дополнить и конкретизировать приведенные в первой главе пути снижения интенсивности засаливания ШК.

Условия и режим шлифования должны обеспечить локальные температуры в пределах

$$T_{нт} < T < k_н \cdot T_{пл}, \qquad (2.29)$$

что позволит исключить схватывание материалов АЗ и заготовки и уменьшить число частиц, удерживаемых на АЗ за счет механических сил. Вероятность схватывания снижается с увеличением угла разориентации кристаллических решеток материалов заготовки и АЗ. Напряжения, способные разрушить образовавшиеся соединения, увеличиваются, если коэффициенты термического расширения абразивного материала и материала заготовки значительно различаются.

В параграфах 2.1 и 2.2 установлено, что доминирующее влияние на образование соединения материалов заготовки и АЗ, а также на возможность удержания налипа на поверхности зерна и его удаления с этой поверхности оказывает температура. Чтобы установить взаимосвязь степени засаливания абразивных зерен с температурой, необходимо выполнить исследования теплового состояния контактирующих при микрорезании объектов.

2.3. Аналитическое исследование теплового состояния объектов, контактирующих при микрорезании

В соответствии с рекомендациями, изложенными в первой главе, моделирование тепловой напряженности контактирующих при шлифовании и микрорезании объектов осуществим на основе совместного решения дифференциальных уравнений теплопроводности этих объектов с общим граничным условием в зоне контактного взаимодействия.

При определении температурных полей в контактирующих при микрорезании объектах использовали схему, при которой в заготовке (образце) образуются единичные сегментные риски.

Примем, что АЗ представляет собой конус с углом при вершине 2γ и площадкой затупления размером ℓ_2, т. е. форма зерна идентична использованной в экспериментальных исследованиях процесса микрорезания (см. § 2.5). Зерно отдает часть теплоты в держатель, в котором оно закреплено (рис. 2.7).

Очевидно, потери теплоты в обоих направлениях, перпендикулярных вектору рабочей скорости зерна и параллельных поверхности образца, одинаковы. Ясно, что максимальные температуры будут иметь место в плоскости симметрии зерна, где размер площадки затупления максимальный и равен ℓ_2. Поэтому определим температурные поля в плоскости, перпендикулярной площадке затупления на зерне, параллельной вектору рабочей скорости зерна и проходящей через плоскость симметрии последнего, а при расчете температур примем двумерную (плоскую) постановку задачи теплового взаимодействия. Теплообмен нестационарный, поскольку АЗ вступает в контакт с образцом периодически.

На схеме теплообмена, показанной на рис. 2.7, траектория движения зерна представлена в виде прямой линии CF. Это допущение не вносит ощутимой погрешности в результаты расчета, поскольку глубина внедрения единичного зерна a_m ничтожно мала по сравнению с размерами заготовки и держателя.

Общая мощность тепловыделения при работе зерна

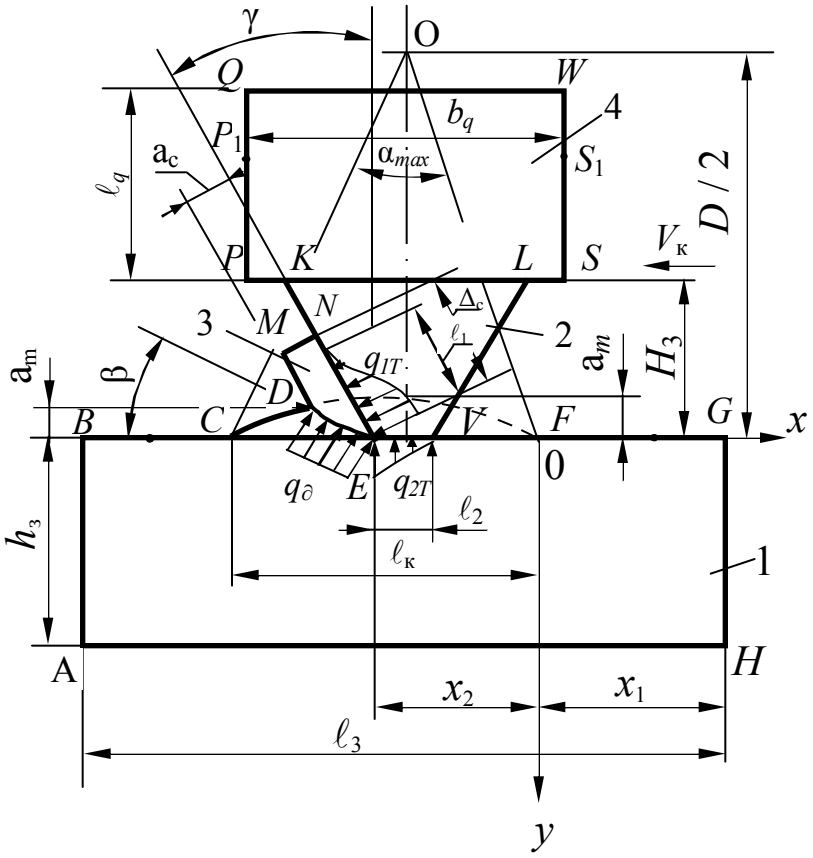
$$W_i = W_\partial + W_{1T} + W_{2T},$$

где W_∂, W_{1T} и W_{2T} – мощность тепловыделения источников, возникающих как результат перехода в теплоту соответственно работы деформирования (W_∂), работы силы трения стружки о зерно (W_{1T}) и зерна о заготовку (W_{2T}), Вт. При царапании пластически деформирующим зерном слагаемое W_{1T} отсутствует.

Мощности источников определим по следующим зависимостям:

$$W_{1T} = P_1 \cdot V_1; \quad W_{2T} = P_{z\,\text{тр}} \cdot V_\text{к};$$
$$W_\partial = \left(P_z - P_{z\,\text{тр}}\right) \cdot V_\text{к} - P_1 \cdot V_1,$$

где P_z – касательная составляющая силы резания-царапания единичным АЗ, Н; P_1 и $P_{z\,тр}$ – силы трения соответственно между стружкой и АЗ и между АЗ и заготовкой, Н; V_1 – скорость перемещения стружки, м/с.



На основании исследований [69 – 71] плотность тепловыделения источника, действующего на плоскости сдвига, считаем распределенной равномерно; плотность тепловыделения источника на поверхности контакта между стружкой и зерном принимаем распределенной по несимметричному нормальному закону распределения; плотность тепловыделения на участке контакта зерна с образцом принимаем распределенной по экспоненциальному закону (аналогично закону распределения нормальных напряжений на этом участке, см. § 2.1).

Полагаем, что материалы контактирующих объектов изотропны, а при расчете не будем учитывать скрытую теплоту плавления материалов.

Уравнения теплопроводности для образца 1, зерна 2, стружки 3 и держателя 4 (см. рис. 2.7) имеют следующий вид:

$$\frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \frac{1}{c_1 \cdot \rho_1}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y}\right)\right] - V_к \frac{\partial T_1}{\partial x}; \qquad (2.30)$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial \tau} = \frac{1}{c_2 \cdot \rho_2}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y}\right)\right]; \qquad (2.31)$$

$$\frac{\partial T_3}{\partial \tau} = \frac{1}{c_1 \cdot \rho_1}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_3}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_3}{\partial y}\right)\right] - V_1 \cdot cos\,\gamma \frac{\partial T_3}{\partial y} - V_1 \cdot sin\,\gamma \frac{\partial T_3}{\partial x}; \qquad (2.32)$$

$$\frac{\partial T_4}{\partial \tau} = \frac{1}{c_4 \cdot \rho_4}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial y}\right)\right], \qquad (2.33)$$

где λ_1, λ_2, λ_4 – коэффициент теплопроводности соответственно материала образца, АЗ и держателя, Вт/(м · К); c_1, c_2, c_4 – теплоемкость соответственно образца, АЗ и держателя, Дж / (кг · К); ρ_1, ρ_2, ρ_4 – плотность соответственно образца, АЗ и держателя, кг/м^3; T_1, T_2, T_3, T_4 – температура соответственно образца, АЗ, стружки и держателя, К.

Начальное условие

$$T(x, y, 0) = T_o$$

соответствует равенству в начальный момент времени температур любой точки АЗ и держателя температуре окружающей среды T_o, а температуры образца – температуре его нагрева.

Условия взаимодействия поверхностей образца, АЗ, стружки, держателя и окружающей среды описываются следующими граничными условиями:

- в пределах зоны контакта образца 1 с АЗ 2 (см. рис. 2.7):

$$\frac{\partial T_1}{\partial y} = -\frac{q'_{2T}}{\lambda_1}, \ \frac{\partial T_2}{\partial y} = -\frac{q''_{2T}}{\lambda_2}, \ T_1 = T_2, \ q'_{2T} + q''_{2T} = q_{2T},$$

где q_{2T} – плотность тепловыделения на участке контакта АЗ с образцом, Вт/м^2;

- в пределах зоны контакта образца 1 со стружкой 3:

$$\frac{\partial T_1}{\partial n} = -\frac{q'_{\partial}}{\lambda_1}, \ \frac{\partial T_3}{\partial n} = -\frac{q''_{\partial}}{\lambda_1}, \ T_1 = T_3, \ q'_{\partial} + q''_{\partial} = q_{\partial},$$

где q_{∂} – плотность тепловыделения на плоскости сдвига, Вт/м^2;

- в пределах зоны контакта стружки 3 с АЗ 2:

$$\frac{\partial T_2}{\partial n} = -\frac{q'_{1T}}{\lambda_2}; \ \frac{\partial T_3}{\partial n} = -\frac{q''_{1T}}{\lambda_1}, \ T_2 = T_3, \ q'_{1T} + q''_{1T} = q_{1T},$$

где q_{1T} – плотность тепловыделения на участке контакта АЗ со стружкой, Вт/м^2.

Поскольку АЗ 2 впаяно в держатель 4, полагаем, что сопряжение их поверхностей является идеальным, что означает равенство температур сопряженных поверхностей зерна 2 и держателя 4:

$$T_2 = T_4.$$

Теплообмен на границах объектов, контактирующих с СОЖ или воздухом, зададим в форме закона Ньютона-Рихмана, описывающего процесс конвективного теплообмена в виде

$$-\lambda_z \frac{\partial T_z}{\partial n} = \alpha_j (T_z - T_0),$$

где z – номер объекта (z = 1, 2, 3, 4 для образца, АЗ, стружки и держателя соответственно); j – номер поверхности; α_j – коэффициент теплоотдачи от j-ой поверхности, Вт/(м^2 · К).

Схема теплообмена в зоне царапания образца пластически деформирующим АЗ (рис. 2.8) имеет следующие особенности.

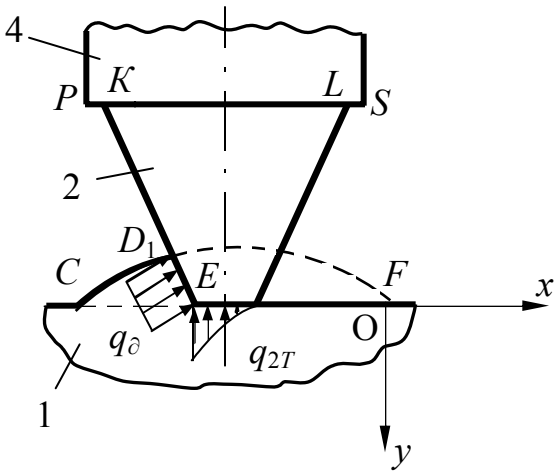


Рис. 2.8. Схема теплообмена в зоне царапания пластически деформирующим единичным АЗ:
1 – образец; 2 – АЗ; 4 – держатель

В пределах зоны контакта D_1E образца 1 с АЗ 2 (см. рис. 2.8):

$$\frac{\partial T_1}{\partial n} = -\frac{q'_\partial}{\lambda_1}, \ \frac{\partial T_2}{\partial n} = -\frac{q''_\partial}{\lambda_2}, \ T_1 = T_2, \ q'_\partial + q''_\partial = q_\partial .$$

Теплообмен на границах CD_1 и KD_1 пластически деформирующего АЗ аналогичен теплообмену на границах CD и KN режущего зерна (рис. 2.7).

Время, в течение которого происходит теплообмен, разобьем на конечные малые промежутки $\Delta\tau$. Через k_n обозначим число положений АЗ относительно образца:

$$k_n = \frac{\ell_к}{V_к \cdot \Delta\tau} + 1.$$

Первое положение зерна соответствует случаю, когда $x_2 = 0$, или когда точки E и F на рис. 2.7 и 2.8 совпадают.

Обозначим через $\Delta\alpha$ угол между последовательными положениями АЗ:

$$\Delta\alpha = \frac{\alpha_{max} \cdot V_к \cdot \Delta\tau}{\ell_к}. \qquad (2.34)$$

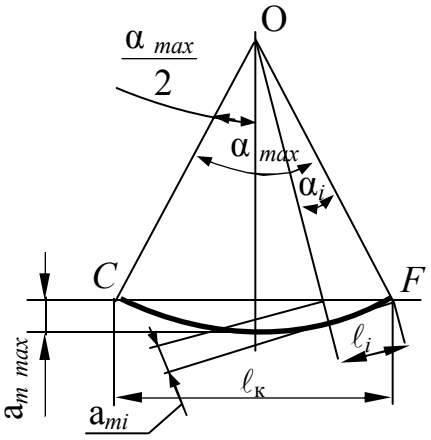


Рис. 2.9. Схема к расчету глубины внедрения зерна в образец

При первом положении зерна $\Delta\tau = 0$ и $\Delta\alpha = 0$.

$$\ell_к = 2\sqrt{D \cdot a_{m\,max}},$$

где $a_{m\,max}$ – максимальная глубина внедрения зерна в поверхность образца, м; D – размер, м (см. рис. 2.7).

Для каждого i-го положения АЗ ($i = 1 \ldots k_n$) угол, характеризующий положение зерна относительно линии OF,

$$\alpha_i = (i-1)\cdot\Delta\alpha. \qquad (2.35)$$

Глубина внедрения зерна в образец при i-ом положении АЗ (рис. 2.9)

$$a_{mi} = V_к \cdot \Delta\tau \cdot (i-1)\cdot sin\left((i-1)\frac{\alpha_{max}\cdot V_к \cdot \Delta\tau}{\ell_к}\right). \qquad (2.36)$$

Стружку представим в виде стержня постоянного сечения длиной

$$\Delta_{ci} = \frac{V_к \cdot \Delta\tau \cdot (i-1)}{\eta}.$$

Если $\Delta_{ci} > \ell_1$, то $\Delta_{ci} = \ell_1$. Если $\Delta_{ci} \le \ell_1$, то $\ell_1 = \Delta_{ci}$,

где ℓ_1 – длина контакта стружки с АЗ (см. § 2.1).

Высота каждого стержня

$$a_{ci} = a_{mi}\cdot\eta,$$

где η – коэффициент усадки стружки.

Таким образом, получены основные уравнения теплообмена и выбраны граничные условия контактного взаимодействия объектов для расчета температур от действия режущих и пластически деформирующих АЗ в процессе микрорезания по схеме, при которой в заготовке образуются единичные сегментные риски.

2.4. Численное моделирование температур при микрорезании образцов

2.4.1. Методика численного моделирования

Для решения дифференциальных уравнений теплопроводности (2.30) – (2.33) контактирующих при микрорезании объектов использовали метод конечных разностей. Обоснование необходимости и возможности использования этого метода и методика численного решения задачи теплообмена приведены в параграфе 4.1.

Разностные сетки контактирующих объектов, построенные для расчета температур в зоне контакта режущего и пластически деформирующего зерна с образцом, представлены на рис. 2.10 и 2.11 соответственно.

Использовали те же материалы образцов, которые были выбраны при исследовании процесса микрорезания единичным АЗ: конструкционные стали 40Х и 3Х3М3Ф и коррозионностойкую сталь 30Х13 (см. § 2.5).

Чтобы установить взаимосвязь коэффициента засаливания абразивного зерна с локальной температурой в точках, расположенных на поверхности контакта АЗ с образцом, температуру рассчитывали при тех же условиях и режиме, при которых осуществляли экспериментальные исследования микрорезания (см. п. 2.5.1). В процессе моделирования варьировали максимальной глубиной внедрения АЗ в материал образца $a_z = a_{3m\ max}$, принимая ее равной 3, 6 и 8 мкм. При a_z = 3 мкм АЗ осуществляет пластическое деформирование материала образца, при a_z = 6 и 8 мкм – микрорезание (см. п. 2.5.2). Для каждого значения глубины внедрения a_z устанавливали температуру образца $T_{об}$, равную 293, 373 и 473 К (именно до таких температур подогревали образец при проведении экспериментальных исследований).

Фиксировали локальные температуры в точках, расположенных на площадках контакта АЗ с заготовкой (линия EV на рис. 2.12) и со стружкой (линия EN), а также в точках, удаленных от этих площадок (линии E″V′ и E′N′ соответственно), на различных расстояниях $x_з$ и $x_п$ от вершины зерна.

Температуры при микрорезании образцов из стали 40 и сплава ВТ14 рассчитывали для сравнения результатов расчета с экспериментальными данными Г.В. Бокучавы [9].

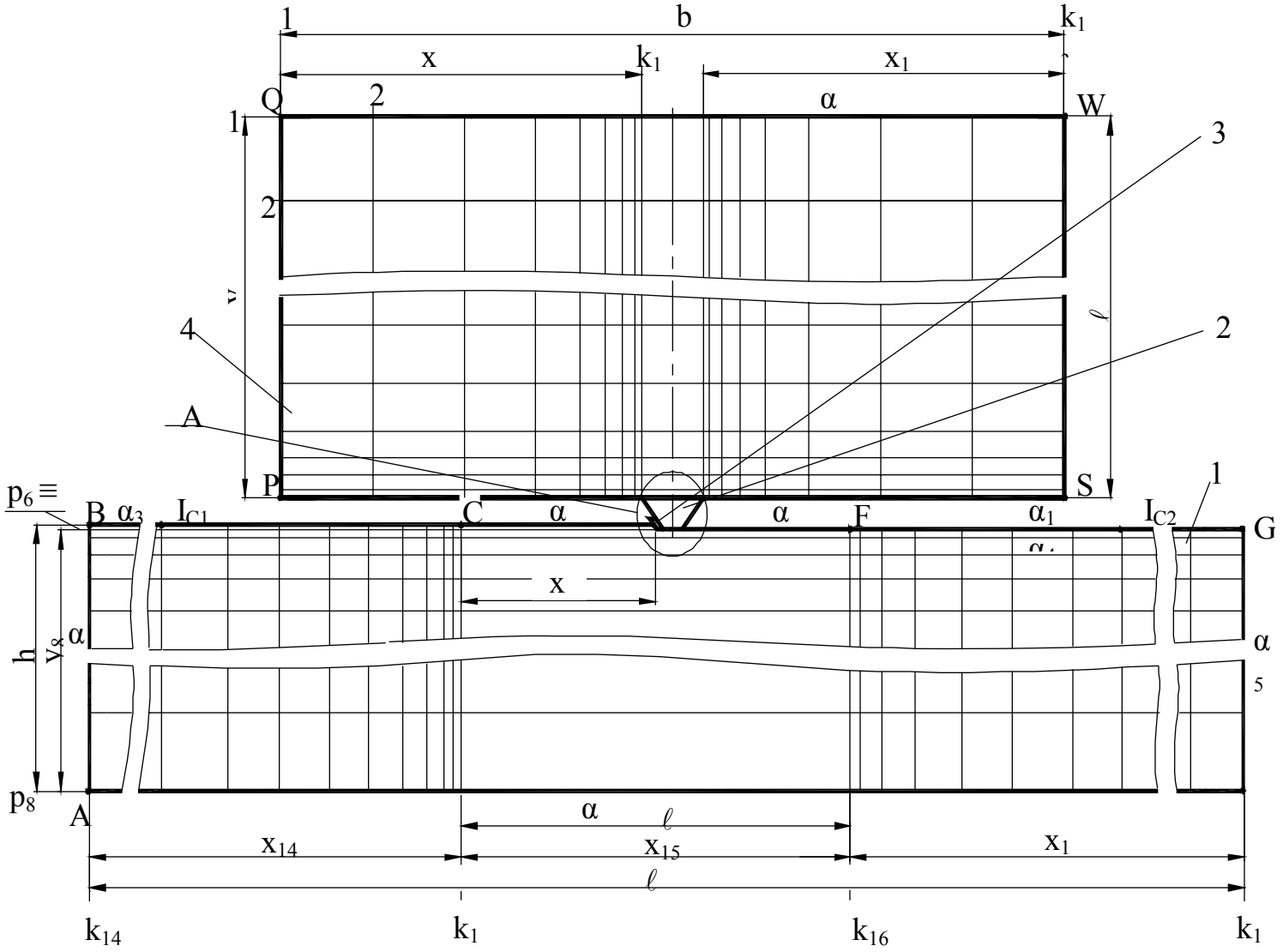


Рис. 2.10, лист 1. Разностная сетка держателя (ШК), режущего АЗ, стружки и образца:

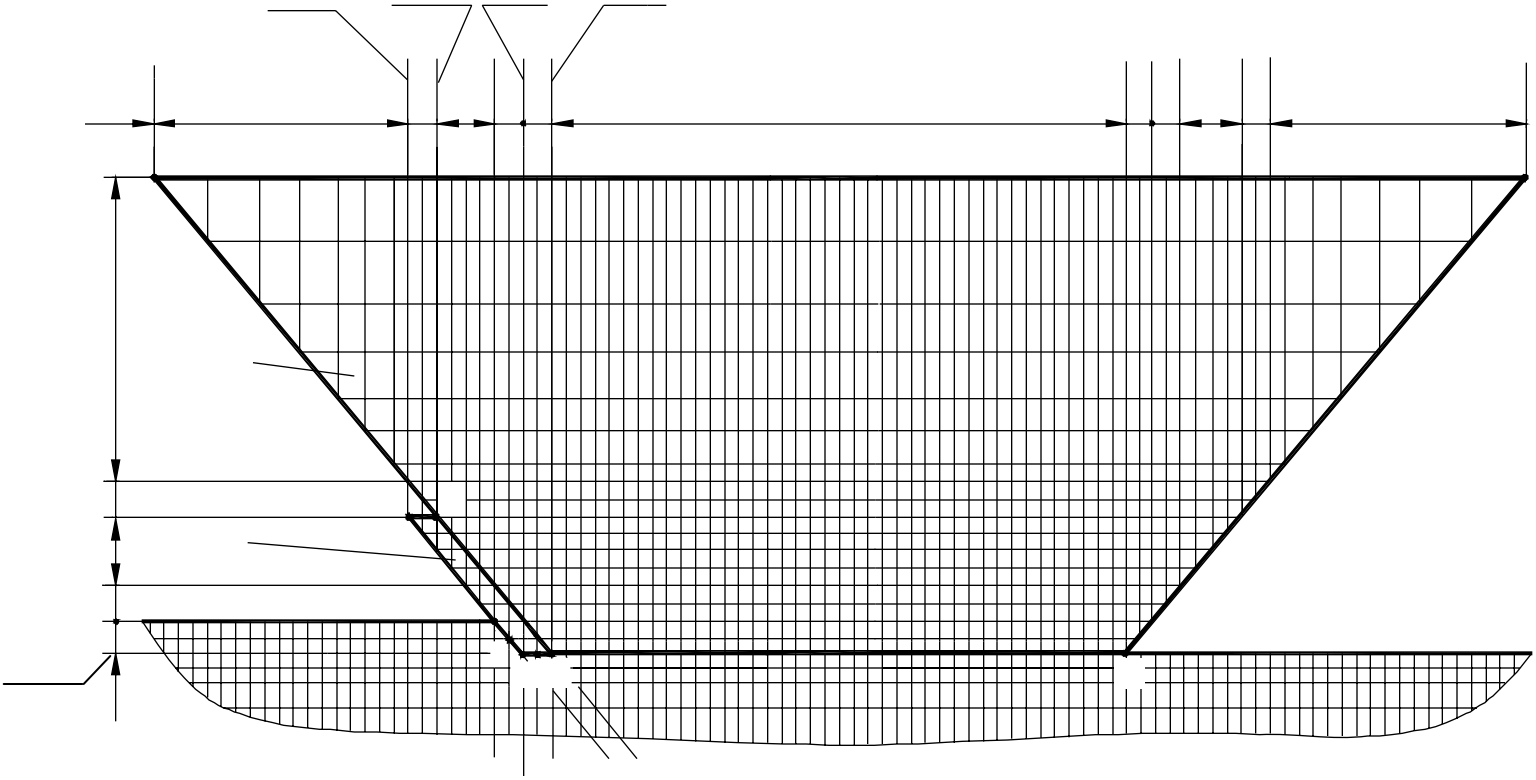


Рис. 2.10, лист 2.

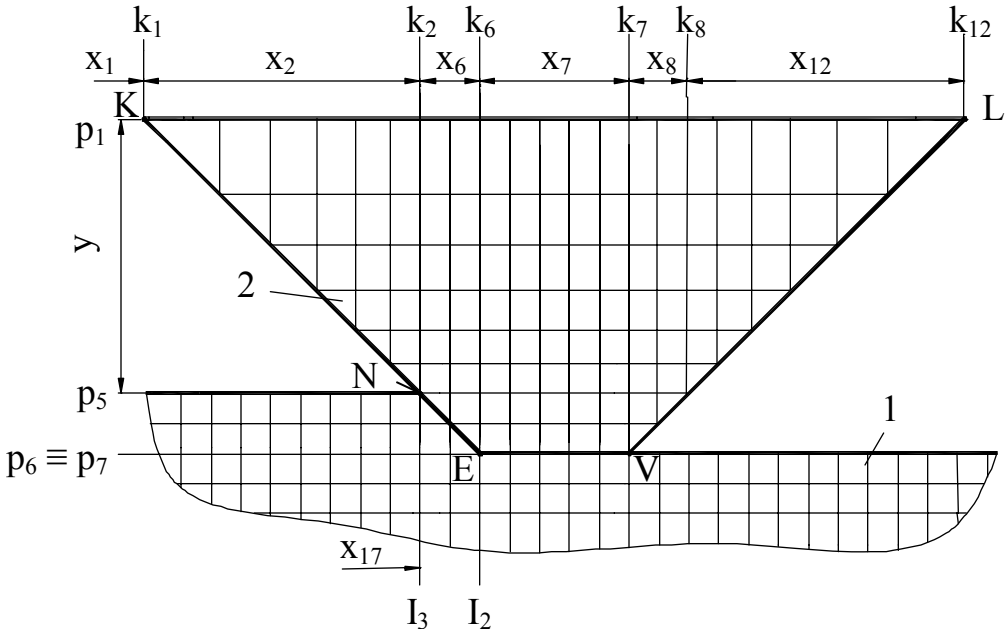


Рис. 2.11. Разностная сетка пластически деформирующего АЗ и образца (заготовки):
1 – образец (заготовка); 2 – АЗ

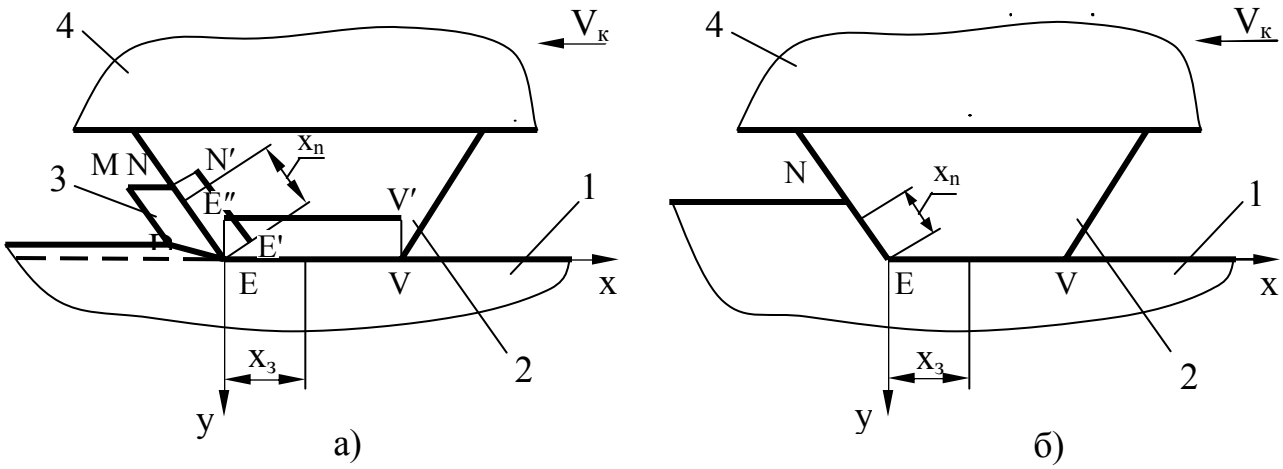


Рис. 2.12. Схема к расчету температур при микрорезании режущим (а) и пластически деформирующим (б) зерном:
1 – образец; 2 – АЗ; 3 – стружка; 4 – держатель

2.4.2. Результаты численного моделирования

Моделирование выполнено с целью расчета локальных температур в точках, расположенных на площадке контакта АЗ с заготовкой и со стружкой, в соответствии с методикой, приведенной в п. 2.4.1.

На площадке контакта пластически деформирующего АЗ с образцом максимальное значение локальной температуры T_2 (до 3000 К) зафиксировано на расстоянии $x_з = 10 \ldots 25$ мкм от вершины зерна (точки Е на рис. 2.12) (рис. 2.13). При дальнейшем увеличении $x_з$ температура на этой площадке снижается и составляет

в точке V 800 … 1100 К. На площадке контакта ″передней″ поверхности пластически деформирующего зерна с образцом (линия EN на рис. 2.12) температура T_2' ниже почти в 2 раза, а максимальное ее значение (около 1400 К) отмечено у вершины зерна. С увеличением расстояния от вершины x_n температура снижается практически до температуры окружающей среды (рис. 2.14).

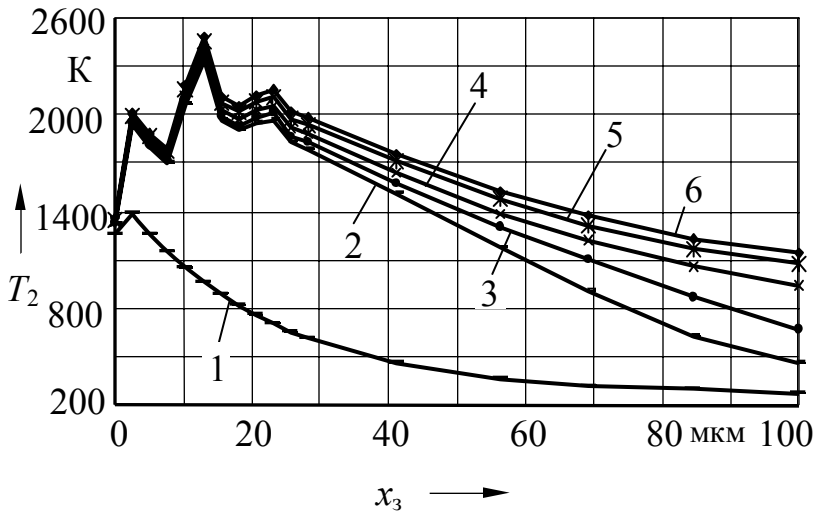


Рис. 2.13. Зависимость локальной температуры T_2 на площадке контакта пластически деформирующего АЗ с образцом (линия EV на рис. 2.12) от продолжительности τ контакта и расстояния $x_з$ от вершины зерна:
1, 2, 3, 4, 5, 6 – τ равна соответственно $1{,}49\cdot10^{-7}$; $2{,}38\cdot10^{-6}$; $3{,}13\cdot10^{-6}$; $4{,}77\cdot10^{-6}$; $9{,}53\cdot10^{-6}$; $19{,}22\cdot10^{-6}$ с; $a_{зт\ max}$ = 3 мкм; $T_{об}$ = 293 К; μ_0 = 0,2; материал образца – сталь 3Х3М3Ф; материал АЗ – № 1

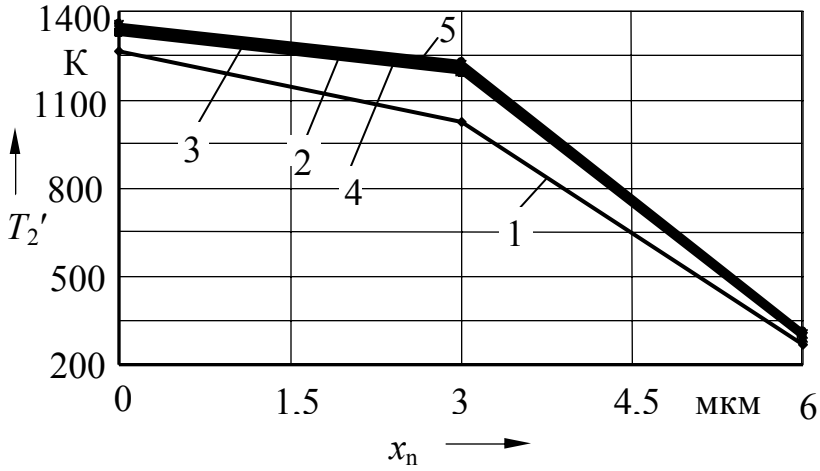


Рис. 2.14. Зависимость локальной температуры T_2' на площадке контакта пластически деформирующего АЗ с образцом (линия EN на рис. 2.12) от продолжительности τ контакта и расстояния x_n от вершины зерна: условия см. в подписи к рис. 2.13

Таким образом, на большей части площадки контакта АЗ с образцом (линия EV) локальная температура превышает не только пороговое значение температуры (~ 1500 К), но и температуру плавления материала образца (~ 1770 К). По этой причине материал образца может достаточно интенсивно налипать на площадку износа пластически деформирующего АЗ.

При увеличении температуры образца $T_{об}$ вследствие уменьшения его твердости снижается мощность источника тепловыделения от работы деформирования. В то же время АЗ вступает в контакт с образцом, имеющим более высокую температуру. В результате локальные температуры увеличиваются. Изменяется закономерность распределения температур в точках, расположенных

на линии EN: максимальное значение T_2 зафиксировано вблизи от середины соответствующей площадки.

Закономерность распределения локальной температуры на площадке контакта с образцом режущего зерна (линия EV на рис. 2.12) при $a_{3m\,max}$ = 8 мкм несколько иная, чем в контакте с образцом пластически деформирующего зерна. Минимальное значение температуры получено не в точке V, а на расстоянии $x_з$ = 40 мкм от вершины зерна (рис. 2.15, а). Максимальное значение T_2 зафиксировано при $x_з$ = (0 … 5) мкм и $x_з$ = (50 … 80) мкм от точки E. Закономерность распределения температуры T_2' в АЗ (линия E″V′ на рис. 2.12) мало отличается от закономерности распределения температуры на поверхности (рис. 2.15, б), однако значения этой температуры ниже, чем на поверхности, в среднем на 44 %.

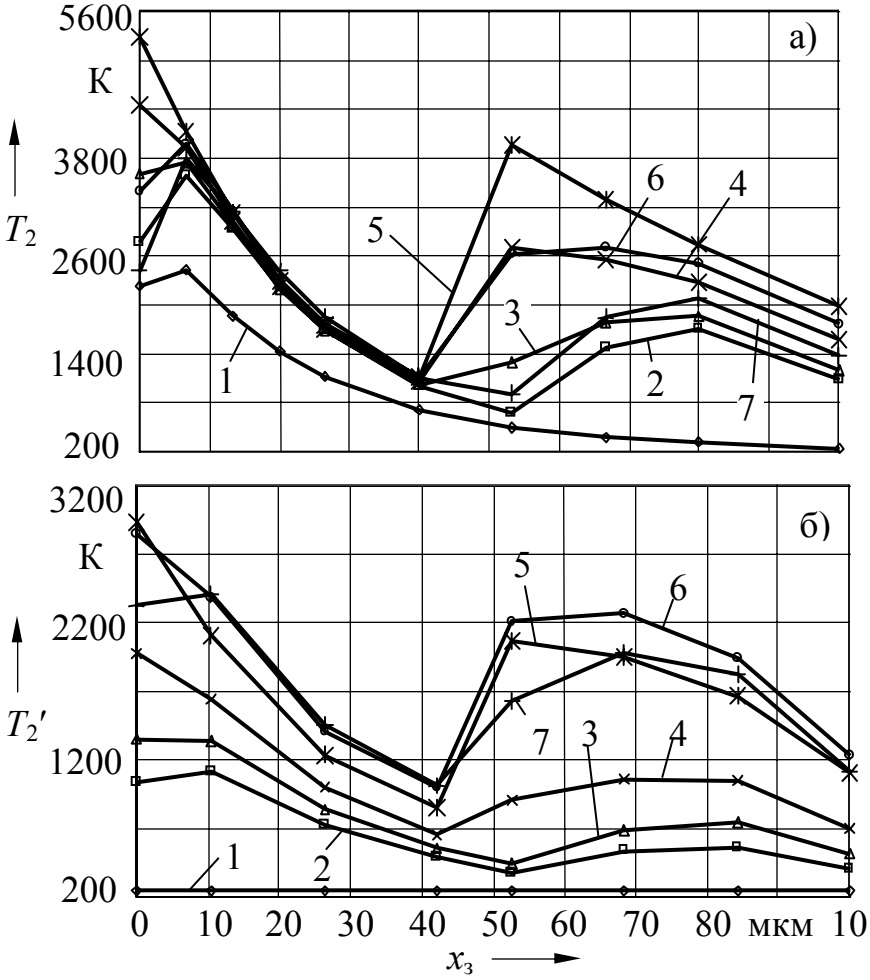


Рис. 2.15. Зависимость локальной температуры T_2 на площадке контакта режущего АЗ с образцом (линия EV на рис. 2.12) (а) и на расстоянии 2 мкм от площадки (E″V′) (б) от продолжительности τ контакта и расстояния $x_з$ от вершины зерна:
1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 – τ равна соответственно $5{,}92\cdot10^{-7}$; $7{,}1\cdot10^{-7}$; $9{,}47\cdot10^{-7}$; $14{,}8\cdot10^{-6}$; $29{,}6\cdot10^{-6}$; $55\cdot10^{-6}$; $59{,}8\cdot10^{-6}$ с; $a_{3m\,max}$ = 8 мкм; $T_{об}$ = 293 К; μ_0 = 0,2; материал образца – сталь 3Х3М3Ф; материал АЗ – № 1

С увеличением продолжительности контакта локальные температуры T_2 и T_2' увеличиваются, достигая максимального значения при максимальной глубине внедрения АЗ ($a_z = a_{3m\,max}$), затем, с уменьшением a_z, температуры снижаются.

Температуры во всех точках на линии EV режущего АЗ превышают как пороговую температуру, так и температуру плавления материала образца. Это позволяет прогнозировать более интенсивное налипание частиц материала образца на режущие зерна, чем на пластически деформирующие.

Средние локальные температуры T_2 и T_2' увеличиваются с увеличением глубины внедрения АЗ в материал образца a_z и температуры образца $T_{об}$ (табл. 2.4). В точках, расположенных на линиях EN и E′N′, температура ниже, чем в точках на линиях EV и E″V′ в среднем на 14 %, что дает основание ожидать более интенсивное налипание частиц материала на площадку контакта АЗ с образцом, чем со стружкой.

2.4. Средняя локальная температура T_2 (К) на площадке контакта АЗ из электрокорунда нормального с образцом (линия EV на рис. 2.12) и в АЗ на расстоянии 2 мкм от площадки контакта (линия E″V′)

Материал образца	Глубина внедрения АЗ a_z, мкм	Температура образца $T_{об}$, К		
		293	373	473
Сталь 40Х	3	1241	1302	1378
	6	1570 / 1020	1853 / 1191	2150 / 1336
	8	1616 / 1197	1910 / 1317	2207 / 1467
Сталь 3Х3М3Ф	3	1494	1846	1975
	6	2150 / 1430	2266 / 1436	2560 / 1535
	8	2457 / 1522	2588 / 1470	2856 / 1561
Сталь 30Х13	3	2002	2137	2267
	6	2729 / 1626	3150 / 1690	3265 / 1810
	8	2793 / 1708	3219 / 1950	3321 / 2126

В числителе – температура в точках на линии EV, в знаменателе – на линии E″V′.

Большие значения температур получены при царапании образцов из стали 30Х13, теплопроводность которой значительно ниже, чем сталей 40Х и 3Х3М3Ф.

В результате численного моделирования теплового состояния контактирующих при микрорезании объектов выявлены закономерности распределения

локальных температур на площадках контакта АЗ со стружкой и с образцом в зависимости от глубины внедрения АЗ в материал образца, его температуры и продолжительности контакта. Полученные результаты предполагается использовать для установления взаимосвязи плотности распределения налипов на площадке контакта АЗ с образцом с закономерностью распределения локальной температуры на этой площадке и при построении регрессионных моделей, описывающих взаимосвязь коэффициента засаливания АЗ с локальной температурой.

2.5. Экспериментальное исследование микрорезания образцов единичным абразивным зерном

2.5.1. Методика экспериментального исследования

Методика разработана с целью получения экспериментальных данных, необходимых для проверки адекватности математических зависимостей (2.10), (2.21) – (2.26), (2.28), полученных в параграфах 2.1 и 2.2, а также для математического моделирования процесса шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов.

В качестве критериев оценки влияния различных факторов на налипание частиц материала образца на АЗ использовали:

– площадь налипов металла образца на АЗ $F_{н,}$ м^2;

– коэффициент засаливания АЗ К$_з$:

$$К_з = \frac{F_н}{F_{пл}},$$

где $F_{пл}$ – площадь площадки износа на АЗ, м^2;

– линейный износ АЗ h_u, м:

$$h_u = \frac{\ell'_2 - \ell_2}{2 \cdot tg\gamma},$$

где γ – половина угла при вершине АЗ, град., ℓ_2 и ℓ'_2 – размеры площадки затупления на АЗ, зафиксированные после его заточки и микрорезания образца соответственно, м;

– коэффициент навалов (коэффициент выдавливания) $\varepsilon_н$:

$$\varepsilon_н = \frac{2 \cdot S_н}{S_к},$$

где $S_н$ и $S_к$ – площадь поперечного сечения навала и царапины соответственно, м^2 (см. рис. 1.2);

– глубину внедрения зерна в образец (критическую) $a_{кр}$, при превышении которой оно начинает срезать стружку, м (или критерий $m_{кр}$, характеризующий переход от пластического деформирования к микрорезанию);

– плотность распределения налипов на площадке затупления (износа);

– радиальную P_y и касательную P_z составляющие силы резания – царапания единичным зерном, Н.

В ходе исследования контролировали следующие параметры:

1) Элементы режима резания: окружную скорость индентора $V_к$ (м/с); глубину внедрения зерна в материал образца a_z (м); количество резов $n_в$, выполненных зерном.

2) Параметры царапины и навалов: глубину $a_к$ (м), ширину $b_к$ и площадь $S_к$ ($м^2$) царапины; высоту $h_н$ (м), ширину $b_н$ и площадь $2S_н$ ($м^2$) (см. рис. 1.2) навалов определяли по результатам расшифровки профилограмм, снятых в поперечном сечении царапины и навалов.

3) Температуру $T_{об}$, до которой подогревали образец, контролировали с помощью термопары, локальную температуру $T_н$ рассчитывали по методике, приведенной в п. 2.4.1.

4) Радиальную P_y и касательную P_z составляющие силы резания – царапания определяли с помощью динамометра УДН-100, усилителя 8АНЧ-26 и осциллографа Нева МТ-1.

5) Массу материала образца $m_н$, налипшего на АЗ, определяли по методике, изложенной в работах [65, 99]; площадь $F_н$ и количество $к_н$ налипов – с помощью микроскопа РМЕ при 20-кратном увеличении. Площадку АЗ фотографировали с экрана микроскопа, сканировали и с помощью программного продукта FOTOSHOP 6.0 оценивали площадь налипов. Размеры площадки износа на АЗ ℓ_2 и ℓ'_2 также измеряли с помощью микроскопа РМЕ.

6) Параметр $a_{кр}$ определяли по кривым $\varepsilon_н = f(a_z)$. В качестве $a_{кр}$ принимали значение a_z, при котором коэффициент навалов $\varepsilon_н = 1$.

7) Плотность распределения налипов по площадке износа оценивали по значениям коэффициентов $К'_з$, рассчитанных для микроплощадок, находящихся на различных расстояниях $x_и$ от вершины АЗ (точки Е на рис. 2.16). Площадку износа разделили на 5 микроплощадок с равными размерами $\ell_n \left(\ell_n = \ell_2 / 5\right)$. Коэффициенты засаливания $К'_з$ для каждой микроплощадки рассчитывали по зависимости

$$К'_з = \frac{F'_н}{F'_{пл}},$$

где $F'_н$ и $F'_{пл}$ – площадь налипов на рассматриваемой микроплощадке и ее площадь соответственно, $м^2$.

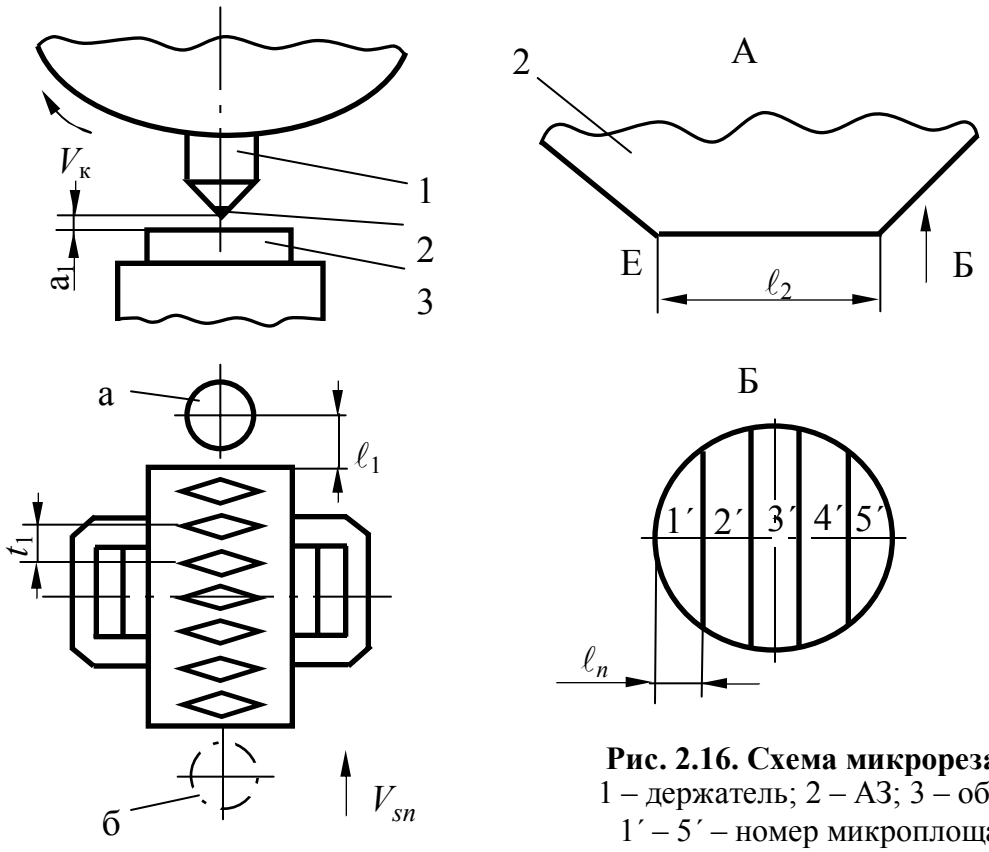


Рис. 2.16. Схема микрорезания:
1 – держатель; 2 – АЗ; 3 – образец;
1′ – 5′ – номер микроплощадки

Исследования проводили на установке, созданной на базе плоскошлифовального станка 3Г71 (рис. 2.17). Вместо ШК на шпинделе станка устанавливали планшайбу с держателем (индентором) 2, в котором закрепляли (запаивали) АЗ 3.

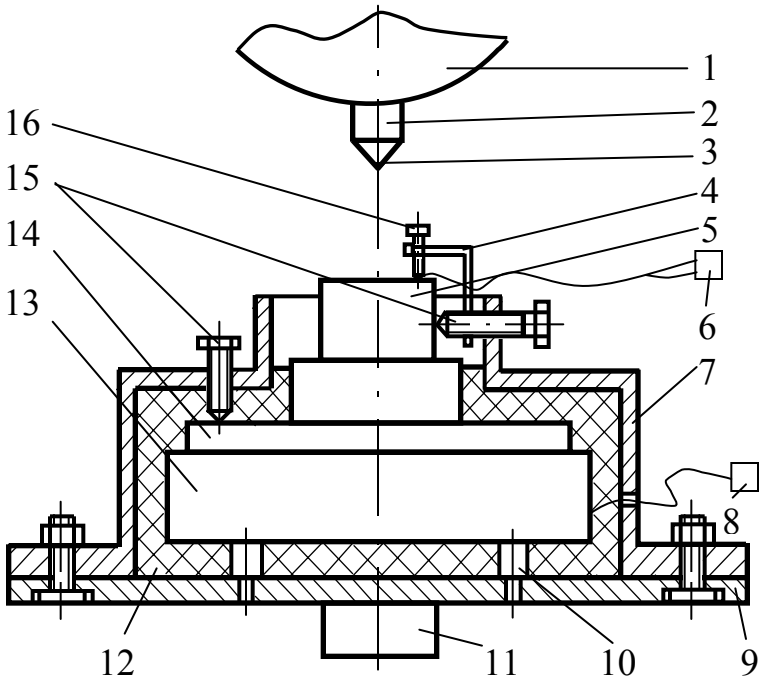


Рис. 2.17. Схема установки для исследования резания – царапания единичным АЗ:
1 – планшайба; 2 – индентор; 3 – абразивное зерно; 4 – скоба; 5 – образец; 6 – термопара; 7 – корпус; 8 – трансформатор; 9 – плита; 10 – опора; 11 – насадок; 12 – изолятор; 13 – нагревательный элемент; 14 – промежуточный элемент; 15 – винты; 16 – прижимной винт

Зерно затачивали на конус с углом 120° [38, 59, 70] алмазным кругом. Держатель (индентор) устанавливали в специальное приспособление. Продольная подача круга относительно затачиваемого зерна составляла 0,25 м/мин. Таким образом, условия заточки зерна были в максимальной степени приближены к условиям правки ШК алмазным правящим инструментом. Приспособление для установки образца 4 содержит нагревательный элемент, благодаря чему условия резания – царапания приближены к реальному процессу шлифования.

Индентор с абразивным зерном подводили к образцу на расстояние a_1 = 0,05 мм (по щупу). Затем с помощью механизма поперечной подачи образец отводили на расстояние ℓ_1 = 5 … 10 мм от зерна (положение «а» по рис. 2.16); с помощью механизма вертикальной подачи устанавливали АЗ на требуемую глубину резания a_z, которую контролировали с помощью измерительной головки 1ИГ, закрепленной на шпиндельной бабке станка. Используя механизм поперечной подачи, прорезали в образце единичные царапины, расстояние между которыми $t_1 = V_{sn} / n_к$, где V_{sn} – скорость поперечной подачи, м/мин; $n_к$ – частота вращения шпинделя 1/мин. Максимальная глубина внедрения АЗ в образец при этой схеме равна глубине резания a_z.

В качестве материала образца использовали материалы – представители различных групп обрабатываемости шлифованием [28, 38, 57], нашедшие широкое применение для изготовления деталей во многих отраслях промышленности: конструкционные стали 40Х и 3Х3М3Ф и коррозионностойкую сталь 30Х13 мартенситного класса (табл. 2.5). Микрорезание осуществляли АЗ из нормального электрокорунда, используемого на операциях шлифования заготовок из пластичных сталей [1, 27, 75] (материал № 1), циркониевых электрокорундов: изготовленного во Франции (№ 8 Saint – Cobaint, ZrO_2 = 2 – 5 %, Code 1526 – 008) (материал № 2); изготовленных ОАО «УралНИИАШ» – № 27 (масса (m) ZrO_2 = 3,96 г, m Al_2O_3 = 5,94 г, m C = 0,049 г (материал № 3) и № 23 (m ZrO_2 = 4,262 г, m Al_2O_3 = 5,65 г и m C = 0,048 г) (материал № 4), а также АЗ из эльбора ЛКВ 50 (табл. 2.6).

Абразивные материалы № 3 и № 4 являются экспериментальными разработками ОАО «УралНИИАШ» и предназначены для обработки заготовок из высоковязких материалов. Шлифовальные круги из эльбора рекомендуют использовать на операциях окончательного шлифования заготовок из сталей, относящихся к 1 – 3 группам обрабатываемости [1, 27].

Исследования выполнены при рабочей окружной скорости АЗ 35 м/с [1, 27].

Глубиной внедрения АЗ в материал образца варьировали в пределах 2 … 9 мкм. Значения a_z, равные 5 … 9 мкм, являются средневероятными глубинами внедрения АЗ в материал заготовки в процессе шлифования [19, 38]. Меньшие значения a_z (2 и 3 мкм) использовали с целью определения критической глубины микрорезания $a_{кр}$.

2.5. Физико-механические свойства материалов образцов

Марка стали	Группа материала по обрабатываемости шлифованием	Режим термообработки	Физико-механические свойства				
			$\sigma_в$, МПа	*HB*	δ_5, %	Ψ, %	*KCU*, $\frac{Дж}{см^2}$
3Х3М3Ф	1	От, 870	1500	≤229	14	45	22
40Х	2	З, 850, М +0, 500	980	212 … 248	10	45	59
30Х13	3	З, 1000, М + 0, 700 – 750	960	235 … 277	12	40	39
Примечание: З – закалка, О – Отпуск, От – отжиг, М – охлаждение в масле.							

2.6. Абразивные материалы, используемые при проведении исследований

Номер материала	1	2	3	4	5
Марка материала (состав)	Электрокорунд нормальный	Циркониевый электрокорунд (№ 8 Saint – Cobaint, ZrO_2 = 2 – 5 %, Code 1526 – 008)	Циркониевый электрокорунд (№ 27 (масса (*m*) ZrO_2 = 3,96 г, *m* Al_2O_3 = 5,94, *m C* = 0,049 г)	Циркониевый электрокорунд (*m* ZrO_2 = 4,262 г, *m* Al_2O_3 = 5,65 г, *m C* = 0,048 г)	Эльбор ЛКВ 50

Критическую глубину внедрения зерна в образец $a_{кр}$ определяли после одного взаимодействия АЗ с образцом; на втором этапе исследований варьировали числом взаимодействий $n_в$, причем максимальное число взаимодействий принимали равным $n_в$ = 3000, что соответствует среднему числу контактов АЗ с материалом заготовки за время, равное периоду стойкости круга при плоском шлифовании заготовок из испытуемых материалов (см. § 5.2). При большем числе контактов (взаимодействий) $n_в$, как показали предварительные исследования, вероятность выкрашивания АЗ из электрокорунда нормального при микрорезании превышает 0,5.

Исследования влияния условий и режима микрорезания засаленными зернами на показатели микрорезания проводили при десятикратном взаимодействии.

При большем числе $n_в$ коэффициент засаливания и износ зерна за время проведения эксперимента могут заметно увеличиться.

Чтобы приблизить условия работы АЗ при микрорезании к условиям работы зерен в процессе шлифования, когда каждое последующее зерно диспергирует материал заготовки, нагретый за счет работы предшествующих зерен, образец подогревали. Температурой образца $T_{об}$ варьировали в пределах 20 … 200 ºС. Диапазон варьирования $T_{об}$ выбрали из тех соображений, что для материалов, близких по химическому составу к исследуемым [38], зависимость интенсивности напряжений $\sigma_{iш}$ от температуры имеет линейный характер. Поэтому именно в этом диапазоне температур возможно изучение процесса с применением многофакторного планирования, при варьировании каждым фактором на двух уровнях.

В качестве СОЖ использовали 5 %-ный раствор продукта Велс-1. Эта жидкость показала достаточно высокую технологическую эффективность на операциях шлифования заготовок из различных материалов, в том числе, высокопластичных [82]. При работе с нагретым образцом жидкостью смачивали АЗ, которое при вращении касалось пропитанной жидкостью кисти.

На первом этапе исследований определяли глубину резания $a_{кр}$, при превышении которой зерно начинает диспергировать материал образца. При этом варьировали глубиной внедрения зерна a_z и температурой образца $T_{об}$.

На втором этапе исследовали влияние локальной температуры на налипание частиц металла на АЗ, осуществляющие пластическую деформацию и микрорезание, и их изнашивание, варьируя температурой подогрева образца $T_{об}$, глубиной внедрения a_z и числом взаимодействий $n_в$.

На третьем этапе исследовали влияние условий микрорезания на показатели $\varepsilon_н$, $a_{кр}$, P_z, P_y.

При реализации первого и второго этапов исследований микрорезание осуществляли АЗ без налипов металла. На третьем этапе работали предварительно засаленные зерна. Это дало возможность оценить влияние налипов материала образца на АЗ на такие важнейшие показатели процесса микрорезания, как $\varepsilon_н$, $a_{кр}$, P_z и P_y.

Режущую способность зерен из различных материалов оценивали при царапании образцов из стали 3Х3М3Ф, которая наиболее интенсивно налипает на АЗ.

На первом этапе исследований, при температуре образца $T_{об}$ = 20 и 200 ºС варьировали глубиной a_z, т. е. использовали однофакторное планирование. При реализации второго и третьего этапов, с целью выявления зависимости выходных параметров процесса от варьируемых параметров, а также выявления возможных экстремальных точек, использовали однофакторное планирование, варьируя значением одного из переменных факторов при различных уровнях значений других.

Для получения уравнений регрессии, связывающих выходные параметры микрорезания с варьируемыми факторами, использовали многофакторное

планирование экспериментов, что позволило значительно сократить общее число опытов. Составы опытов при постановке полного факторного эксперимента с образцами из стали 40Х на втором и третьем этапах исследований представлены в табл. 2.7 – 2.9.

2.7. Состав опытов при исследовании влияния условий и режима микрорезания на налипание материала образца на АЗ и их изнашивание: материал образца – сталь 40Х, *НВ* 212 … 248; абразивный материал – электрокорунд нормальный (режущее АЗ); критерии оценки эффективности процесса – $К_з$, $h_и$

Номер серии опытов	Температура образца $T_{об}$, °С	Глубина внедрения АЗ в материал образца a_z, мкм	Число взаимодействий АЗ с образцом $n_в$
1	20 (-1)	6 (-1)	500 (-1)
2	200 (+1)	6 (-1)	500 (-1)
3	20 (-1)	8 (+1)	500 (-1)
4	200 (+1)	8 (+1)	500 (-1)
5	20 (-1)	6 (-1)	2000 (+1)
6	200 (+1)	6 (-1)	2000 (+1)
7	20 (-1)	8 (+1)	2000 (+1)
8	200 (+1)	8 (+1)	2000 (+1)
Примечание. -1, +1 – нижний и верхний уровень фактора соответственно.			

2.8. Состав опытов при исследовании влияния условий микрорезания на налипание материала образца на АЗ и их изнашивание: материал образца – сталь 40Х, *НВ* 212 … 248; абразивный материал – электрокорунд нормальный (пластически деформирующее АЗ); критерии оценки эффективности процесса – $К_з$, $h_и$

Номер серии опытов	Температура образца $T_{об}$, °С	Число взаимодействий АЗ с образцом $n_в$
1	20 (-1)	500 (-1)
2	200 (+1)	500 (-1)
3	20 (-1)	2000 (+1)
4	200 (+1)	2000 (+1)
Примечание. -1, +1 – нижний и верхний уровень фактора соответственно.		

2.9. Состав опытов при исследовании влияния условий и режима микрорезания засаленным АЗ на показатели микрорезания: материал образца – сталь 40Х, *НВ* 212 … 248; абразивный материал – электрокорунд нормальный (режущее АЗ); критерии оценки эффективности процесса – $\varepsilon_н$, P_y, P_z

Номер серии опытов	Температура образца $T_{об}$, °С	Глубина внедрения АЗ в материал образца a_z, мкм	Коэффициент засаливания АЗ $К_з$
1	20 (-1)	6 (-1)	0 (-1)
2	200 (+1)	6 (-1)	0 (-1)
3	20 (-1)	8 (+1)	0 (-1)
4	200 (+1)	8 (+1)	0 (-1)
5	20 (-1)	6 (-1)	0,5 (+1)
6	200 (+1)	6 (-1)	0,5 (+1)
7	20 (-1)	8 (+1)	0,5 (+1)
8	200 (+1)	8(+1)	0,5 (+1)
Примечание. -1, +1 – нижний и верхний уровень фактора соответственно.			

Для расчета напряжений сдвига τ_s необходимо знать интенсивность напряжений шлифования $\sigma_{iш}$. Расчет по зависимости (2.3) обеспечивает хорошую сходимость с результатами, полученными С. Н. Корчаком [38], в диапазоне температур, при которых происходит деформирование материала заготовки в процессе шлифования – 600 … 800 ºС. В области малых температур 20 … 200 ºС, согласно исследований [38], зависимость $\sigma_{iш}$ для различных материалов от температуры носит неоднозначный характер, поэтому пользоваться зависимостью (2.3) нельзя. Для расчета τ_s при $T_{об}$ = 20 ºС воспользуемся зависимостью, вытекающей из (2.3),

$$\tau_s = 1{,}04 \cdot \sigma_в \cdot e^{2{,}34 \cdot 10^{-3} \cdot T_{об}}.$$

Напряжение сдвига при температуре $T_{об}$ из диапазона 20 … 200 ºС определим по формуле

$$\tau_{sT_o} = \tau_s \left(1 + KT_o\right),$$

где KT_o – коэффициент, характеризующий зависимость $\sigma_{iш}$ от температуры.

Этот коэффициент определим, ориентируясь на зависимость $\sigma_{iш}$ от температуры для сталей, наиболее близких по химическому составу к исследуемым.

Для сталей 40Х, 3Х3М3Ф и 30Х13 наиболее близкими являются конструкционные легированные стали 40ХНМА, 5ХНМ и коррозионностойкая сталь Х18Н10Т, для которых коэффициент KT_o равен $-1{,}39\cdot10^6$, $-2\cdot10^6$ и $-1{,}11\cdot10^6$ Па/К соответственно [38].

Состав опытов при многофакторном планировании для образцов из сталей 3Х3М3Ф и 30Х13 аналогичен приведенным в табл. 2.7 – 2.9, за исключением того обстоятельства, что при микрорезании образцов из стали 30Х13 верхний уровень варьирования параметра $К_з$ составил 0,25 (при царапании образцов из этого материала коэффициент $К_з$ не превышал 0,35).

Необходимое число параллельных опытов рассчитывали по формуле:

$$N = \frac{n}{K} \ , \tag{2.37}$$

где n – необходимое число измерений; K – число измерений при реализации одного опыта.

Необходимое число измерений n определяли по зависимости [4]

$$n = \frac{S^2(Y_i)\cdot t^2_{p(m-1)}\cdot\left(1+\frac{1}{2m}\pm\frac{2}{\sqrt{2m}}\right)}{I_p^2} \ , \tag{2.38}$$

где $S^2(Y_i)$ – дисперсия измеряемой величины; $t_{p(m-1)}$ – значение коэффициента Стьюдента для вероятности p при числе измерений m; I_p – задаваемое с вероятностью p максимально допустимое отклонение среднего значения от истинного; m – число измерений в предварительном эксперименте.

Метрологическую оценку критериев эффективности осуществляли по методике [4].

Абсолютную погрешность измерения ΔY_i критериев, являющихся результатами прямых измерений, определяли, суммируя систематические и случайные погрешности измерения:

$$\Delta Y_i = \sqrt{t_p^2\cdot\sigma^2_{Y_i}+\Delta^2_{Y_{ic}}} \ , \tag{2.39}$$

где $\Delta_{Y_{ic}}$ – систематическая погрешность измерения; $t_p\cdot\sigma_{Y_i}$ – случайная погрешность измерения; σ_{Y_i} – средняя квадратическая погрешность измерения.

Относительные погрешности измерения определяли по формуле:

$$\delta_{Y_i} = \pm\frac{\Delta Y_i}{\overline{Y_i}} \ . \tag{2.40}$$

Абсолютные погрешности измерения критериев, являющихся результатом косвенных измерений, определяли по формуле

$$\Delta y_i = \sum_j \frac{\partial Y}{\partial Y_j} \cdot \Delta Y_j \ , \qquad (2.41)$$

где Y_j – параметр, являющийся результатом прямого измерения.

Для оценки достоверности результатов измерения и выявления промахов (аномальных результатов) определяли статистический критерий:

$$Q_э = \frac{Y_n^* - Y_{n-1}}{Y_n^* - Y_1} \ , \qquad (2.42)$$

где Y_n^* – аномальное значение результата измерения; Y_{n-1} – значение результата, соседнего с Y_n^* в вариационном ряду; $Y_n^* - Y_1$ – разность между значениями крайних членов вариационного ряда.

Если значение $Q_э$ превышало табличное $Q_т$ для конкретного значения доверительной вероятности p, то результат Y_n^* считали аномальным.

Обработку результатов полного факторного эксперимента типа ПФЭ 2^2 производили в соответствии с РДМУ 109-77:

1) подсчитывали среднее значение параметра по результатам реализации параллельных опытов для каждой строки (точки) плана по формуле

$$\overline{Y_υ} = \frac{\sum_{j=1}^{m} Y_{υ,j}}{m} \ ,$$

где m – число параллельных опытов в каждой точке плана; $υ$ – номер точки плана матрицы; j – номер параллельного опыта; $Y_{υ,j}$ – значение параметра оптимизации в j-ом параллельном опыте в $υ$-ой точке плана.

2) Рассчитывали выборочную дисперсию воспроизводимости параллельных наблюдений для каждой точки плана матрицы по формуле:

$$S_υ^2 = \frac{\sum_{j=1}^{m} \left(\overline{Y}_υ - Y_{υ,j}\right)}{n-1} .$$

3) Однородность дисперсий оценивали, рассчитывая критерий Кохрена

$$G = \frac{S_{υ_{max}}^2}{\sum_{υ=1}^{N} S_υ^2}, \qquad (2.43)$$

где $S_{υ_{max}}^2$ – максимальная из рассчитанных дисперсий, и сравнивали его с табличным значением.

4) Дисперсию воспроизводимости $S^2(Y)$ определяли как среднюю арифметическую из дисперсий:

$$S^2(Y) = \frac{\sum_{\upsilon=1}^{N} S_\upsilon^2}{N}.$$

5) Коэффициенты регрессии:

$$b_i = \frac{\sum_{\upsilon=1}^{N} X_{i\upsilon} \cdot \overline{Y_\upsilon}}{N},$$

где $X_{i\upsilon}$ – значение фактора (+1 или –1) в соответствующем столбце матрицы планирования.

6) Дисперсию ошибки определения коэффициента регрессии подсчитали по формуле

$$S^2\{b_i\} = \frac{S^2(Y)}{N \cdot m}.$$

7) Для оценки значимости коэффициентов регрессии для каждого коэффициента определяли критерий Стьюдента

$$t_i = \frac{|b_i|}{S\{b_i\}}$$

и сравнивали его с табличным $t_{кр}$. Если $t_i > t_{кр}$, то соответствующий коэффициент признавали значимым.

В математическую модель процесса включали только значимые коэффициенты регрессии.

8) Для оценки адекватности полученной модели находили дисперсии адекватности по формуле

$$S_{a\partial}^2 = \frac{m}{N - \ell} \cdot \left(\overline{Y}_\upsilon - \hat{Y}_{\upsilon,A} \right),$$

где ℓ – число значимых коэффициентов регрессии (включая b_0); $\hat{Y}_{\upsilon,A}$ – значение параметра оптимизации для каждой точки плана матрицы, подсчитанное по уравнению регрессии.

9) Адекватность модели проверяли по результатам расчета критерия Фишера:

$$F = \frac{S_{a\partial}^2}{S^2\{Y\}}.$$

Гипотезу адекватности модели принимали, если расчетное значение F меньше табличного.

2.5.2. Результаты экспериментального исследования

На первом этапе исследований, ориентируясь на коэффициент навалов $\varepsilon_н$, определяли критическую глубину микрорезания $a_{кр}$ АЗ из электрокорунда нормального для различных значений температуры образца $T_{об}$. При резании – царапании образцов из стали 40Х $a_{кр}$ составила 3,17 и 4,80 мкм соответственно для $T_{об}$ = 200 °С и 20 °С, т. е. при любой температуре в исследованном диапазоне АЗ будет пластически деформировать этот материал образца (заготовки) при $a_z < 3{,}17$ мкм и осуществлять микрорезание при $a_z > 4{,}8$ мкм. При царапании образцов из сталей 3Х3М3Ф и 30Х13 АЗ будет осуществлять пластическую деформацию при $a_z < 4{,}26$ и 3,1 мкм соответственно и микрорезание при $a_z > 4{,}61$ и 3,86 мкм.

На втором этапе исследовали налипание материала образца на контактирующую с ним поверхность зерен из электрокорунда нормального. Установлено, что коэффициент засаливания $К_з$ увеличивается с увеличением числа взаимодействий $n_в$ АЗ с образцом для зерен, осуществляющих пластическую деформацию (рис. 2.18, а – 2.20, а) и микрорезание (рис. 2.18, б и в – 2.20, б и в). Коэффициент засаливания $К_з$ зерен, осуществляющих микрорезание, увеличивается с увеличением глубины микрорезания a_z. Во всех случаях зафиксировано увеличение коэффициента $К_з$ с повышением температуры $T_{об}$ образца. Выявленную зависимость $К_з$ от условий эксперимента можно объяснить, прежде всего, интенсификацией с повышением температуры физико-химических процессов на контактирующих поверхностях АЗ и образца, что приводит к сокращению длительности периода активации (см. зависимость (2.6)), объемного взаимодействия (см. зависимость (2.9)) и интенсивности реакций при этом. В то же время локальная температура увеличивается не только с подогревом образца, но и с увеличением a_z и числа взаимодействий $n_в$.

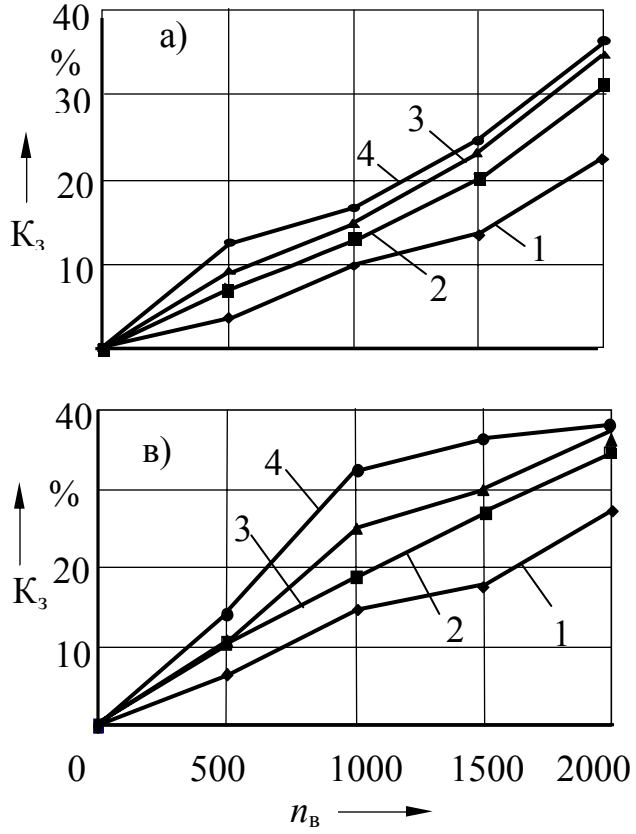
В результате полного факторного эксперимента получены математические модели, описывающие зависимость $К_з$ режущих АЗ от параметров $n_в$, $T_{об}$ и a_z при микрорезании образцов из сталей 40Х, 3Х3М3Ф и 30Х13:

$$К_з = 22 + 12{,}25n_в + 5{,}75T_{об} + 0{,}75a_z + 2n_в T_{об};$$

$$К_з = 41 + 16{,}5n_в + 6T_{об} + 3{,}5a_z + 1{,}5n_в T_{об} + 2{,}5n_в a_z;$$

$$К_з = 18{,}63 + 6{,}88n_в + 4{,}13T_{об} + 2{,}38a_z + 0{,}88n_в T_{об} + 1{,}38T_{об} a_z.$$

Наиболее интенсивное налипание материала образца на АЗ зафиксировано при микрорезании и пластическом деформировании образцов из штамповой стали повышенной теплостойкости и вязкости 3Х3М3Ф; менее интенсивное – при микрорезании образцов из коррозионностойкой стали 30Х13.



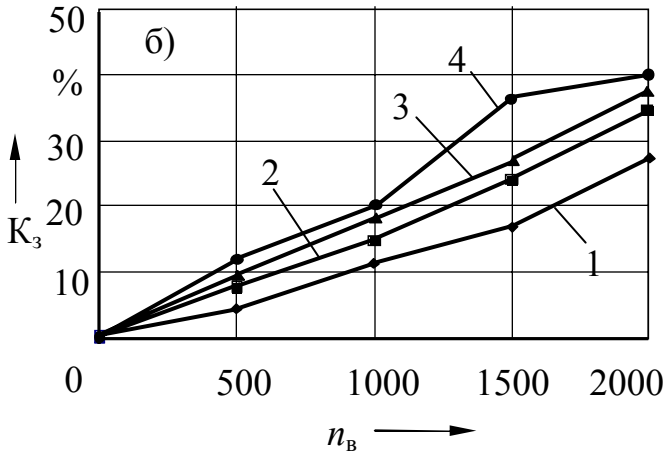
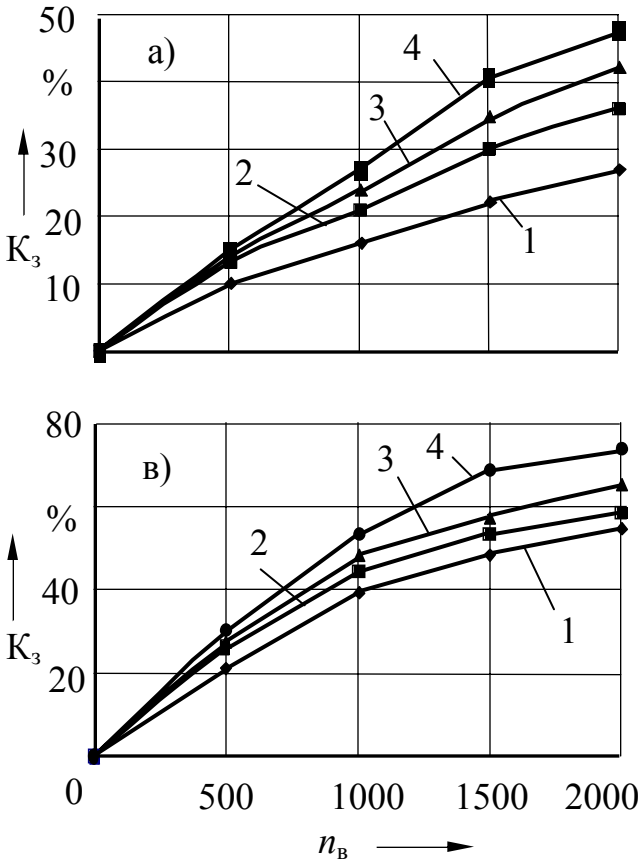


Рис. 2.18. Зависимость коэффициента засаливания $К_з$ от числа взаимодействий $n_в$ АЗ с образцом и его температуры:
материал образца – сталь 40Х; а – a_z = 3 мкм, б – a_z = 6 мкм, в – a_z = 8 мкм; 1, 2, 3, 4 – температура образца 20, 100, 150, 200 °С соответственно; материал АЗ № 1 (электрокорунд нормальный, табл. 2.6)



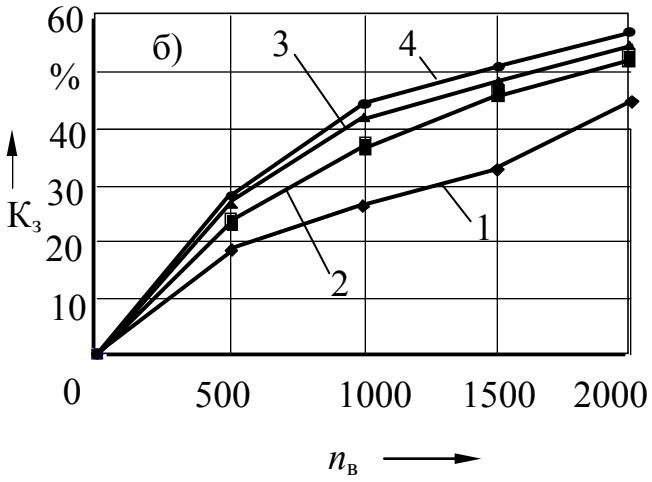


Рис. 2.19. Зависимость коэффициента засаливания $К_з$ от числа взаимодействий $n_в$ АЗ с образцом и его температуры:
материал образца – сталь 3Х3М3Ф; остальные условия см. в подписи к рис. 2.18

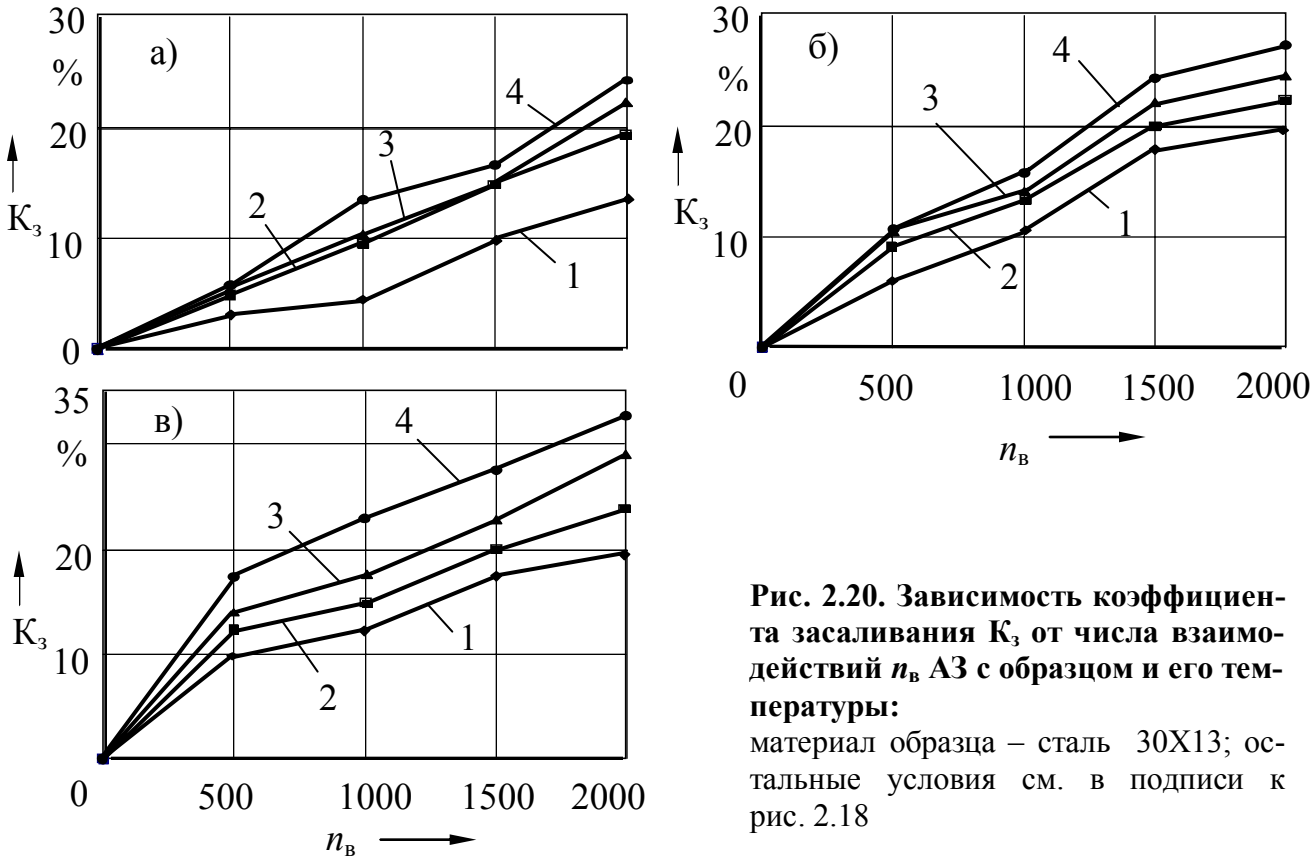


Рис. 2.20. Зависимость коэффициента засаливания $К_з$ от числа взаимодействий $n_в$ АЗ с образцом и его температуры:
материал образца – сталь 30Х13; остальные условия см. в подписи к рис. 2.18

Интенсивность налипания на пластически деформирующие зерна на 10 … 30 % ниже, чем на зерна, осуществляющие микрорезание, что коррелируется с результатом расчета локальных температур.

Поскольку в § 2.1 установлено, что доминирующее влияние на образование соединения материалов заготовки и АЗ оказывает температура, получены математические модели, описывающие зависимость коэффициента $К_з$ от локальной температуры на площадке контакта АЗ с образцом.

Для образцов из сталей 40Х ($К_{з1}$), 3Х3М3Ф ($К_{з2}$) и 30Х13 ($К_{з3}$) регрессионные модели имеют соответственно следующий вид:

– при $a_z = 3$ мкм (пластически деформирующее АЗ)

$$К_{з1} = 0{,}014 n_в + 0{,}063 T_2 - 81{,}06;$$
$$К_{з2} = 0{,}016 n_в + 0{,}027 T_2 - 42;$$
$$К_{з3} = 0{,}009 n_в + 0{,}022 T_2 - 46{,}1;$$

– при $a_z = 6$ мкм (режущее АЗ)

$$К_{з1} = 0{,}017 n_в + 0{,}021 T_2 - 38{,}5;$$
$$К_{з2} = 0{,}019 n_в + 0{,}024 T_2 - 42{,}3;$$
$$К_{з3} = 0{,}011 n_в + 0{,}02 T_2 - 58{,}55;$$

– при a_z = 8 мкм (режущее АЗ)

$$К_{з1} = 0{,}015 n_в + 0{,}015 T_2 - 25{,}9;$$
$$К_{з2} = 0{,}025 n_в + 0{,}19 T_2 - 132{,}1;$$
$$К_{з3} = 0{,}009 n_в + 0{,}018 T_2 - 46.$$

Коэффициенты уравнений регрессии при параметре T_2 оказались значимыми для всех исследованных материалов. Коэффициент $К_з$ увеличивается с повышением температуры T_2, причем наиболее интенсивно при царапании образцов из стали 40Х при a_z = 3 и 6 мкм и образцов из стали 3Х3М3Ф при a_z = 8 мкм.

Износ h_u пластически деформирующих (рис. 2.21, а – 2.23, а) и режущих АЗ (рис. 2.21, б и в – 2.23, б и в) увеличивается с увеличением a_z и $n_в$, однако, в отличие от коэффициента засаливания $К_з$, h_u снижается с повышением температуры $T_{об}$. Последнее обстоятельство можно объяснить снижением интенсивности напряжений и твердости материала образца с увеличением температуры.

Уравнения регрессии, описывающие взаимосвязь износа h_u с параметрами $n_в$, $T_{об}$ и a_z для заготовок из сталей 40Х, 3Х3М3Ф и 30Х13, получены в виде:

$$h_u = 20{,}71 + 5{,}96 \cdot n_в - 4{,}5 \cdot T_{об} + 1{,}26 \cdot a_z - 0{,}54 \cdot T_{об} \cdot a_z ;$$
$$h_u = 18{,}21 + 5{,}24 \cdot n_в - 3{,}44 \cdot T_{об} + 1{,}26 \cdot a_z - 0{,}56 \cdot T_{об} \cdot n_в ;$$
$$h_u = 22 + 5{,}05 \cdot n_в - 4{,}34 \cdot T_{об} + 1{,}8 \cdot a_z .$$

Максимальный износ зафиксирован при микрорезании образцов из стали 30Х13, менее интенсивный – из стали 3Х3М3Ф. Как видно, АЗ изнашивается более интенсивно при микрорезании образцов из материала, склонного к менее интенсивному засаливанию зерен, и наоборот. Температура образца в диапазоне 20 … 200 ºС оказывает минимальное влияние на h_u при микрорезании – царапании образцов из стали 3Х3М3Ф и максимальное – из стали 40Х. Износ пластически деформирующих зерен оказался на 30 … 40 % меньше, чем износ зерен, осуществляющих микрорезание.

Между значениями $К_з$ и h_u зерен существует корреляция: чем больше $К_з$, тем больше и h_u. Одной из причин увеличения $К_з$ с ростом $n_в$ является повышение локальных температур с увеличением площадки затупления на АЗ. В то же время с увеличением $К_з$ интенсифицируется процесс адгезионного изнашивания зерен. Поскольку изнашивание АЗ изучено более полно, чем процесс заса-

ливания, то установленная взаимосвязь этих параметров позволяет прогнозировать $К_з$ исходя из значений износа АЗ.

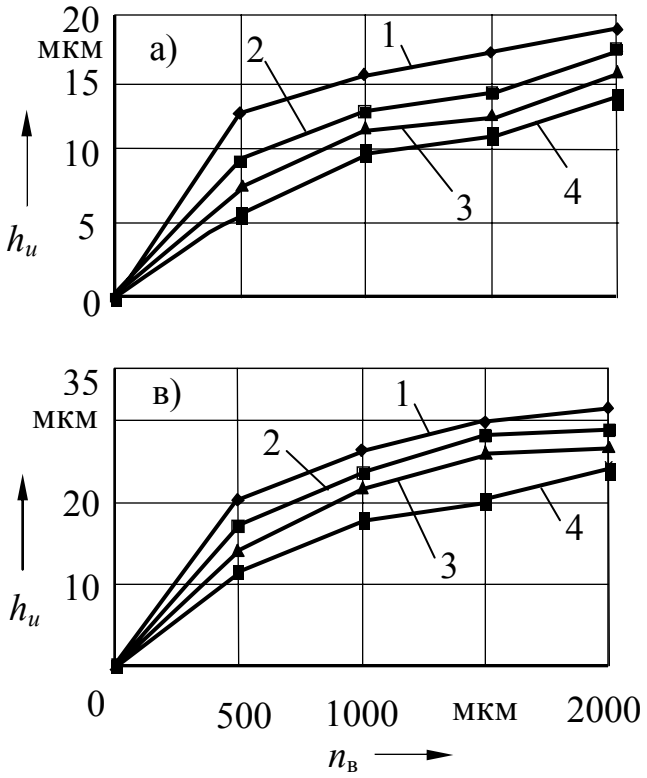


Рис. 2.21. Зависимость износа АЗ h_u от числа его взаимодействий $n_в$ с образцом и его температуры:
материал образца – сталь 40Х; а – a_z = 3 мкм, б – a_z = 6 мкм, в – a_z = 8 мкм; 1, 2, 3, 4 – температура образца 20, 100, 150, 200 °С соответственно; материал АЗ – № 1 (электрокорунд нормальный, табл. 2.6)

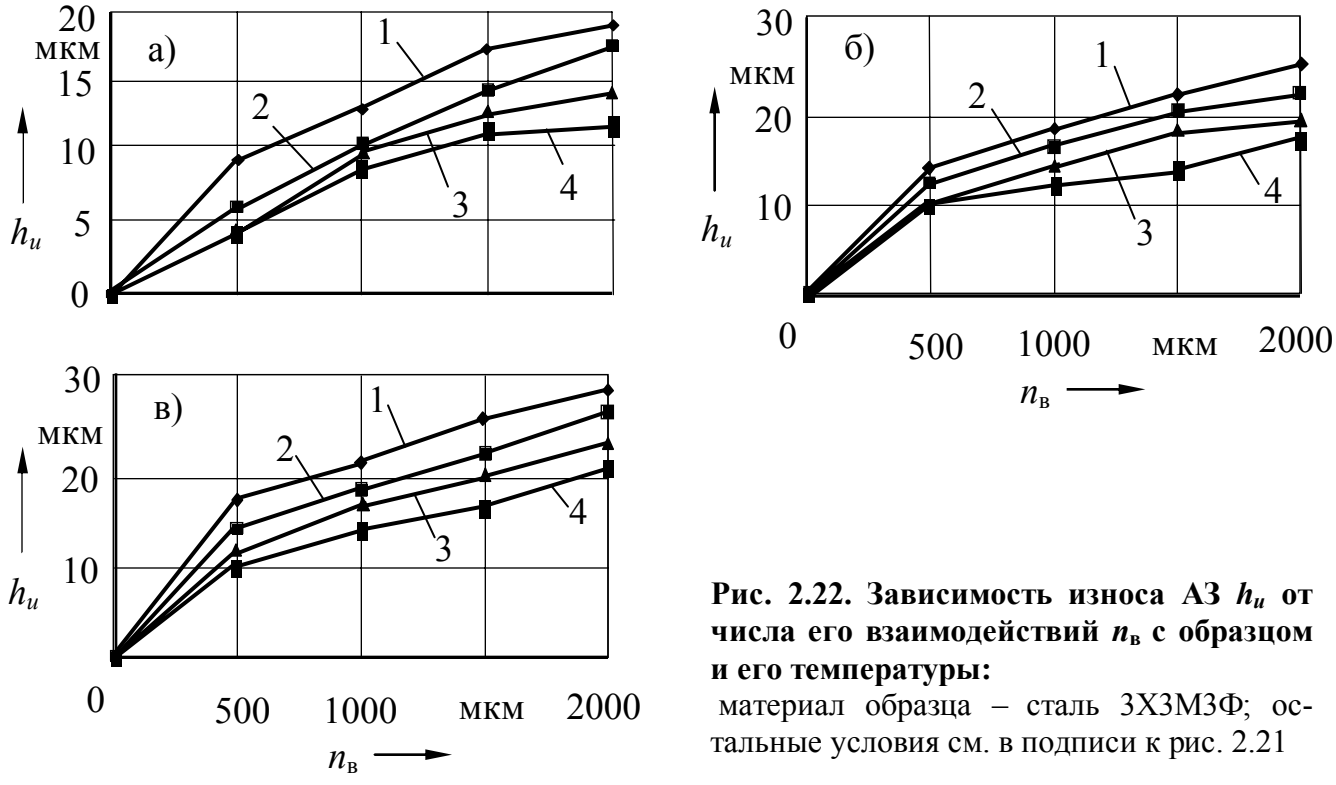


Рис. 2.22. Зависимость износа АЗ h_u от числа его взаимодействий $n_в$ с образцом и его температуры:
материал образца – сталь 3Х3М3Ф; остальные условия см. в подписи к рис. 2.21

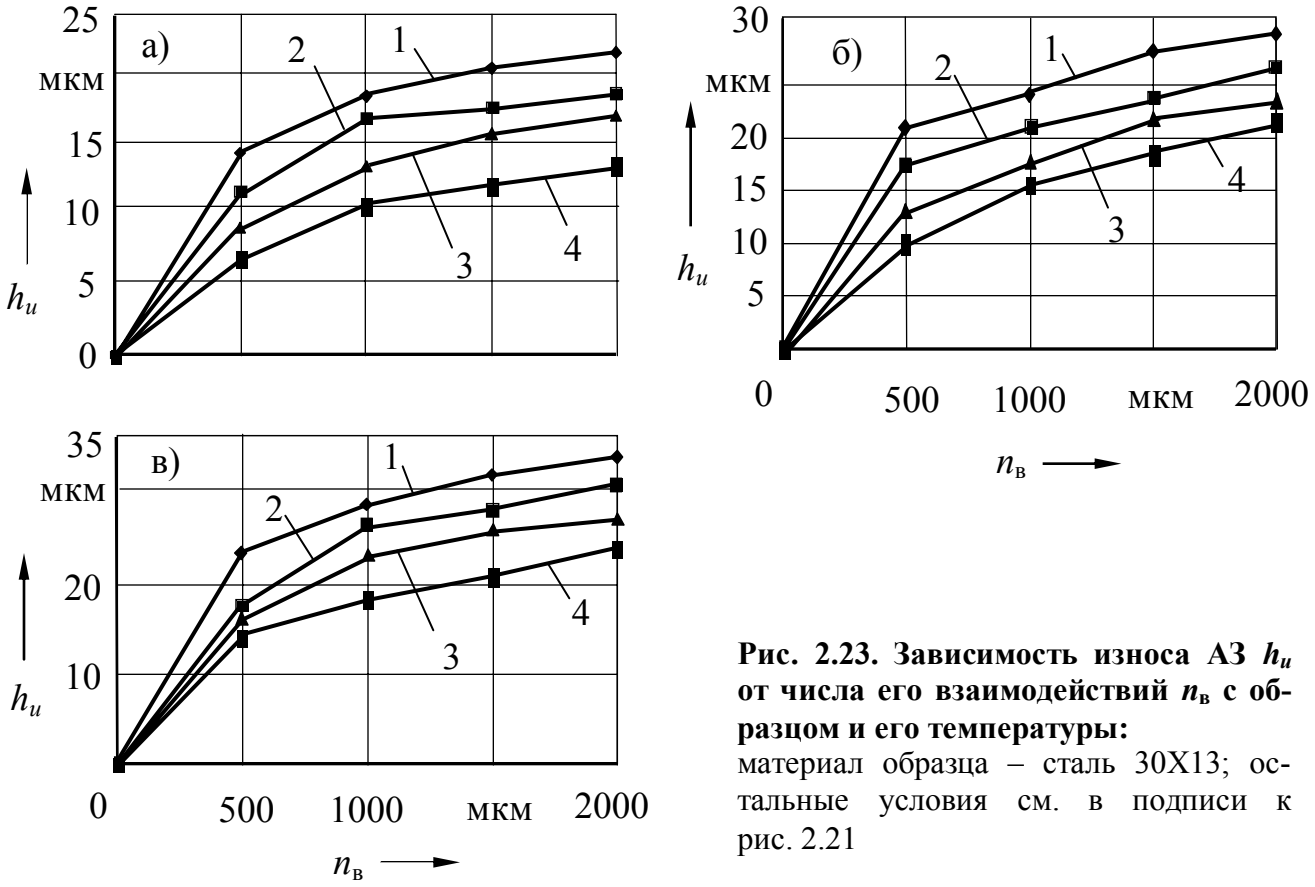


Рис. 2.23. Зависимость износа АЗ h_u от числа его взаимодействий $n_в$ с образцом и его температуры:
материал образца – сталь 30Х13; остальные условия см. в подписи к рис. 2.21

Для каждого материала образца получены зависимости коэффициента навалов $\varepsilon_н$ от глубины микрорезания a_z при различных значениях температуры образца и коэффициента засаливания АЗ. При малых значениях a_z коэффициент $\varepsilon_н$ оказался больше единицы. Причиной этого является, по всей видимости, наличие рваных краев навалов (наплывов), в результате чего их площадь оказалась больше площади царапины.

Глубину микрорезания $a_{кр}$, при которой начинается отделение стружки (микрорезание), определяли по кривым $\varepsilon_н = f(a_z)$. В качестве $a_{кр}$ принимали значение a_z, при котором $\varepsilon_н = 1$.

Навалы материала образца по боковым сторонам шлифовочных царапин наблюдали при микрорезании образцов из всех материалов во всем исследованном диапазоне глубин микрорезания a_z, однако коэффициент $\varepsilon_н$ с увеличением a_z снижается. Установлено, что $\varepsilon_н$ снижается с увеличением температуры образца и возрастает с увеличением коэффициента засаливания $К_з$, причем эта закономерность справедлива как для зерен, осуществляющих пластическую деформацию (когда $a_z = 3$ мкм и менее), так и микрорезание материала образца ($a_z = 5, 7, 9$ мкм).

Уменьшение $\varepsilon_н$ с увеличением температуры $T_{об}$ объясняется увеличением угла сдвига β и уменьшением зоны пластического течения материала образца и коррелируется с результатами, полученными С. Н. Корчаком [38] и Г. В. Боку-

чавой [9]. Полученные нами результаты не противоречат и тому обстоятельству, что в исследованном диапазоне температуры с ее увеличением некоторые пластические свойства испытанных материалов снижаются [50].

Увеличение $\varepsilon_н$ с ростом коэффициента $К_з$ является, вероятно, следствием увеличенного коэффициента трения засаленного зерна об образец, что интенсифицирует прогрев поверхностного слоя его материала и повышение его пластичности.

Уравнения регрессии, описывающие взаимосвязь $\varepsilon_н$ с параметрами процесса микрорезания образцов из сталей 40Х, 3Х3М3Ф и 30Х13, имеют следующий вид:

$$\varepsilon_н = 0{,}76 + 0{,}09T_{об} + 0{,}4a_z + 0{,}05К_з + 0{,}032К_з a_z \ ;$$

$$\varepsilon_н = 0{,}82 + 0{,}08T_{об} + 0{,}35a_z + 0{,}05К_з \ ;$$

$$\varepsilon_н = 0{,}73 + 0{,}08T_{об} + 0{,}4a_z + 0{,}05К_з \ .$$

Максимальные значения $\varepsilon_н$ получены при микрорезании образцов из штамповой стали 3Х3М3Ф, о чем свидетельствует большее значение свободного члена соответствующего уравнения регрессии; минимальные значения $\varepsilon_н$ зафиксированы при микрорезании образцов из стали 30Х13. Таким образом, материал, обеспечивающий наименьшую интенсивность засаливания АЗ, позволяет получить минимальное значение навалов и наоборот.

Температура $T_{об}$ в меньшей степени влияет на коэффициент навалов $\varepsilon_н$ при микрорезании образцов из сталей 3Х3М3Ф и 30Х13. Меньшая степень влияния температуры на параметры h_u и $\varepsilon_н$ в этих случаях в сравнении со сталью 40Х объясняется тем, что физико-механические свойства этих сталей, в отличие от стали 40Х, в меньшей степени зависят от температуры. Влияние глубины микрорезания a_z на $\varepsilon_н$ для образцов из всех трех сталей примерно одинаково.

Критическая глубина микрорезания $а_{кр}$ зависит от $T_{об}$ и $К_з$ аналогично коэффициенту навалов, т. е. снижается с увеличением $T_{об}$ и увеличивается с увеличением $К_з$ (рис. 2.24 – 2.27). Это подтверждает данные В. В. Ефимова [19], свидетельствующие, что с увеличением коэффициента трения зерна о заготовку в связи с засаливанием зерна переход от пластического деформирования к микрорезанию происходит при больших глубинах внедрения зерна в заготовку.

Повышение температуры образца из стали 40Х от 20 до 200 °С привело к снижению составляющих P_z и P_y силы микрорезания на 22 и 26 % соответственно для пластически деформирующих зерен (a_z = 3 мкм) и на 16 и 32 % – для зерен, осуществляющих микрорезание (a_z = 9 мкм) (рис. 2.28, 2.29). Это объясняется снижением интенсивности напряжений микрорезания и твердости материала образца с увеличением температуры.

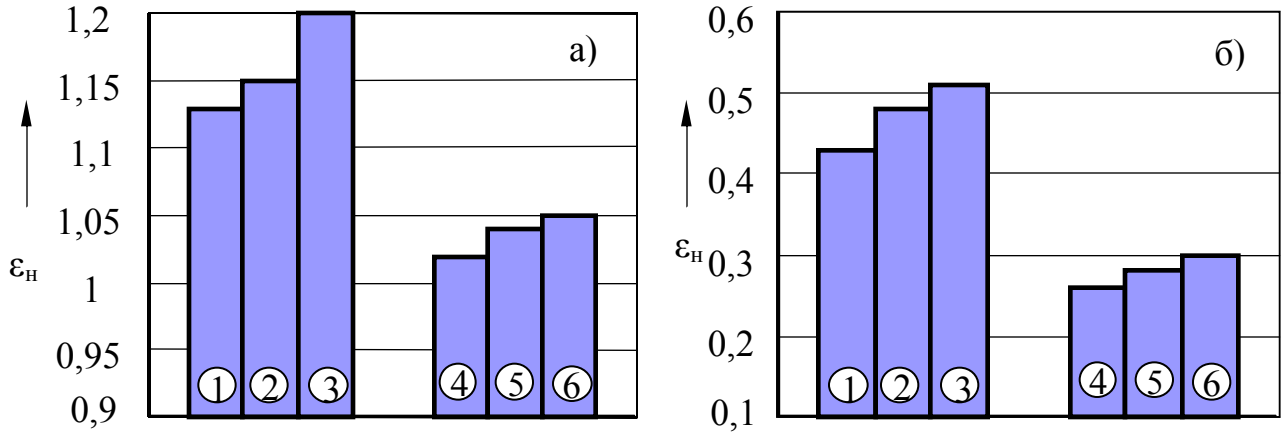


Рис. 2.24. Влияние коэффициента засаливания $К_з$, глубины микрорезания a_z и температуры образца $T_{об}$ на коэффициент навалов $\varepsilon_н$:
материал образца – сталь 40Х; а – a_z = 3 мкм; б – a_z = 9 мкм; 1, 4 – $К_з$ = 0; 2, 5 – $К_з$ = 0,25; 3, 6 – $К_з$ = 0,5; 1 – 3 – $T_{об}$ = 20 °С, 4 – 6 – $T_{об}$ = 200 °С; материал АЗ – № 1 (электрокорунд нормальный, табл. 2.6)

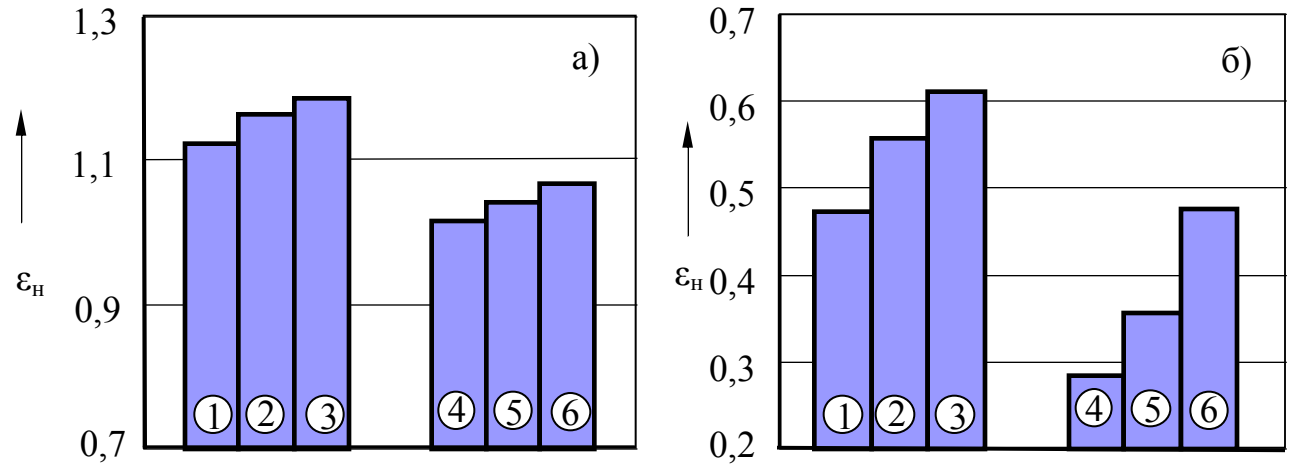


Рис. 2.25. Влияние коэффициента засаливания $К_з$, глубины микрорезания a_z и температуры образца $T_{об}$ на коэффициент навалов $\varepsilon_н$:
материал образца – сталь 3Х3М3Ф; остальные условия см. в подписи к рис. 2.24

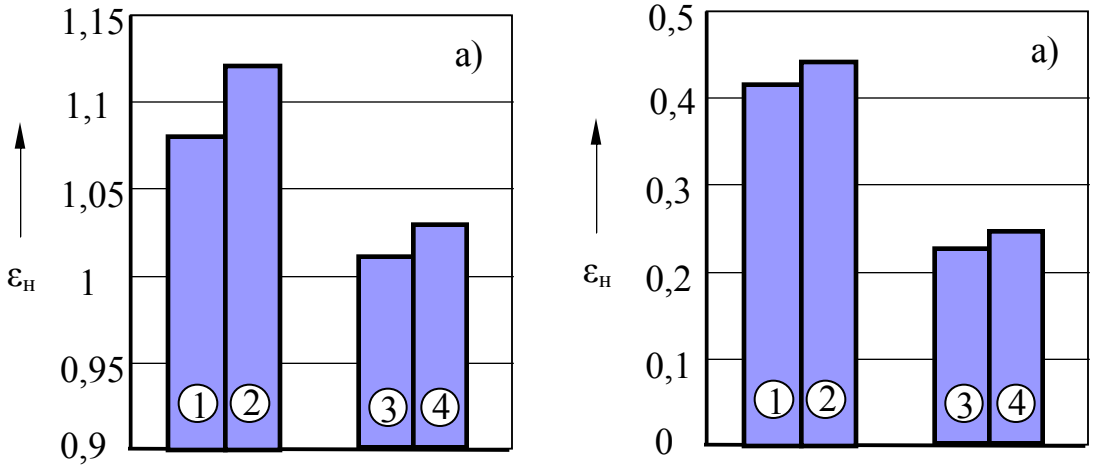


Рис. 2.26. Влияние коэффициента засаливания $К_з$, глубины микрорезания a_z и температуры образца $T_{об}$ на коэффициент навалов $\varepsilon_н$:
материал образца – сталь 30Х13; остальные условия см. в подписи к рис. 2.24

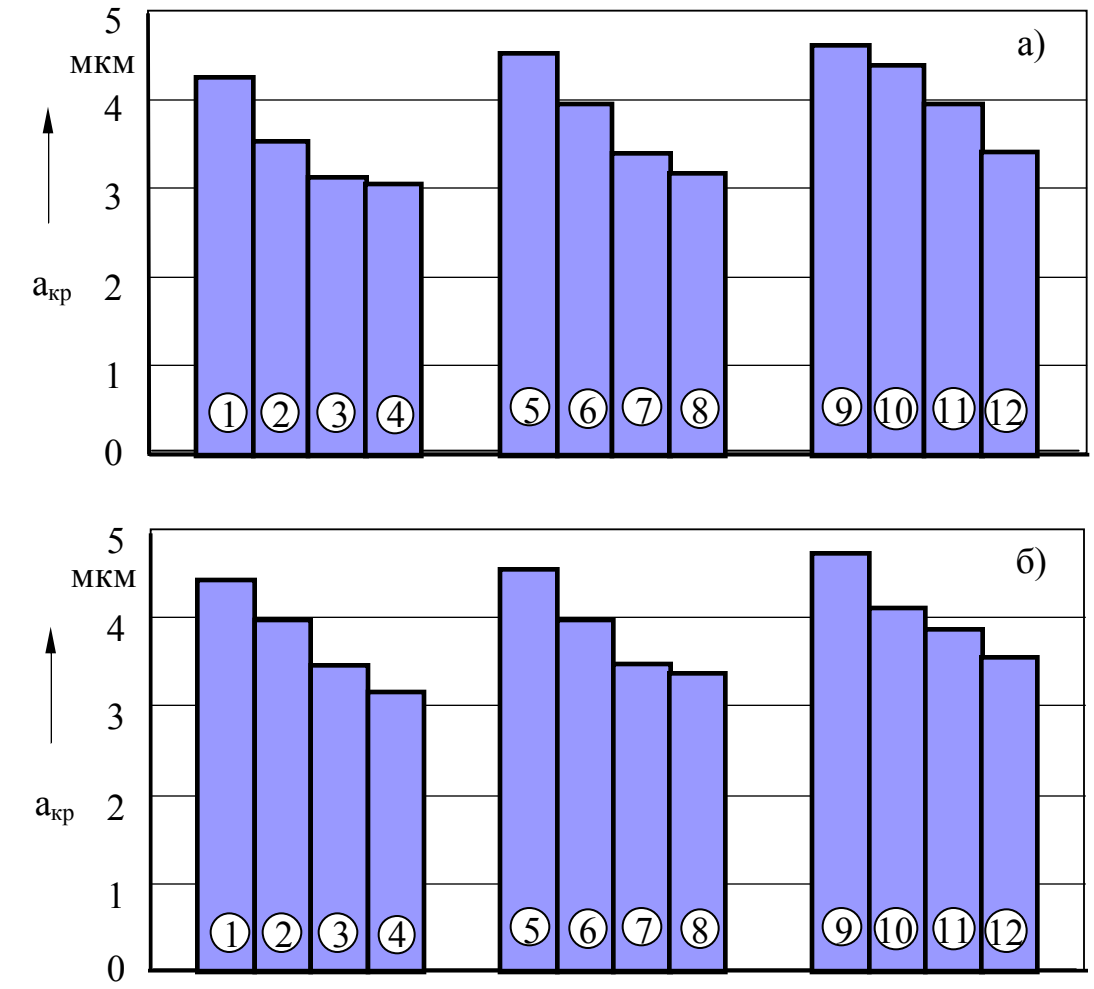


Рис. 2.27. Влияние коэффициента засаливания $К_з$ и температуры образца $T_{об}$ на критическую глубину микрорезания $a_{кр}$:
а – сталь 40Х; б – сталь 3Х3М3Ф; в – сталь 30Х13; 1 – 4 – $К_з = 0$; 5 – 8 – $К_з = 0{,}25$; 9 – 12 – $К_з = 0{,}5$; 1, 5, 9 – $T_{об} = 20$ °С; 2, 6, 10 – $T_{об} = 100$ °С; 3, 7, 11 – $T_{об} = 150$ °С; 4, 8, 12 – $T_{об} = 200$ °С; материал АЗ – № 1 (электрокорунд нормальный, табл. 2.6)

При увеличении коэффициента засаливания $К_з$ от 0 до 0,5 составляющие P_z и P_y увеличились: при пластическом деформировании материала образца из стали 40Х ($a_z = 3$ мкм) на 20 и 50 % при $T_{об} = 20$ °С и 35 и 38 % при $T_{об} = 200$ °С; при микрорезании ($a_z = 9$ мкм) на 3 и 10 % при $T_{об} = 20$ °С и 28 и 16 % при $T_{об} = 200$ °С.

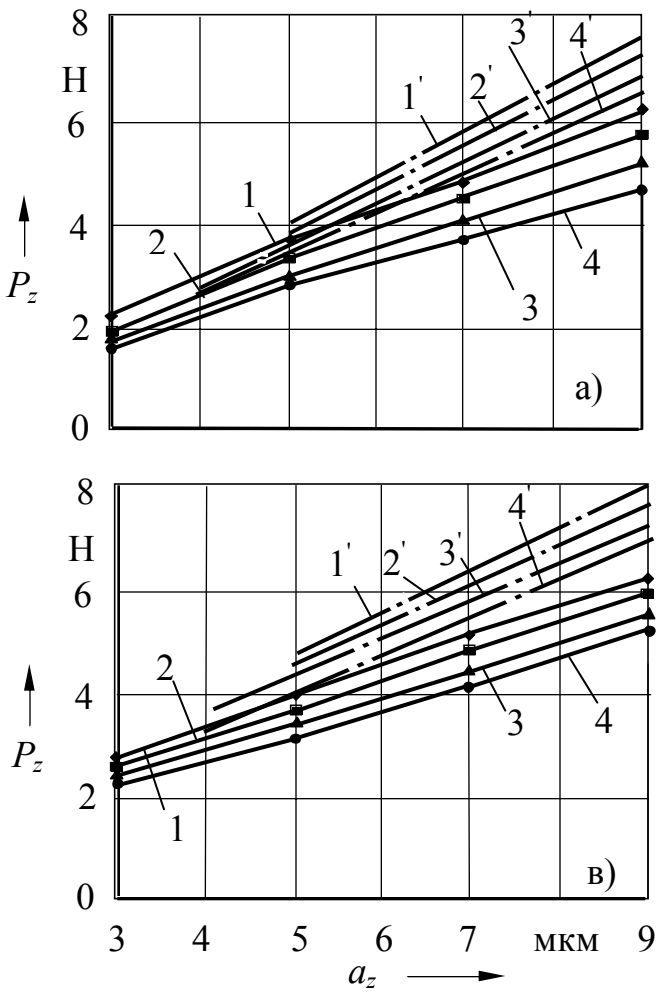


Рис. 2.28. Зависимость силы микрорезания P_z от глубины микрорезания a_z и температуры образца:
материал образца – сталь 40Х; материал АЗ № 1 (электрокорунд нормальный); а – коэффициент засаливания $К_з$ = 0; б – $К_з$ = 0,25; в – $К_з$ = 0,5; 1, 2, 3, 4 и 1', 2', 3', 4' – соответственно экспериментальные и расчетные значения P_z при температуре образца 20, 100, 150, 200 ºС

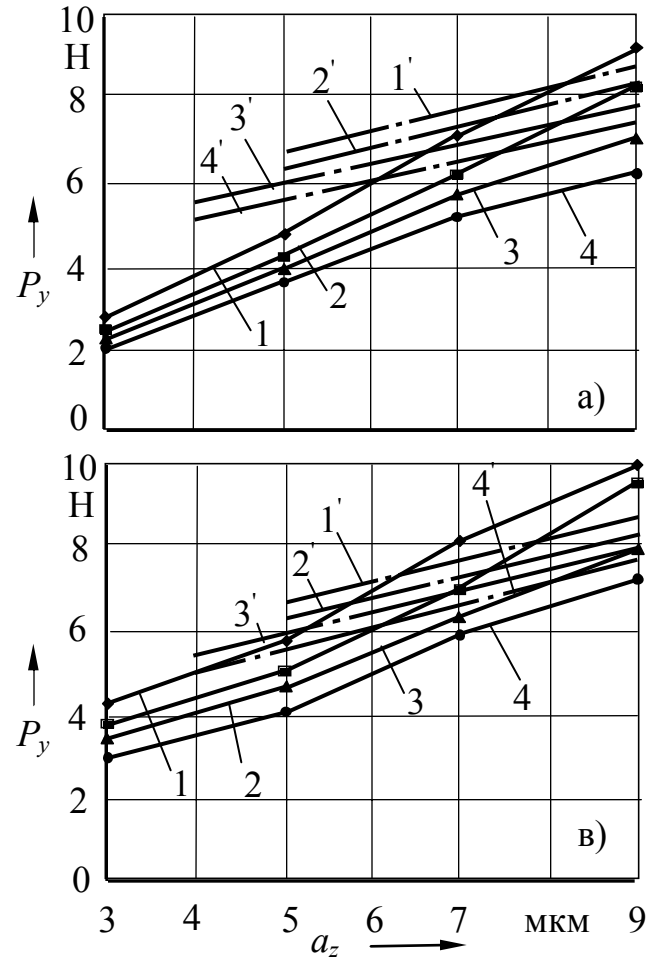


Рис. 2.29. Зависимость силы микрорезания P_y от глубины микрорезания a_z и температуры образца:
1, 2, 3, 4 и 1', 2', 3', 4' – соответственно экспериментальные и расчетные значения P_y при температуре образца 20, 100, 150, 200 ºС; остальные условия см. в подписи к рис. 2.28

При диспергировании материала образца засаленными АЗ сила трения на площадке контакта АЗ с образцом складывается из силы трения зерна по материалу (металлу) образца и силы трения налипов на АЗ об образец. Коэффициент трения в зоне контакта однородных металлов выше, чем при трении абразивного зерна по металлу, поэтому с увеличением $К_з$ сила микрорезания увеличивается.

При микрорезании образцов из сталей 3Х3М3Ф и 30Х13 общие закономерности влияния на силы P_z и P_y коэффициента засаливания и температуры образца практически не отличаются от закономерностей, отмеченных при микрорезании стали 40Х (рис. 2.30, 2.31).

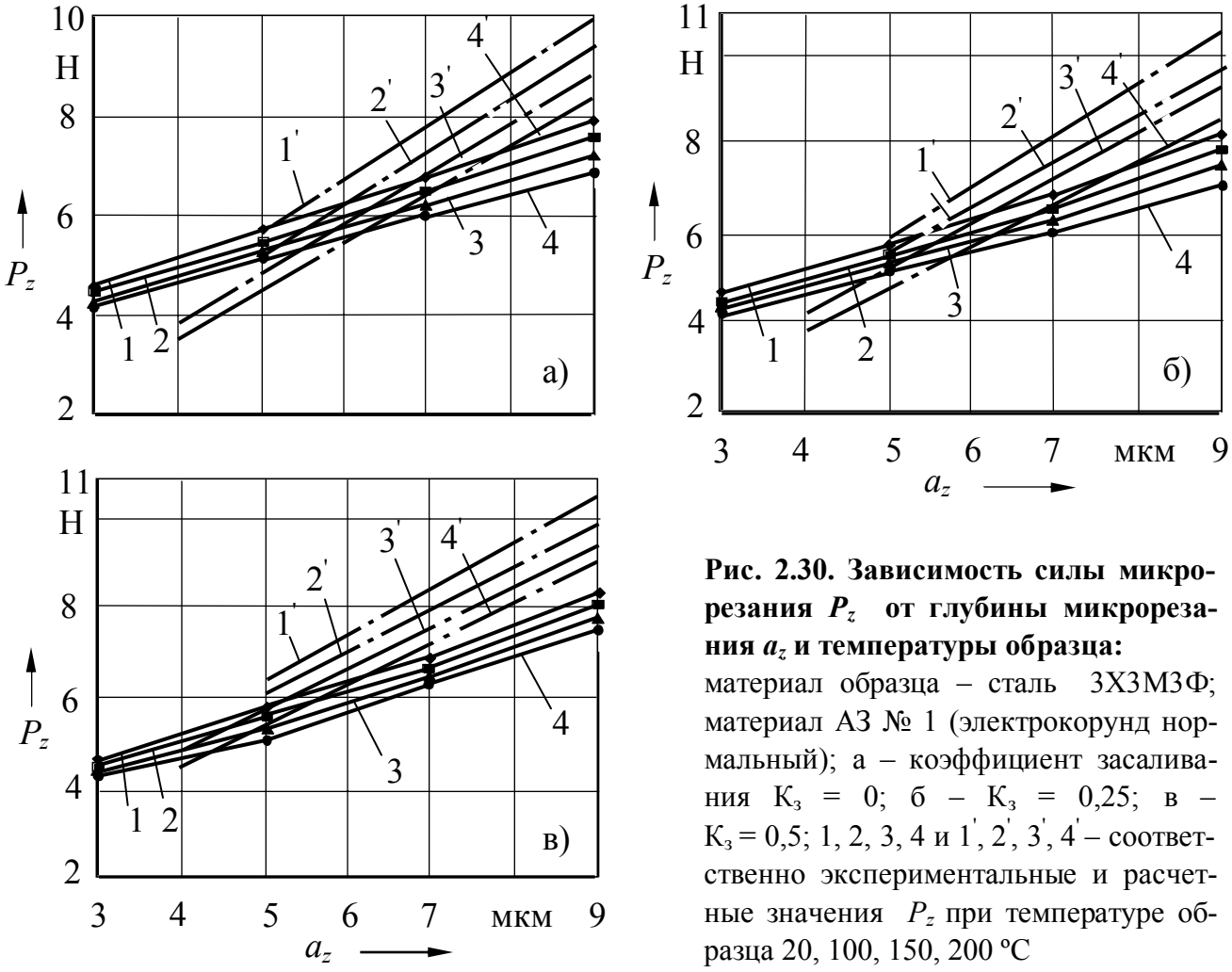


Рис. 2.30. Зависимость силы микрорезания P_z от глубины микрорезания a_z и температуры образца:
материал образца – сталь 3Х3М3Ф; материал АЗ № 1 (электрокорунд нормальный); а – коэффициент засаливания $К_з$ = 0; б – $К_з$ = 0,25; в – $К_з$ = 0,5; 1, 2, 3, 4 и 1', 2', 3', 4' – соответственно экспериментальные и расчетные значения P_z при температуре образца 20, 100, 150, 200 ºС

В табл. 2.10 приведены уравнения регрессии, описывающие зависимость составляющих силы микрорезания режущими АЗ от температуры образца $T_{об}$, глубины микрорезания a_z и коэффициента засаливания $К_з$.

Материал образца	Математическая модель
40Х	$P_z = 4{,}07 - 0{,}39 \cdot T_{об} + 1{,}72 \cdot a_z + 0{,}13 \cdot \mathrm{K}_з - 0{,}12 \cdot T_{об} \cdot a_z$ $P_y = 5{,}71 - 0{,}99 \cdot T_{об} + 2{,}63 \cdot a_z + 0{,}36 \cdot \mathrm{K}_з - 0{,}48 \cdot T_{об} \cdot a_z$
3Х3М3Ф	$P_z = 6{,}07 - 0{,}33 \cdot T_{об} + 1{,}63 \cdot a_z + 0{,}11 \cdot \mathrm{K}_з - 0{,}14 \cdot T_{об} \cdot a_z$ $P_y = 8{,}17 - 0{,}37 \cdot T_{об} + 2{,}52 \cdot a_z$
30Х13	$P_z = 3{,}83 - 0{,}79 \cdot T_{об} + 1{,}86 \cdot a_z + 0{,}13 \cdot \mathrm{K}_з - 0{,}17 \cdot T_{об} \cdot a_z + 0{,}13 \cdot a_z \cdot \mathrm{K}_з$ $P_y = 5{,}77 - 1{,}16 \cdot T_{об} + 2{,}83 \cdot a_z + 0{,}29 \cdot \mathrm{K}_з - 0{,}34 \cdot T_{об} \cdot a_z - 0{,}28 \cdot T_{об} \cdot \mathrm{K}_з$

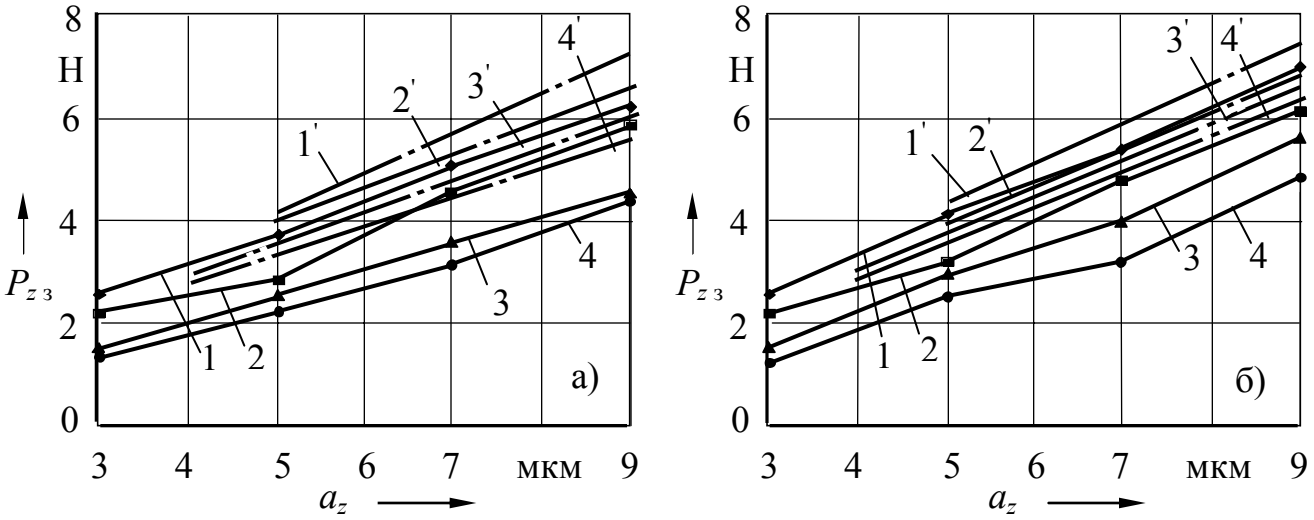


Рис. 2.31. Зависимость силы микрорезания P_z от глубины микрорезания a_z и температуры образца:
материал образца – сталь 30Х13; остальные условия см. в подписи к рис. 2.30

Максимальные значения составляющих силы микрорезания отмечены на образцах из стали 3Х3М3Ф, на что указывают значения свободных членов соответствующих уравнений регрессии (см. табл. 2.10). Эта сталь обладает наибольшим пределом прочности, следовательно при микрорезании интенсивность напряжений более высока, чем при микрорезании образцов из других материалов. Кроме того, при царапании образцов из стали 3Х3М3Ф АЗ наиболее интенсивно засаливается и образуются более высокие навалы, что также является причиной увеличения силы микрорезания. Меньшие значения сил P_z и P_y зафиксированы при микрорезании образцов из сталей 30Х13 и 40Х.

Температура $T_{об}$ образцов из стали 3Х3М3Ф в меньшей степени влияет на составляющие силы микрорезания.

Коэффициент уравнения регрессии (см. табл. 2.10) для расчета силы P_y при параметре $К_з$ оказался незначимым в случае царапания образцов из стали 3Х3М3Ф. При микрорезании образцов из сталей 40Х и 30Х13 коэффициенты при параметре $К_з$ являются значимыми для обеих составляющих силы, причем в уравнениях для расчета P_y они выше, чем для расчета P_z.

Анализ уравнений для расчета составляющих силы резания единичным АЗ показывает, что коэффициент внешнего трения μ_0 является аргументом зависимости для расчета P_z и не входит в явном виде в уравнение для расчета P_y. Поскольку коэффициент засаливания $К_з$ оказывает влияние на силу микрорезания за счет изменения коэффициента μ_0, то следует ожидать, что изменение $К_з$ приведет, в первую очередь, к изменению составляющей силы P_z. Экспериментальные исследования показали, что при увеличении $К_з$ выросли обе силы – и P_y, и P_z. Этот факт можно объяснить следующим обстоятельством: помимо трения «задней» поверхности зерна об образец имеет место трение стружки о поверхность АЗ; сила трения стружки по поверхности АЗ оказывает влияние на угол сдвига β [38, 94], который является аргументом для расчета обеих сил; именно поэтому изменение коэффициента засаливания АЗ привело к изменению силы P_y.

Расчет составляющих P_y и P_z силы микрорезания выполнен для тех же условий и режима, при которых выполнены экспериментальные исследования.

Радиальные и касательные силы микрорезания, вызывающие сдвиг материала образца, рассчитывали по следующим формулам [93]:

$$P_{y_s} = \tau_s \cdot f_{\text{ср}} \cdot \frac{cos(\beta + \varphi_s)}{sin\beta \cdot sin\varphi_s}; \quad P_{z_s} = \tau_s \cdot f_{\text{ср}} \cdot \frac{sin(\beta + \varphi_s)}{sin\beta \cdot sin\varphi_s}, \qquad (2.44)$$

где $f_{\text{ср}}$ – площадь сечения среза при микрорезании, м^2.

Составляющие силы, обусловленные трением в контакте образца и АЗ:

$$P_{y_{\text{тр}}} = \frac{\tau_s \cdot f_{\text{тр}}}{3 \cdot \mu_s}; \quad P_{z_{\text{тр}}} = \frac{\mu_0 \cdot \tau_s \cdot f_{\text{тр}}}{3 \cdot \mu_s}. \qquad (2.45)$$

Площади сечения среза и поверхности трения АЗ об образец определяли по зависимостям:

$$f_{\text{ср}} = \left(\ell_2 + a_z \cdot tg\frac{\gamma}{2} \right) \cdot a_z; \quad f_{\text{тр}} = \frac{\pi \cdot \ell_2^{\,2}}{4}.$$

Коэффициент трения АЗ об образец при микрорезании засаленными АЗ определяли по формуле (2.28).

Исходные данные для расчета: β = 22° [38]; φ_s = 21° [93]; $\mu_{\text{зм}}$ = 0,12; $\mu_{\text{нм}}$ = 0,4 [9, 97, 98]. Пределы прочности $\sigma_{\text{в}}$ при температуре 20 °С для сталей 40Х, 3Х3М3Ф и 30Х13 приведены в табл. 2.5. Расчетные значения коэффициента

трения μ_0 засаленного зерна о заготовку при значениях коэффициента засаливания $К_з$ 0,25 и 0,5 равны 0,19 и 0,26 соответственно.

Результаты расчета представлены в табл. 2.11 и 2.12 и на рис. 2.28 – 2.31. Сходимость расчетных и экспериментальных значений касательной составляющей силы микрорезания P_z , аргументом которой является коэффициент трения μ_0 , удовлетворительная – расхождение не превышает 30 %. Составляющая P_y не зависит от коэффициента μ_0, однако сходимость расчетных и экспериментальных значений этой силы также удовлетворительная (см. рис. 2.29), что свидетельствует о возможности использования зависимостей (2.44) и (2.45) для расчета составляющих силы шлифования (§ 3.3).

2.11. Результаты расчета силы микрорезания P_z (Н) при $T_{об}$ = 20 ºС

Материал образца (марка стали)	Глубина микрорезания a_z, мкм	Коэффициент засаливания $К_з$		
		0	0,25	0,5
40Х	5	4,11	4,47	4,83
	7	5,70	6,06	6,42
	9	7,40	7,76	8,12
3Х3М3Ф	5	5,50	5,98	6,47
	7	7,64	8,12	8,60
	9	9,92	10,40	10,90
30Х13	5	4,04	4,39	–
	7	5,59	5,94	–
	9	7,24	7,59	–

2.12. Результаты расчета силы микрорезания P_y (Н) при $T_{об}$ = 20 ºС

Материал образца (марка стали)	Глубина микрорезания a_z, мкм		
	5	7	9
40Х	6,87	7,70	8,58
3Х3М3Ф	9,20	10,30	11,50
30Х13	6,76	7,56	8,41

Таким образом, экспериментальным путем найдены значения коэффициентов засаливания $К_з$ и навалов (выдавливания) $\varepsilon_н$ и составляющих силы резания – царапания P_z и P_y для зерен, осуществляющих пластическую деформацию и микрорезание в зависимости от глубины микрорезания a_z, температуры образца $T_{об}$ и числа взаимодействий зерна с заготовкой $n_в$. Определена критическая глубина $a_{кр}$, при превышении которой зерно диспергирует материал образца.

Для режущих зерен получены уравнения регрессии, описывающие взаимосвязь износа зерна h_u, коэффициента засаливания $К_з$, коэффициента навалов $\varepsilon_н$ и сил микрорезания P_z и P_y с параметрами $n_в$, a_z и $T_{об}$.

Как показано на рис. 2.28, 2.30, 2.31, результаты экспериментов удовлетворительно согласуются с расчетными значениями сил микрорезания, что свидетельствует о возможности использования зависимости для расчета силы трения (2.28) и полученных значений $К_з$, $\varepsilon_н$ и $а_{кр}$ при расчете сил шлифования и резания единичным зерном.

С увеличением $К_з$ увеличиваются параметры $\varepsilon_н$, $а_{кр}$ и силы резания-царапания. Увеличение $\varepsilon_н$ приводит к росту сил шлифования и высотных параметров шероховатости шлифованной поверхности [93]. Более поздний переход от пластического деформирования к микрорезанию с увеличением $а_{кр}$ приводит к снижению производительности шлифования. Связь коэффициента трения μ_0 и силы P_z с температурой установлена в § 4.3. Поэтому увеличение $К_з$ приводит к снижению производительности и (или) качества шлифованных деталей.

Полученные результаты использованы при расчетах сил микрорезания и мощностей тепловыделения единичных АЗ при микрорезании и шлифовании (см. § 3.4, глава 3), а также соотношения числа зерен, осуществляющих пластическую деформацию, и режущих при математическом моделировании сил шлифования (§ 3.3, глава 3).

Исследование режущей способности АЗ из различных материалов показало, что максимальные значения $К_з$ и h_u зафиксированы при царапании образцов АЗ из электрокорунда нормального (материал № 1), имеющего среди испытанных абразивных материалов минимальную твердость и теплоустойчивость (рис. 2.32, 2.33). Коэффициент засаливания и износ АЗ из циркониевых электрокорундов значительно меньше. Минимальные значения $К_з$ и h_u получены при микрорезании АЗ из материала № 2 (циркониевого электрокорунда, изготовленного во Франции): в сравнении с электрокорундом нормальным $К_з$ и h_u оказались меньше на 60 и 110 % соответственно. Интенсивность засаливания и изнашивания зерен из циркониевого электрокорунда, изготовленных ОАО УралНИИАШ, были ниже, чем зерен из электрокорунда нормального на 60 и 40 %, однако выше, чем зерен из французского циркониевого электрокорунда (материал № 2) на 20 и 30 % соответственно. Зерна из материала № 4 показали несколько лучшие результаты, чем АЗ из материала № 3: $К_з$ и h_u при царапании зернами № 4 на 15 % ниже. Очевидно, это объясняется тем обстоятельством, что зерна из материала № 4 содержат несколько большее количество двуокиси циркония ZrO_2 и меньшее количество Al_2O_3.

Воспользовавшись зависимостями (2.17) – (2.21), рассчитаем изменение деформации налипа при остывании и напряжения, являющиеся следствием этой деформации, действующие на соединение налипа из стали 3Х3М3Ф с зернами из абразивных материалов (табл. 2.13), имеющих различные коэффициенты ли-

нейного расширения ($\alpha_{а.з} = 2 \cdot 10^{-6} \ldots 10 \cdot 10^{-6}$ $К^{-1}$). Температура, при которой произошло налипание материала образца на АЗ, $T_н = 1350$ ºС; коэффициент линейного расширения материала налипа $\alpha_н = 11{,}3 \cdot 10^{-6}$. Остальные условия идентичны приведенным на с. 62, 63.

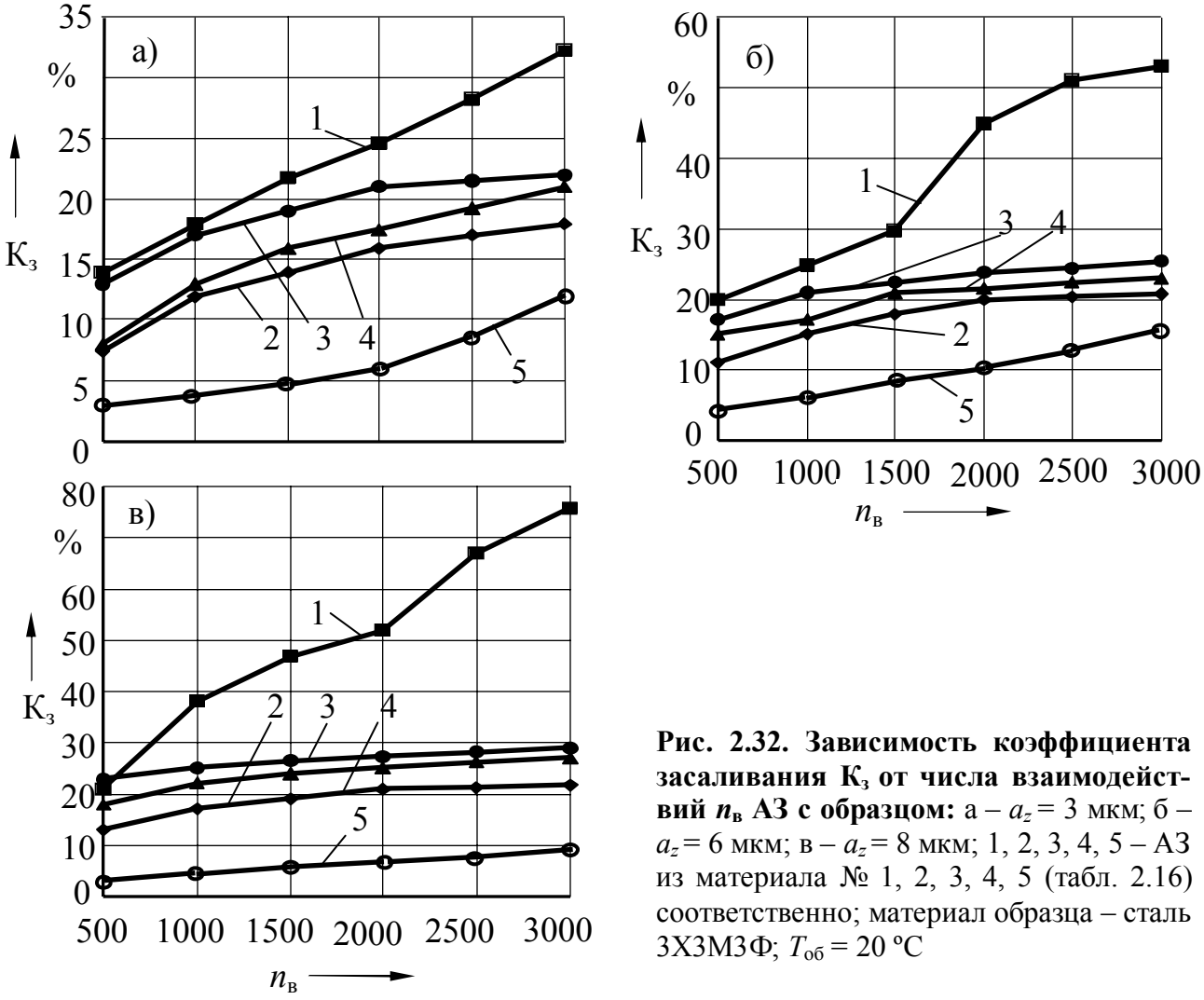


Рис. 2.32. Зависимость коэффициента засаливания $К_з$ от числа взаимодействий $n_в$ АЗ с образцом: а – $a_z = 3$ мкм; б – $a_z = 6$ мкм; в – $a_z = 8$ мкм; 1, 2, 3, 4, 5 – АЗ из материала № 1, 2, 3, 4, 5 (табл. 2.16) соответственно; материал образца – сталь 3Х3М3Ф; $T_{об} = 20$ ºС

2.13. Коэффициенты линейного расширения абразивных материалов [1]

Абразивный материал	Электрокорунд	Циркониевый электрокорунд	Кубический нитрид бора
Коэффициент линейного расширения $\alpha_{а.з}$, $К^{-1}$	$7{,}5 \cdot 10^{-6}$	$4{,}6 \cdot 10^{-6}$	$(2{,}1 \ldots 4{,}0) \cdot 10^{-6}$

Для рассмотренных значений $\alpha_{а.з}$ выполняется условие $\Delta\ell_{1T} > \Delta\ell_н$, поэтому на площадках контакта налипов с АЗ из всех испытанных материалов действуют напряжения $\sigma_{нт}$, способствующие отрыву налипов от поверхности АЗ. Минимальные напряжения $\sigma_{нт} = 570$ МПа имеют место при налипании ме-

талла заготовки на АЗ из электрокорунда нормального, имеющего среди испытанных материалов максимальное значение коэффициента $\alpha_{а.з}$ (рис. 2.34). Эти напряжения более чем в 2 раза меньше предела прочности материала образца. В связи с этим вероятность разрушения налипа незначительна, а АЗ из нормального электрокорунда засаливаются наиболее интенсивно (см. рис. 2.32).

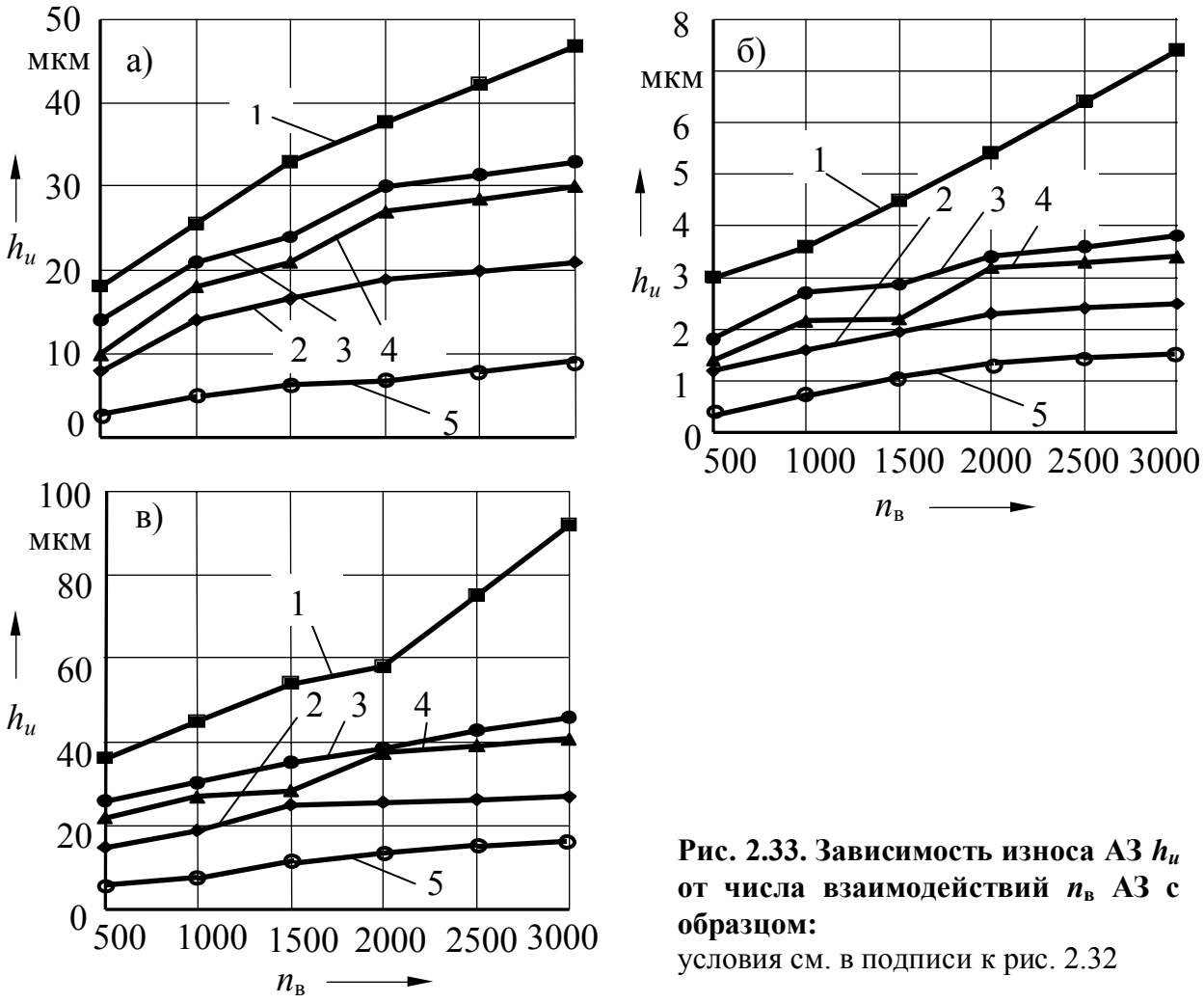


Рис. 2.33. Зависимость износа АЗ h_u от числа взаимодействий $n_в$ АЗ с образцом:
условия см. в подписи к рис. 2.32

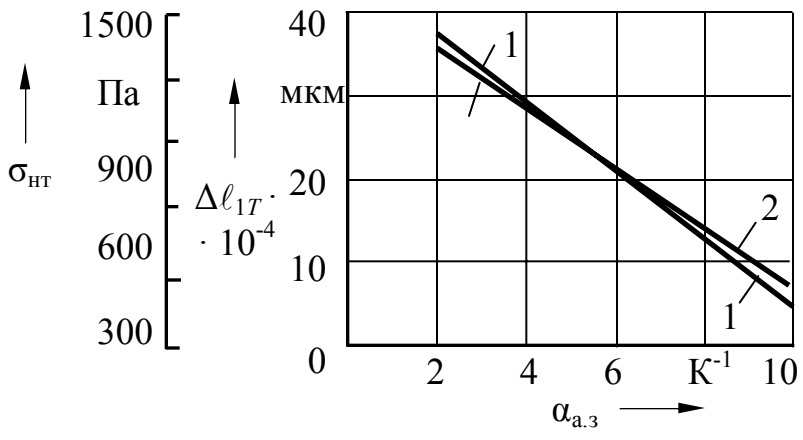


Рис. 2.34. Зависимость деформации налипа при остывании $\Delta\ell_{1T}$ (кривая 1) и напряжений $\sigma_{нт}$, являющихся следствием этой деформации (кривая 2), от коэффициента линейного расширения $\alpha_{а.з}$ материала АЗ (расчетные кривые):
материал образца – сталь 3Х3М3Ф

При $\alpha_{а.з} \leq 2 \cdot 10^{-6}$ $К^{-1}$ выполняется условие (2.22), т. е. значение остаточных напряжений $\sigma_{нт}$ превышает предел прочности на растяжение стали 3Х3М3Ф, а также большинства других сталей и сплавов, поэтому высока вероятность разрушения соединения налипа с АЗ.

Из испытанных абразивных материалов минимальное значение коэффициента расширения имеет эльбор, что является, очевидно, одной из причин менее интенсивного засаливания ШК из эльбора в сравнении с кругами из электрокорундов. Еще меньшее, чем эльбор, значение $\alpha_{а.з}$ имеет алмаз. Коэффициент линейного расширения циркониевого электрокорунда, как и коэффициент засаливания АЗ из этого материала, занимают промежуточное положение между испытанными материалами.

Таким образом, установлено, что коэффициент засаливания $К_з$ уменьшается с увеличением разницы коэффициентов линейного расширения материала заготовки и АЗ ($\alpha_н - \alpha_{а.з}$).

После пятиста взаимодействий АЗ с образцом наибольшая плотность налипов зафиксирована на микроплощадке № 3′, расположенной на плоскости симметрии площадки контакта АЗ с образцом (см. рис. 2.16). При дальнейшем увеличении номера микроплощадки (№ 4′ и 5′) плотность налипов уменьшается, о чем свидетельствует снижение коэффициента засаливания $К_з'$. На микроплощадках № 1′ и 2′, расположенных вблизи от вершины АЗ, коэффициент $К_з'$ также меньше, чем на микроплощадке № 3′ (рис. 2.35).

При $n_в$ = 2000 максимальное значение $К_з$ зафиксировано на микроплощадке № 4′ (рис. 2.36), а значит с увеличением $n_в$ наибольшая плотность налипов смещается в противоположную от вершины зерна сторону. Это подтверждает исследования Л. В. Худобина и В. А. Хрулькова, в которых было показано, что с увеличением числа контактов АЗ с заготовкой налипы перемещаются по поверхности зерен [96, 98, 101].

В результате сравнения плотности распределения налипов на площадке контакта АЗ с образцом с закономерностью распределения локальной температуры на этой площадке, рассчитанной для условий, при которых выполнены экспериментальные исследования, установлено следующее: при малом числе взаимодействий АЗ из электрокорунда нормального с образцом ($n_в$ = 500) наибольшая площадь налипов зафиксирована на микроплощадке № 3′, т. е. на расстоянии $x_з$ = 50 мкм от вершины АЗ (см. рис. 2.35, а), а на расстоянии $x_з$ = 42 … 53 мкм отмечен локальный максимум температуры T_2 режущего АЗ (см. рис. 2.15, а). Значения $x_з$, при которых зафиксирована наибольшая площадь налипов и локальный максимум температуры режущего АЗ, отличаются на 16 %.

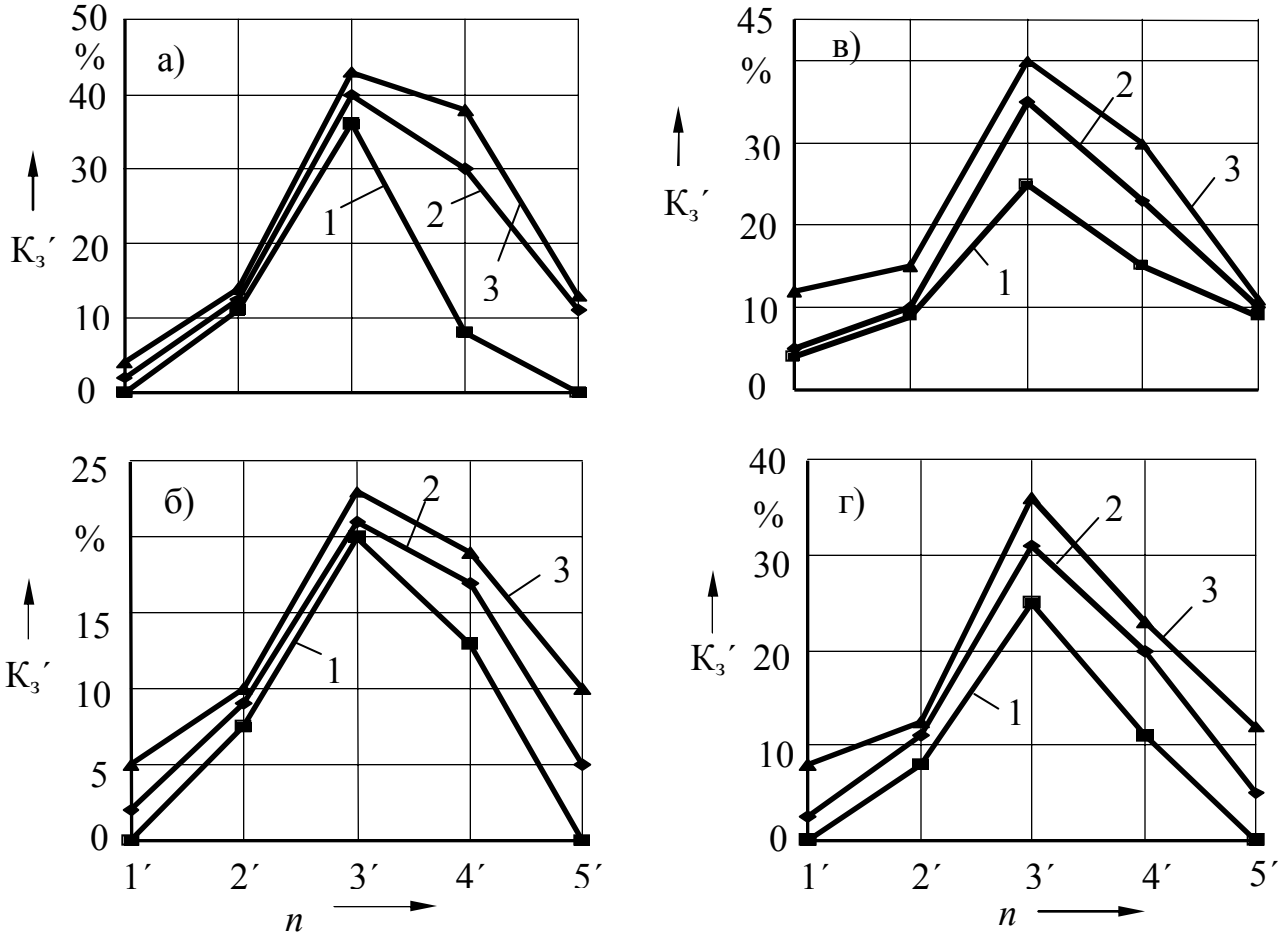


Рис. 2.35. Зависимость коэффициента засаливания $K_з'$ от номера микроплощадки n на АЗ (см. рис. 2.16):
а, б, в, г – АЗ из материалов № 1, 2, 3, 4 соответственно (табл. 2.6); 1 – a_z = 3 мкм; 2 – a_z = 6 мкм; 3 – a_z = 8 мкм; материал образца – сталь 3Х3М3Ф; $T_{об}$ = 20 °С; $n_в$ = 500

При дальнейшем увеличении $x_з$ температура, давление в контакте и плотность налипов уменьшаются. Вблизи от вершины АЗ плотность налипов также мала. Это является, по всей видимости, следствием высоких температур вблизи от вершины зерна, значительно превышающих оптимальную температуру образования соединения контактирующих материалов, которая, как следует из § 2.1, не превышает температуру плавления материала заготовки.

В большинстве точек на микроплощадке, расположенной на расстоянии $x_з$ = 80 … 100 мкм от вершины пластически деформирующего АЗ, локальная температура не достигает порогового значения (~ 1500 К) (рис. 2.13). Очевидно, по этой причине налипы металла образца на микроплощадке № 5 пластически деформирующего зерна отсутствуют (см. рис. 2.35, кривые 1). На всей площадке контакта режущего АЗ с образцом температура превышает не только пороговое значение, но и температуру плавления материала образца, а налипы материала образца обнаружены на всех микроплощадках АЗ (см. рис. 2.35, кривые

2, 3). Следовательно, полученные результаты подтверждают зависимость (2.10), выражающую условия схватывания металла заготовки и АЗ.

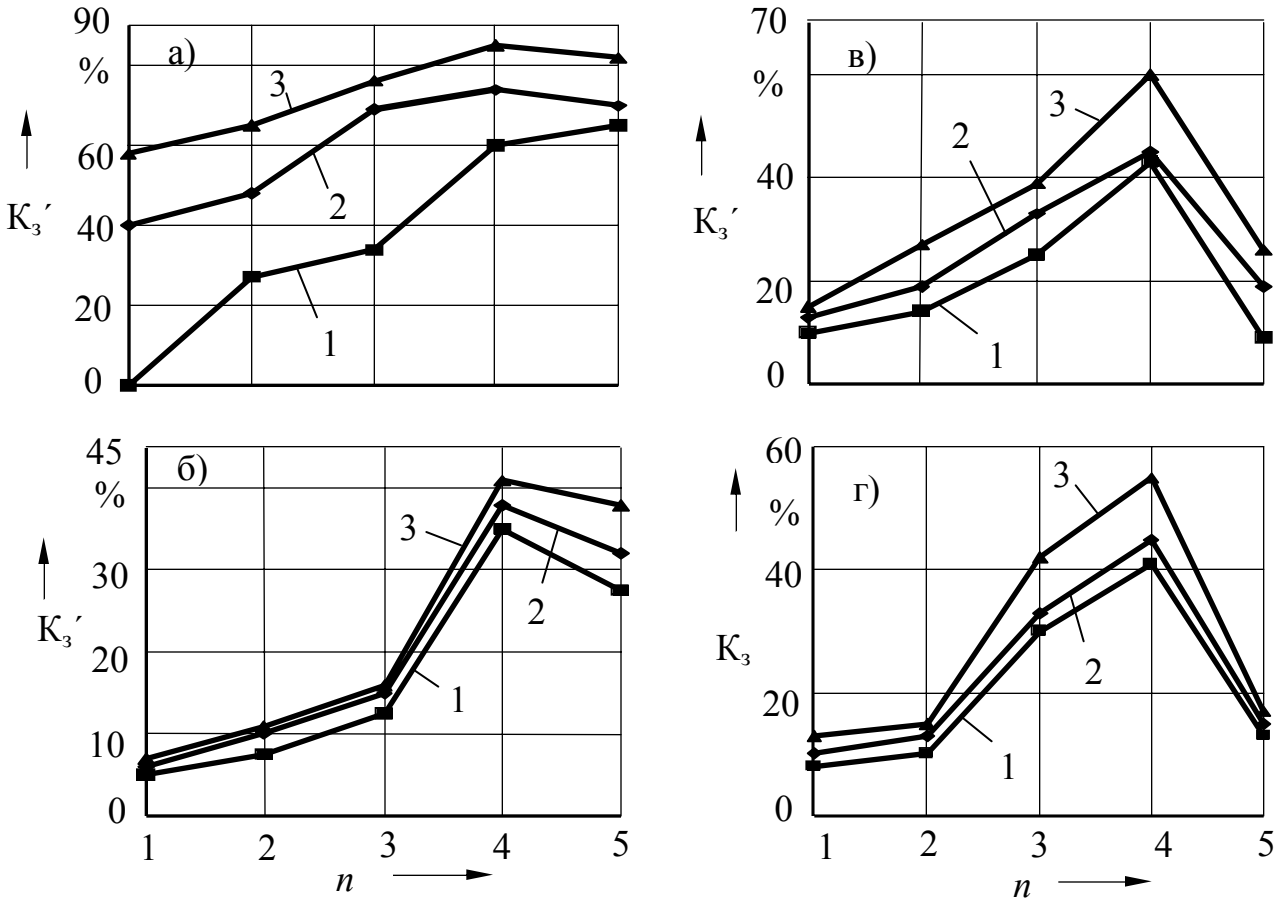


Рис. 2.36. Зависимость коэффициента засаливания $К_з'$ от номера микроплощадки n на АЗ:
$n_в$ = 2000; остальные условия см. в подписи к рис. 2.35

Плотность распределения налипов на микроплощадках, удаленных от вершины АЗ, хорошо коррелируется с закономерностями распределения температуры и давления.

В итоге, для абразивных зерен из различных материалов (см. табл. 2.6) экспериментальным путем найдены значения коэффициента засаливания и износа в зависимости от глубины микрорезания и числа взаимодействий АЗ с образцом. Установлено ранжирование АЗ из испытанных материалов по критериям, характеризующим изнашивание и засаливание зерен (табл. 2.14).

Подтверждена взаимосвязь коэффициента засаливания $К_з$ зерна и коэффициентов линейного расширения материалов заготовки и АЗ. Установлена связь плотности распределения налипов с закономерностями распределения локальной температуры и давления на площадке контакта АЗ с образцом. Подтверждена корректность зависимости (2.10), выражающей условия схватывания металла заготовки и АЗ.

2.14. Коэффициент засаливания и износ АЗ из различных материалов после 3000 взаимодействий с образцом из стали 3Х3М3Ф; a_z = 6 мкм

Абразивный материал		Коэффициент засаливания $К_з$	Износ АЗ h_u, мкм	Место, занимаемое в ряду ранжирования
номер по табл. 2.16	материал			
1	Электрокорунд нормальный	53	74	5
2	Циркониевый электрокорунд (№ 8 Saint-Cobaint, Франция)	21	25	2
3	Циркониевый электрокорунд (№ 27, УралНИИМАШ)	25	38	4
4	Циркониевый электрокорунд (№ 27, УралНИИАШ)	23	35	3
5	Эльбор ЛКВ 50	13	14	1

Исследования, представленные во второй главе, позволяют сделать следующие выводы:

- разработаны физические модели соединения материалов заготовки и абразивного зерна, взаимодействия налипа со впадиной субмикрорельефа на зерне, теплового взаимодействия контактирующих при микрорезании объектов;
- получены математические зависимости (2.16), (2.23) – (2.25) для расчета сил, способных разрушить соединение налипа с поверхностью зерна, уравнения теплообмена (2.30) – (2.33) и граничные условия контактного взаимодействия, предложена математическая зависимость (2.28) для расчета коэффициента трения в контакте засаленного зерна с заготовкой;
- получены регрессионные модели, описывающие связи износа и коэффициента засаливания режущего и пластически деформирующего зерен с параметрами, характеризующими условия и режим микрорезания, в том числе, с температурой образца и локальной температурой, а также модели, описывающие влияние коэффициента засаливания зерна и температуры образца на критическую глубину микрорезания, коэффициент навалов и составляющие силы микрорезания;
- экспериментально подтверждено соотношение (2.10), выражающее отсутствие схватывания материалов абразивного зерна и заготовки при температуре, ниже порогового значения. Ранжированы абразивные зерна из различных

материалов по критериям, характеризующим их размерный износ и засаливание, подтверждена выявленная аналитическим путем взаимосвязь интенсивности засаливания зерна, описываемая выражениями (2.21) – (2.26), с разностью коэффициентов линейного расширения материалов зерна и заготовки.

Результаты теоретико-экспериментальных исследований, представленных в данной главе, составили в совокупности научную основу для развития технологий и средств повышения и стабилизации режущей способности шлифовального круга путем предотвращения налипания материала заготовки на абразивные зерна.

ГЛАВА 3. ТЕОРЕТИКО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОСИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ ПЛАСТИЧНЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

3.1. Механизм проникновения шлама в пространство между зернами и в поры круга

В предыдущей главе рассмотрены механизмы налипания частиц материала заготовки на отдельные пластически деформирующие и режущие зерна ШК. В процессе шлифования в контакте с заготовкой одновременно находится несколько АЗ. Это обстоятельство учтено при исследовании силовой и тепловой напряженности шлифования, представленном в § 3.3, 3.4 настоящей главы.

При исследовании сил шлифования суммировали силы, действующие при диспергировании и пластическом деформировании материала заготовки единичными АЗ (см. § 3.3). При моделировании температуры шлифования также приняли, что источниками тепловыделения являются локальные взаимодействия режущих и пластически деформирующих зерен ШК с заготовкой, а температурное поле контактирующих объектов формируется как результат наложения тепловых импульсов от отдельных зерен (см. § 3.4).

Поскольку скорость движения заготовки во много раз меньше рабочей (окружной) скорости ШК (при круглом наружном и внутреннем шлифовании в 60 раз и более), то за время движения элементарного объема заготовки (например, точки B_1 на рис. 3.1) в пределах зоны контакта его с кругом (дуга BF на рис. 3.1) на этот элементарный объем воздействует несколько тепловых импульсов, являющихся результатами диспергирования и пластического оттеснения материала заготовки отдельными зернами круга. Вероятность полного совпадения (наложения) царапин, нанесенных двумя последовательно работающими АЗ, не превышает 0,1 [38]. Несравнимо более вероятным является частичное наложение царапин одна на другую в направлении, перпендикулярном к вектору рабочей скорости ШК. Например, на рис. 3.1 царапины 11 и 12 частично накладываются на ранее нанесенную царапину 10, а царапины 9 и 10 совпадают.

При исследовании силовой и тепловой напряженности процесса шлифования приняли во внимание изменение сил трения режущих и давящих АЗ круга о поверхность заготовки вследствие налипания на их поверхность частиц материала заготовки.

Как отмечено в первой главе, другой причиной засаливания рабочей поверхности ШК может явиться проникновение и удержание в пространстве между АЗ и в порах круга шлама. И хотя в подавляющем большинстве случаев потеря режущей способности ШК является следствием налипания частиц материала за-

готовки на АЗ, рассмотрим условия, при которых частица шлама может быть защемлена в пространстве между зернами, и удержаться в этом пространстве.

Очевидно, что одной из наиболее вероятных причин защемления частицы шлама 4, представленной в виде шара диаметром $d_ш$ на рис. 3.2 [12] и перемещаемой относительно заготовки абразивным зерном 2, является взаимодействие этой частицы с обрабатываемой поверхностью. При перемещении АЗ 2 и частицы шлама 4 вдоль дуги контакта круга с заготовкой (дуга BF на рис. 3.2) расстояние от точки касания частицы с обрабатываемой поверхностью заготовки (точка А на рис. 3.2) до поверхности связки уменьшается; обрабатываемая поверхность заготовки выполняет роль клина, смещающего частицу шлама в межзеренное пространство.

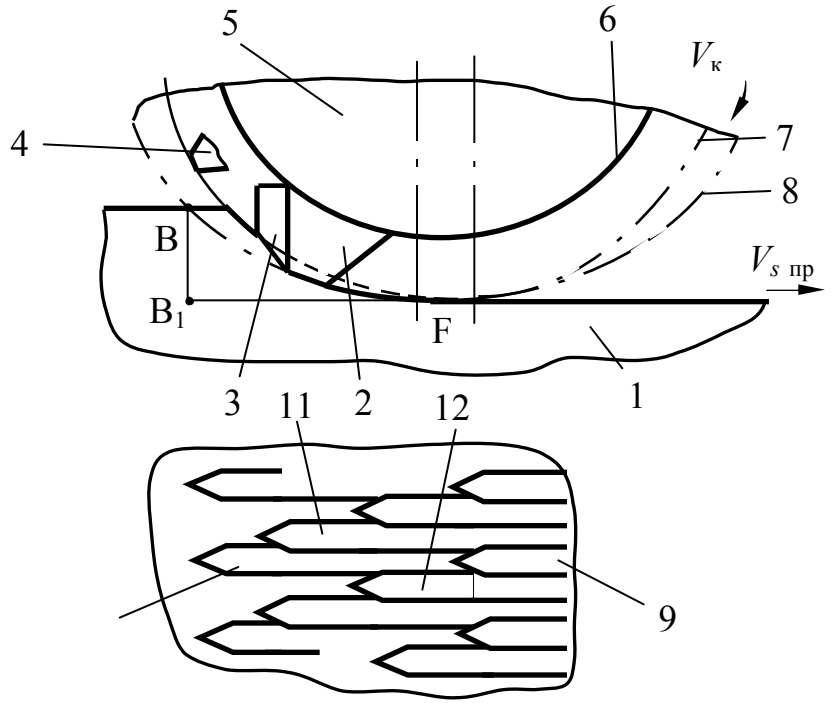


Рис. 3.1. Схема контакта АЗ шлифовального круга с заготовкой:
1 – заготовка; 2, 4 – последовательно работающие АЗ; 3 – стружка; 5 - шлифовальный круг; 6 – условная поверхность связки круга; 7, 8 – траектория движения АЗ 2 и 4 соответственно; 9 – 12 – царапины на поверхности заготовки

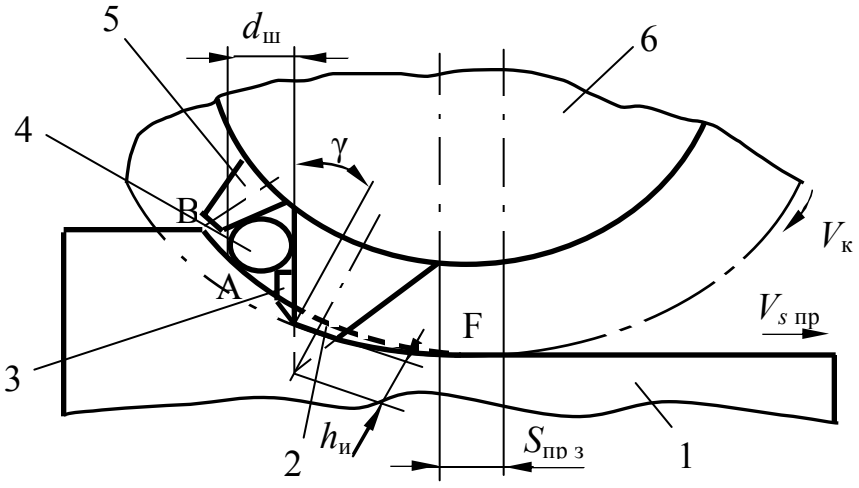


Рис. 3.2. Схема, иллюстрирующая проникновение и удержание частицы шлама в пространстве между АЗ:
1 – заготовка; 2, 5 – абразивное зерно; 3 – стружка; 4 – частица шлама; 6 – шлифовальный круг

Из рис. 3.2 и 3.3 следует, что между смежными абразивными зернами сможет быть защемлена лишь частица, размер которой превышает некоторый минимальный размер $d_{ш\,min}$

$$d_{ш\,min} = \frac{2\left(\frac{d_0}{2} + \frac{\ell_{ф1} - d_0 \cdot tg\gamma}{2 \cdot tg\gamma} - h_u - a_{z_{max}}\right)}{1 + \frac{1}{sin\gamma}}, \text{ если } \ell_{ф1} > d_0 \cdot tg\gamma; \quad (3.1)$$

$$d_{ш\,min} = \frac{2\left(\frac{d_0}{2} - h_u - a_{z_{max}}\right)}{1 + \frac{1}{sin\gamma}}, \text{ если } \ell_{ф1} \le d_0 \cdot tg\gamma. \quad (3.2)$$

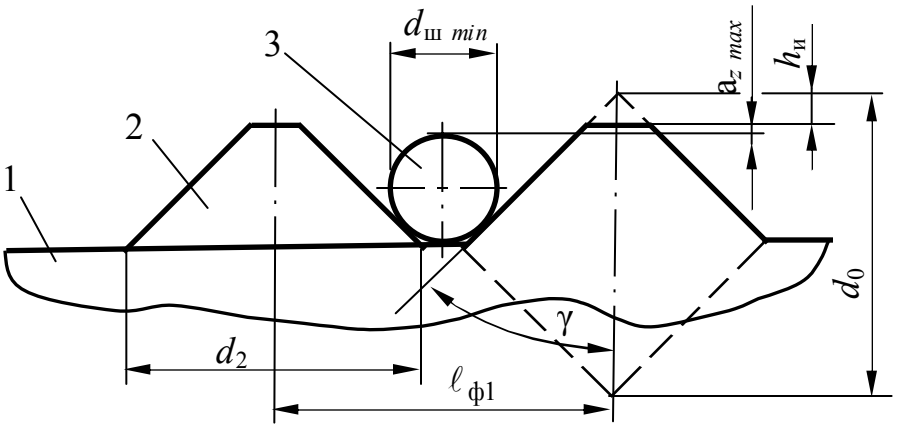


Рис. 3.3. Схема к расчету размера защемленной частицы шлама:
1 – связка; 2 – АЗ; 3 – частица шлама

В зависимостях (3.1) и (3.2) d_0 – средний размер зерна круга, м; $\ell_{ф1}$ – среднее расстояние между зернами, м; γ – 0,5 угла при вершине зерна, град.; $a_{z_{max}}$ – максимальная глубина внедрения АЗ в заготовку, м; h_u – износ зерна с учетом скалывания при правке, м.

Параметр $\ell_{ф1}$ зависит от объемного содержания зерен, связки и пор в круге. Для кругов 16 и 25-й зернистости при z_0 = 23,4 и 9,9 1/мм^2 [35, 36, 61] $\ell_{ф1}$ равно 207 и 320 мкм соответственно. Минимальное расстояние между зернами соответствует их касанию; тогда $\ell_{ф1} = d_0 \cdot tg\gamma$. В этом случае расчет $d_{ш\,min}$ производится по зависимости (3.2).

Расчетные значения $d_{ш\,min}$ получены с использованием зависимостей (3.1) и (3.2) при следующих исходных данных: $h_u = 25 \cdot 10^{-6}$ и $50 \cdot 10^{-6}$ м; $a_{z_{max}} = 5 \cdot 10^{-6}$ и $10 \cdot 10^{-6}$ м; γ = 45 и 60º [38, 59, 70].

В работе [12] приведены результаты экспериментального исследования влияния условий и режима шлифования на размер частиц шлифовального шлама $d_{ш}$ при обработке заготовок из стали ШХ15: при обработке кругами 16 и 25-й зернистости $d_{ш}$ находится в пределах 25 – 32 и 28 – 34 мкм соответственно. Сравнение этих размеров с результатами расчета $d_{ш\,min}$ свидетельствует, что защемление частиц шлама с размерами $d_{ш}$ возможно при следующих условиях: 1) круг 16-й зернистости (средний размер АЗ $d_0 = 160 \cdot 10^{-6}$ м); износ АЗ $h_u \geq 50 \cdot 10^{-6}$ м; $\gamma = 60^{\circ}$; 2) круг 25-й зернистости ($d_0 = 250 \cdot 10^{-6}$ м); $d_{ш}$ меньше $d_{ш\,min}$ при всех принятых во внимание условиях, поэтому защемление частиц шлама невозможно.

Таким образом, вероятность заполнения шламом пространства между зернами ШК увеличивается с уменьшением зернистости круга, увеличением износа АЗ, угла при его вершине и максимальной глубины внедрения АЗ в заготовку. Частица шлама, размер которой меньше $d_{ш\,min}$, может быть защемлена между смежными АЗ под действием на нее стружки; частица, размер которой не превышает размера поры, под действием стружки может в нее проникнуть (рис. 3.4).

Для выбора эффективного метода воздействия на рабочую поверхность ШК с целью удаления с нее отходов шлифования необходимо получить математические зависимости для расчета сил, способных удалить частицы шлама из пространства между смежными АЗ.

Механические характеристики шлама, основным компонентом которого является материал шлифуемой заготовки [12], считаем равными соответствующим характеристикам этого материала. Полагаем, что рассмотрение свойств частиц шлама, имеющего размеры до нескольких десятков микрометров, следует вести на макроскопическом уровне и считать справедливым закон Гука механики сплошных сред. Деформацией АЗ, микротвердость которого значительно превосходит микротвердость заготовки, пренебрегаем.

Чтобы частица шлама преодолела силы упругости и переместилась после касания с зернами в точках А и А' на величину y (рис. 3.5), к ней необходимо приложить силу P_y^c, равную удвоенной составляющей P полной реакции R со стороны АЗ, т. е. $P_y^c = 2P$. Составляющие P и W реакции R со стороны зерна связаны зависимостью

$$P = W \cdot tg(\gamma + \varphi), \tag{3.3}$$

где γ – половина угла при вершине АЗ, град.; φ – угол трения частицы шлама по зерну, град.

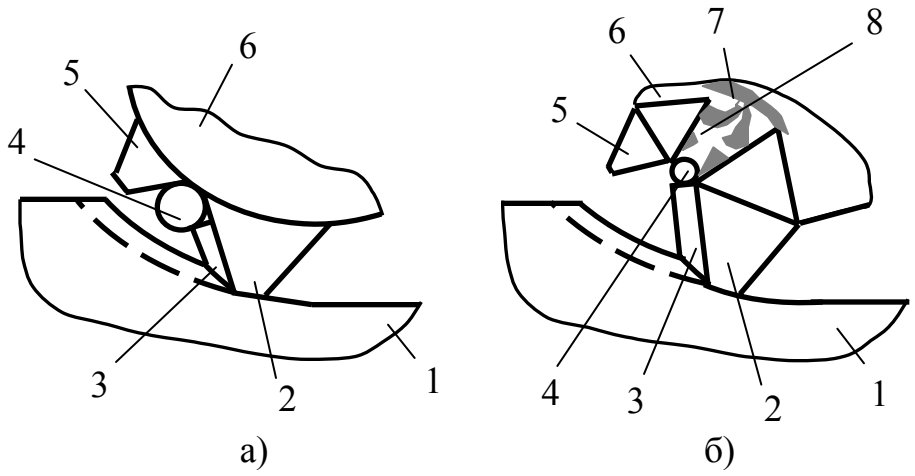


Рис. 3.4. Схемы, иллюстрирующие проникновение и удержание частиц шлама в пространстве между АЗ (а) и в поры круга (б):

1 – заготовка; 2, 5 – абразивное зерно; 3 – стружка; 4 – частица шлама; 6 – шлифовальный круг; 7 – мостик связки; 8 – пора круга

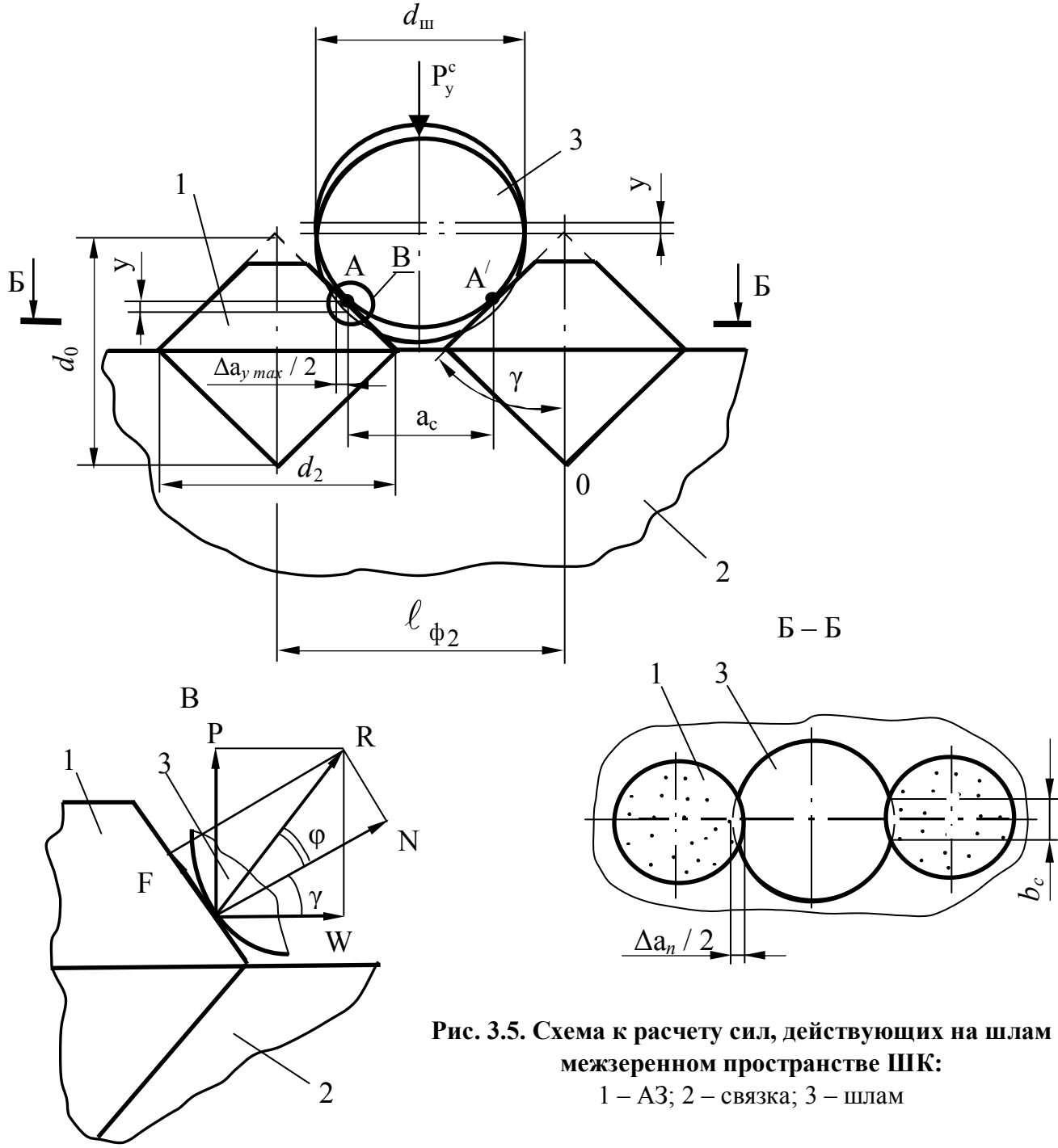


Рис. 3.5. Схема к расчету сил, действующих на шлам в межзеренном пространстве ШК:

1 – АЗ; 2 – связка; 3 – шлам

Средние критические силы, вызывающие разрушение зерна или связки, можно рассчитать по следующим формулам [62]:

$$P_{з_{max}} = \sqrt{\frac{2 \cdot Э_з \cdot E_з}{d_з}} \cdot \frac{\pi \cdot d_з^2}{4}; \qquad (3.4)$$

$$P_{с_{max}} = \sqrt{\frac{2 \cdot Э_с \cdot E_с}{d_з}} \cdot S_с,$$

где $Э_з$ и $Э_с$ – поверхностная энергия материала зерна и связки соответственно, Дж / м^2; $E_з$ и $E_с$ – модуль упругости материала зерна и связки, Па; $d_з$ – диаметр зерна, м; $S_с$ – площадь поперечного сечения мостика связки, м^2.

Для электрокорунда $E_з = 3{,}64 \cdot 10^{11}$ Па; $Э_з = 72{,}9$ Дж / м^2; для АЗ 16, 25 и 40-ой зернистости $d_з$ равен 0,19; 0,28 и 0,45 мм [62], а $P_{з_{max}}$ – 15,0; 26,8 и 54,5 Н соответственно.

Максимальное значение составляющей W реакции R можно определить по зависимости

$$W_m = \frac{P_{y_m}^c}{2 \cdot tg(\gamma + \varphi)}, \qquad (3.5)$$

где $P_{y_m}^c$ – максимальная сила, действующая на частицу шлама, Н, и равная максимальному из значений сил $P_{з\,max}$ и $P_{с\,max}$.

Составляющая W деформирует часть объема шлама и вызывает перемещение зерен за счет упругой деформации связки.

Определим условия, при которых частица шлама способна удержаться в межзеренном пространстве за счет механических сил.

На элементарный объем шлама, прилегающий к поверхности АЗ, действуют (рис. 3.6): сила W_m со стороны шлама, связанная с упругими свойствами материала последнего; нормальная реакция со стороны зерна N_1 и их равнодействующая F_1, направленная вдоль поверхности контакта шлама с зерном. Частица шлама будет находиться в равновесии, если сила F_1 не превысит силу трения $F_{тр}$, т. е. когда $F_1 \le F_{тр}$. Но $F_1 = N_1 \cdot tg\,\gamma$, $F_{тр} = N_1 \cdot tg\,\varphi$; следовательно, условие равновесия примет вид: $\gamma \le \varphi$. При среднем коэффициенте трения электрокорунда по стали $\mu_0 = 0{,}3$ угол γ должен находиться в пределах $\gamma \le 16°$.

По данным ряда исследователей угол γ находится в пределах 45 … 80° [38, 59, 61, 93], поэтому, на первый взгляд, в действительности вероятность удержания шлама за счет механических сил невелика; однако шлам может удержаться между зернами со средневероятными углами γ, если АЗ ориентированы таким образом, что ось их симметрии отклоняется от нормали к рабочей поверхности на угол γ_2 (рис. 3.7), при котором угол γ_3 между гранью АЗ и нор-

малью к рабочей поверхности круга $\gamma_3 \le \varphi$. В последнем случае шлам будет находиться в равновесии в случае отсутствия внешних сил, если $\gamma - \gamma_2 \le \varphi$, или $\gamma \le \varphi + \gamma_2$.

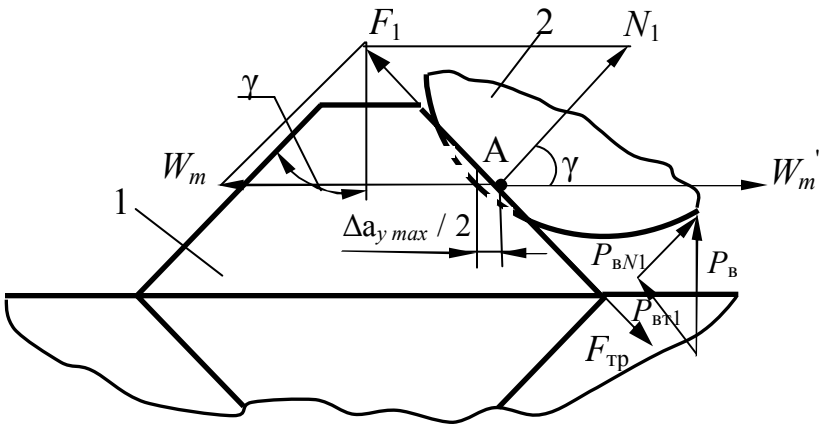


Рис. 3.6. Схема к расчету сил, действующих на частицу шлама:
1 – АЗ; 2 – шлам

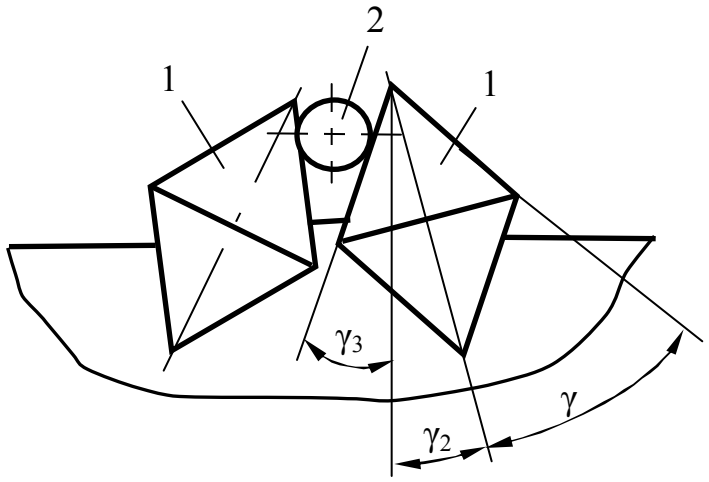


Рис. 3.7. Схема размещения шлама в пространстве между зернами:
1 – АЗ, 2 – шлам

Для расчета P_y^c получена зависимость

$$P_y^c = \frac{E_{ш} \cdot \Delta a_y \cdot P_{ym}^c}{a_c \cdot HB} \cdot tg(\gamma + \varphi), \qquad (3.6)$$

где *HB* – твердость шлама, Па.

Максимальная деформация частицы шлама

$$\Delta a_{y_m} = \frac{2 \cdot P_{y_m}^c}{\pi \cdot E_{ш} \cdot \Delta a_n \cdot sin\gamma \cdot tg(\gamma + \varphi)}. \qquad (3.7)$$

Чтобы удалить из пространства между зернами частицу шлама, получившую деформацию Δa_{y_m}, к ней следует приложить внешнюю нагрузку $P_в$, составляющая которой $P_{вт} = P_в \cdot cos\,\gamma$ превышает разность сил $F_{тр}$ и F_1, т. е. условие удаления частицы примет вид:

$$P_в \cdot cos\,\gamma \ge F_{тр} - F_1.$$

Выразив $F_{тр}$ и F_1 через N_1, а последнюю – через W, получим зависимость

$$P_в \geq W_m \cdot (tg\varphi - tg\gamma). \quad (3.8)$$

Если последнее условие не выполняется, то частица, получившая деформацию Δa_{y_m}, удалена не будет.

Очевидно, что не все частицы шлама получат максимальную деформацию. В силу различных причин, в частности рассеивания размера $d_ш$ частиц, деформация будет находиться в пределах $0 \leq \Delta a_y \leq \Delta a_{y_m}$.

Под действием силы $P_в$ будут удалены частицы, деформация которых равна:

$$\Delta a_в = \frac{2 \cdot P_в}{\pi \cdot E_ш \cdot \Delta a_n \cdot sin\gamma \cdot tg(\gamma + \varphi)}. \quad (3.9)$$

Количество частиц шлама (в процентах), удаляемых под действием внешней силы $P_в$:

$$П_c = \frac{\Delta a_в}{\Delta a_{y_m}} \cdot 100, \quad (3.10)$$

или, принимая во внимание зависимости (3.9) и (3.7),

$$П_c = \frac{P_в}{P^c_{y_m}} \cdot 100 \ . \quad (3.11)$$

Рассчитаем в качестве примера силы, действующие на частицу шлифовального шлама размером $d_ш = 25 \cdot 10^{-6}$ м, защемленную между двумя АЗ из электрокорунда белого 16-й зернистости, если ШК диаметром $D_к = 0{,}25$ м вращается с угловой скоростью $\omega_к = 140$ 1/с; угол при вершине зерна $2\gamma = 90^º$; угол между осью симметрии зерна и нормалью к рабочей поверхности круга $\gamma_2 = 35^º$; угол трения частицы шлама по электрокорунду $\varphi = 20^º$; плотность материала шлама (состоящего на 80 – 98 % по массе из материала шлифуемой заготовки [12]) $\rho_1 = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3.

Условие $\gamma < \varphi + \gamma_3$ выполняется, следовательно, частица шлама может сохранить равновесие при отсутствии внешних сил.

Центробежная сила, действующая на частицу, $F_ц = 62 \cdot 10^{-10}$ Н.

Условие $P_в = F_ц \geq W_m \cdot (tg\varphi - tg\gamma_3)$ не выполняется, а процент частиц шлама, удаляемых за счет центробежной силы $F_ц$, составит

$$П_c = \frac{F_ц}{P^c_{ym}} \cdot 100; \quad П_c = 4 \cdot 10^{-8} \ \%.$$

Следовательно, число частиц шлама, удаляемых под действием центробежной силы, ничтожно мало.

Таким образом, разработана физическая модель проникновения и удержания частиц шлама в пространстве между смежными АЗ. Получены математические зависимости для расчета сил, необходимых для удаления частицы из этого пространства. Это позволит в перспективе обосновать пути и средства снижения интенсивности засаливания кругов (глава 5).

В следующем параграфе будут рассмотрены вопросы влияния отходов шлифования на размещение стружки в пространстве между зернами круга и его режущую способность.

3.2. Влияние отходов шлифования, находящихся в межзеренном пространстве шлифовального круга, на его режущую способность

В параграфах 1.1 и 2.5 установлено, что под действием напряжений, возникающих при взаимодействии АЗ, несущего налипы металла, с заготовкой, налипы изменяют форму, перемещаются относительно поверхности зерна и попадают в пространство между зернами. Туда же попадают отдельные стружки и шлам (см. § 3.1). В результате это пространство уменьшается, что затрудняет размещение стружек, удаляемых режущими АЗ (см. рис. 3.2, 3.4). Для расчета массы частиц металла заготовки, налипших на АЗ, можно воспользоваться зависимостью [65].

В соответствии с представлениями о механизме стружкообразования [38, 47, 51, 93] стружка, удаляемая режущим АЗ, скользит по его «передней» поверхности, вступает в контакт с поверхностью связки или отходами шлифования (см. рис. 3.4) и, деформируясь, заполняет пространство между обрабатываемой поверхностью заготовки, связкой и смежными АЗ. В результате деформации стружка приобретает форму изогнутых лент (нитей) или пустотелых шариков [38, 93]. Деформация стружки облегчается вследствие ее нагрева до температур, близких к температуре плавления материала заготовки (см. § 4.3). Ясно, что если суммарный объем стружки и отходов шлифования, находящихся в пространстве между смежными АЗ, превысит объем этого пространства, то дальнейшее удаление стружки станет невозможным.

Чтобы получить математическую зависимость, позволяющую определить условия и режим шлифования, при которых возможно размещение стружки в пространстве между зернами, связкой и обрабатываемой поверхностью заготовки с учетом отходов шлифования, находящихся в этом пространстве, достаточно решить двумерную («плоскую») задачу, рассмотрев площади контактирующих объектов в произвольном сечении, перпендикулярном оси ШК. Условие размещения стружки в этом случае равнозначно условию, при котором в

любом сечении площадь стружки $F_{мз}$, удаляемой одним режущим АЗ, не превышает площадь пространства, ограниченного связкой, обрабатываемой поверхностью заготовки и двумя смежными АЗ, расположенными в этом сечении (рис. 3.8), т. е. $F_{мз} \le F_{кр}$.

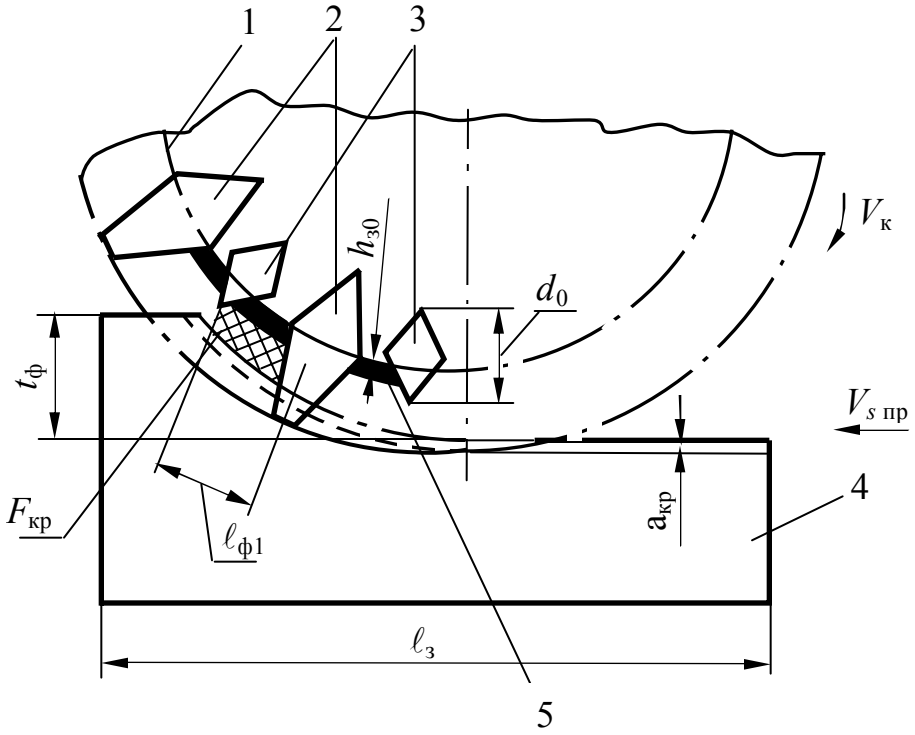


Рис. 3.8. Схема к расчету условия размещения стружки:
1 – условная поверхность связки; 2 – режущие АЗ; 3 – зерна, осуществляющие упругую (пластическую) деформацию; 4 – заготовка; 5 – отходы шлифования

Поскольку площадь стружки, срезаемой зерном круга, помимо прочих факторов, зависит от режима шлифования, то его элементы следует учесть при моделировании процесса; при определении площади $F_{кр}$ необходимо учесть случайный характер расположения зерен и их размеры, глубину внедрения их в заготовку и площадь, занимаемую отходами шлифования. Каждое зерно, представленное в виде усеченного конуса, будет выглядеть на «плоской схеме» в виде ромба, одна из диагоналей которого параллельна касательной к рабочей поверхности ШК.

Исследовали плоское многопроходное шлифование периферией круга и круглое наружное врезное шлифование. Для плоского шлифования с поперечной подачей расчеты выполнили для сечения круга, в котором расположены АЗ, снимающие с заготовки основную часть припуска. При плоском шлифовании без поперечной подачи расчеты справедливы для любого сечения круга, контактирующего с заготовкой.

Выразим $F_{мз}$ через элементы режима шлифования.

Для схемы плоского шлифования, в сечении, перпендикулярном оси вращения круга, площадь слоя металла, удаляемого с заготовки за один оборот ШК:

$$F_{\text{м об}} = \frac{t_{\text{ф}} \cdot V_{s\,\text{пр}}}{n_{\text{к}}},$$

где $V_{s\,\text{пр}}$ – скорость продольной подачи, м/мин; $n_{\text{к}}$ – частота вращения ШК, мин$^{-1}$; $t_{\text{ф}}$ – припуск фактический, м.

Площадь объема металла, удаляемого одним режущим АЗ:

$$F_{\text{мз}} = \frac{F_{\text{м об}}}{N_p},$$

где N_p – число режущих АЗ, расположенных на рабочей поверхности круга в данном сечении.

$N_p = \dfrac{\pi \cdot D_{\text{к}}}{\ell_{\text{ф}}}$, где $\ell_{\text{ф}}$ – среднее расстояние между режущими АЗ.

Расстояние $\ell_{\text{ф}}$ можно определить, зная средневероятное число активных зерен на единице поверхности z_p [69].

$$\ell_{\text{ф}} = \sqrt{\frac{1}{z_p}} = \frac{1}{\sqrt{z_p}}.$$

Следовательно,

$$F_{\text{мз}} = \frac{t_{\text{ф}} \cdot V_{s\,\text{пр}}}{\pi \cdot D_{\text{к}} \cdot n_{\text{к}} \cdot \sqrt{z_p}}. \qquad (3.12)$$

При расчете $F_{кр}$ считаем, что условная наружная поверхность круга располагается на расстоянии $K\ d_0$ от средней линии профиля связки (условной поверхности связки) [1, 34].

Тогда

$$F_{\text{кр}} = \ell_{\text{ф1}} \cdot (K \cdot d_0 - h_{u\text{рср}} - a_m) - F_{\text{з}} - F_{\text{отх}}, \qquad (3.13)$$

где $h_{u\text{рср}}$ – средний износ режущих зерен, м; $F_{\text{з}}$ – площадь проекции АЗ в рассматриваемом сечении, м^2; d_0 – средневероятный размер зерна, м; a_m – глубина внедрения АЗ в заготовку, м; $F_{\text{отх}}$ – площадь отходов шлифования в пространстве между двумя смежными зернами круга, м^2; K – коэффициент [1, 34]; $\ell_{\text{ф1}}$ – расстояние между двумя смежными зернами, м [57]:

На основе зависимостей для расчета $F_{\text{з}}$ и $F_{\text{отх}}$ (не приводятся) и преобразования зависимости (3.13) получим:

$$F_{\text{кр}} = \ell_{\text{ф1}} \cdot \left(K \cdot d_0 - h_{u\text{рср}} - a_m - h_{\text{зо}}\right) - \frac{(d_0 \cdot (1-\varepsilon) - h_{\text{зо}})^2 - (h_u + a_m)^2}{tg(90^\circ - \gamma)},$$

где $h_{зо}$ – средняя высота слоя отходов на рабочей поверхности ШК, м; ε – относительная глубина "заделки" АЗ в связке.

Стружка может разместиться в пространстве между зернами, связкой и обрабатываемой поверхностью заготовки, если выполняется условие:

$$\frac{t_ф \cdot V_{s\,пр}}{\pi \cdot D_к \cdot n_к \cdot \sqrt{z_p}} \le \ell_{ф1} \cdot \left(K \cdot d_0 - h_{иср} - h_{зо}\right) - \frac{(d_0 \cdot (1-\varepsilon) - h_{зо})^2 - (h_u + a_m)^2}{tg(90^\circ - \gamma)}. \quad (3.14)$$

Уравнение (3.14) можно использовать для разработки ограничений, диктуемых условием размещения стружки в пространстве между зернами круга, при назначении режима шлифования.

Техническое ограничение для плоского шлифования периферией круга запишем в следующем виде:

$$t_ф \cdot V_{s\,пр} \le \pi \cdot D_к \cdot n_к \cdot \sqrt{z_p} \cdot \left(\ell_{ф1} \cdot \left(K \cdot d_0 - h_{иср} - h_{зо}\right) - \frac{(d_0 \cdot (1-\varepsilon) - h_{зо})^2 - (h_u + a_m)^2}{tg(90^\circ - \gamma)} \right). \quad (3.15)$$

При круглом наружном врезном шлифовании площадь материала, удаляемого с заготовки за один оборот ШК:

$$F_{м\,об} = \frac{\pi \cdot V_s \cdot (D_з + D_д)}{2 \cdot n_к},$$

где V_s – скорость врезной подачи, м/мин; $D_з$ и $D_д$ – диаметр заготовки и детали соответственно, м.

Площадь металла заготовки, удаляемого одним режущим АЗ:

$$F_{мз} = \frac{V_s \cdot (D_з + D_д) \cdot \ell_ф}{2 \cdot D_к \cdot n_к}.$$

Техническое ограничение, выражающее условие размещения в межзеренном пространстве стружки, образующейся при круглом наружном врезном шлифовании:

$$\frac{V_s}{n_к} \le \frac{2 \cdot D_к \cdot \left(\ell_{ф1} \cdot \left(K \cdot d_0 - h_{иср} - h_{зо}\right) - \frac{(d_0 \cdot (1-\varepsilon) - h_{зо})^2 - (h_u + a_m)^2}{tg(90^\circ - \gamma)} \right)}{\ell_ф \cdot (D_з - D_д)}. \quad (3.16)$$

При увеличении массы (объема) отходов на рабочей поверхности круга количество режущих зерен уменьшится. Причиной является увеличение глубины $a_{кр}$, при превышении которой зерно начинает резать (см. § 2.5), а также то обстоятельство, что часть режущих зерен покрывается отходами шлифования.

Определим максимальную величину $h_{зо}$, при которой обеспечится режущая способность круга.

Режущая способность засаленного ШК будет сохранена, если в любом сечении, перпендикулярном оси круга, выполняется условие:

$$F_{м\,max} \geq F_{м\,об}, \tag{3.17}$$

где $F_{м\,max}$ – площадь объема материала заготовки, который способны удалить все режущие АЗ, расположенные в рассматриваемом сечении, за один оборот круга, м^2:

$$F_{м\,max} = F_{мз_{max}} \cdot N_{p_{max}}, \tag{3.18}$$

где $F_{мз_{max}}$ – максимально возможная площадь объема материала, удаляемого одним режущим АЗ, м^2; $N_{p_{max}}$ – максимальное число режущих АЗ в рассматриваемом сечении.

Режущими являются зерна, расположенные на расстоянии y от условной наружной поверхности круга, причем

$$0 \leq y \leq h_u + a_з,$$

где $a_з$ – подача на одно режущее зерно, м.

Расстояние между режущими АЗ:

$$\ell_ф = \frac{1}{\sqrt{Z(y)}} \quad \text{или} \quad \ell_ф = \frac{1}{\sqrt{Z(a_з + h_u)}},$$

где $Z(a_з + h_u)$ – число зерен, расположенных на единичной площадке рабочей поверхности ШК на расстоянии $y = (a_з + h_u)$ от вершины наиболее выступающего зерна (условной наружной поверхности круга), которое можно определить по зависимости, предложенной А. В. Королевым [34]:

$$Z(y) = z_0 \cdot F(y) \quad \text{или} \quad Z(a_з + h_u) = z_0 \cdot F(a_з + h_u),$$

где z_0 – число зерен на единичной площадке, находящейся на рабочей поверхности круга, 1/м^2; $F(y) = F(a_з + h_u)$ – функция распределения вершин зерен, которую можно аппроксимировать, в частности, степенной зависимостью [34]:

$$F(y) = C_{к1} \cdot \left(\frac{y}{d_0}\right)^{\alpha}, \tag{3.19}$$

где d_0 – средневероятный размер зерна, м.

При расчете $F_{\text{м}\,max}$ следует учитывать, что максимально возможная глубина внедрения АЗ в заготовку составляет

$$a_{m\,max} = d_0 - \Delta - h_u - h_{\text{зо}};$$

следовательно, максимально возможная подача на одно режущее АЗ

$$a_{\text{з}\,max} = a_{m\,max} - \text{а}_{\text{кр}},$$

или

$$a_{\text{з}\,max} = d_0 - \left(\Delta + h_u + h_{\text{зо}} + \text{а}_{\text{кр}}\right).$$

Тогда максимальное число режущих АЗ:

$$N_{p\,max} = \pi \cdot D_{\text{к}} \cdot \sqrt{z_0 \cdot F(d_0 - \Delta - h_{\text{зо}} - \text{а}_{\text{кр}})}. \qquad (3.20)$$

Как видим, при увеличении $h_{\text{зо}}$ и $\text{а}_{\text{кр}}$, по мере накопления массы отходов на рабочей поверхности круга, уменьшится максимально возможное количество режущих АЗ $N_{p\,max}$, а следовательно, площадь $F_{\text{м}\,max}$.

Максимальную площадь объема материала, удаляемого одним режущим АЗ, определим по формуле:

$$F_{\text{мз}\,max} = a_{31_{max}} \cdot \ell_{\text{к}},$$

где $a_{31_{max}}$ – максимальная толщина слоя материала, удаляемого АЗ, м; $\ell_{\text{к}}$ – длина дуги контакта круга с заготовкой, м.

Параметры $a_{31\,max}$ и $a_{m\,max}$ связаны зависимостью

$$a_{31\,max} = a_{m\,max} \cdot (1 - \varepsilon_{\text{н}}),$$

$$\text{или} \quad a_{31\,max} = (d_0 - \Delta - h_u - h_{\text{зо}}) \cdot (1 - \varepsilon_{\text{н}}). \qquad (3.21)$$

$$F_{\text{мз}\,max} = (d_0 - \Delta - h_u - h_{\text{зо}}) \cdot (1 - \varepsilon_{\text{н}}) \cdot \sqrt{t_{\text{ф}} \cdot D_{\text{к}}}.$$

Условие (3.17) примет вид:

$$\pi \cdot (d_0 - \Delta - h_u - h_{\text{зо}}) \cdot (1 - \varepsilon_{\text{н}}) \cdot \sqrt{t_{\text{ф}} \cdot D_{\text{к}}^{\,3} \cdot z_0 \cdot F(d_0 - \Delta - h_{\text{зо}} - \text{а}_{\text{кр}})} \geq \frac{t_{\text{ф}} \cdot V_{s\,\text{пр}}}{n_{\text{к}}}. \qquad (3.22)$$

Уравнение (3.22) можно использовать для выработки ограничений, диктуемых условием обеспечения заданной производительности обработки.

Для плоского шлифования ограничение примет вид:

$$\frac{t_{\text{ф}}^{\frac{1}{2}} \cdot V_{s\,\text{пр}}}{n_{\text{к}}} \leq \pi \cdot (d_0 - \Delta - h_u - h_{\text{зо}}) \cdot (1 - \varepsilon_{\text{н}}) \cdot \sqrt{D_{\text{к}}^{\,3} \cdot z_0 \cdot F(d_0 - \Delta - h_{\text{зо}} - \text{а}_{\text{кр}})}. \qquad (3.23)$$

При круглом наружном врезном шлифовании $t_{ф} = V_s / n_з$, а $V_з$ эквивалентна $V_{s\,пр}$, где $n_з$ и $V_з$ – частота вращения и окружная скорость заготовки (мин$^{-1}$ и м/мин).

Условие обеспечения заданной производительности для этого метода шлифования можно представить в виде:

$$\frac{V_s^{\frac{1}{2}} \cdot \pi \cdot D_з \cdot n_з^{\frac{1}{2}}}{n_к} \le \pi \cdot (d_0 - \Delta - h_u - h_{з0}) \cdot (1 - \varepsilon_н) \cdot \sqrt{D_к^{\,3} \cdot z_0 \cdot F(d_0 - \Delta - h_{з0} - a_{кр})}. \quad (3.24)$$

С увеличением массы (объема) отходов на рабочей поверхности ШК его режущая способность и производительность обработки снижаются.

Математические зависимости (3.15), (3.16), (3.23) и (3.24), выражающие условие обеспечения заданной режущей способности шлифовального круга, будут использованы в дальнейшем при назначении режима шлифования заготовок из пластичных материалов.

3.3. Силы шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов

3.3.1. Математическая модель сил шлифования

Представим силы шлифования P_y и P_z в виде суммы соответствующих составляющих от всех зерен, контактирующих с заготовкой (аналогичный подход использовал В. В. Ефимов [19]).

В дополнение к известным на сегодняшний день аналитическим исследованиям сил шлифования примем во внимание следующее:

1) Максимальная глубина внедрения АЗ в материал заготовки a_m изменяется по длине дуги контакта круга с заготовкой, т. е. является функцией расстояния ℓ по длине дуги: $a_m = f(\ell)$;

2) параметр a_m увеличивается вследствие образования навалов по краям шлифовочных рисок; это обстоятельство особенно важно учесть при обработке заготовок из пластичных материалов, характеризующихся большими значениями $\varepsilon_н$.

Зависимости для определения сил шлифования представим в следующем виде [19]:

$$P_y = P_{y\text{р}} + P_{y\text{д}}; \quad (3.25)$$

$$P_z = P_{z\text{р}} + P_{z\text{д}}, \quad (3.26)$$

где $P_{y\text{р}}$ и $P_{z\text{р}}$, $P_{y\text{д}}$ и $P_{z\text{д}}$ – составляющие силы соответственно от режущих и пластически деформирующих зерен, Н [19].

Каждая из составляющих сил $P_{y\text{р}}$, $P_{z\text{р}}$ и $P_{y\text{д}}$, $P_{z\text{д}}$ имеет по два слагаемых, например:

$$P_{y\text{р}} = P_{y\text{р}1} + P_{y\text{р}2}, \tag{3.27}$$

где $P_{y\text{р}1}$ – радиальная составляющая сила от режущих АЗ, связанная с диспергированием материала заготовки, Н; $P_{y\text{р}2}$ – сила трения этих зерен о заготовку, Н.

Допуская, что при небольших глубинах внедрения зерен круга в материал заготовки число АЗ, диспергирующих материал заготовки, увеличивается линейно с увеличением глубины залегания зерен y (рис. 3.9), зависимость для расчета числа зерен n_p , контактирующих с заготовкой на глубине y, можно представить в следующем виде:

$$n_p = n_{\text{зк}} \cdot c_{\text{к}} \cdot y,$$

где $n_{\text{зк}}$ – число зерен на поверхности круга, ограниченной размерами контактной зоны; $c_{\text{к}}$ – коэффициент.

Учитывая увеличение глубины внедрения АЗ в материал заготовки $a_{зт}$ за счет навалов и ее зависимость от ℓ, режущими является зерна, расположенные на расстоянии y от условной наружной поверхности круга:

$$0 \le y \le h_u + a_{зт}(\ell)(1+\varepsilon_{\text{н}}).$$

Учесть зависимость $a_{зт}$ от ℓ можно, если при суммировании составляющих силы микрорезания единичными зернами использовать кратное интегрирование.

В частности:

$$P_{y\text{р}1} = \int_0^{\ell_{\text{к}}} \left[\int_0^{h_u + a_{зт}(\ell)(1+\varepsilon_{\text{н}})} P_{y\text{р}i} \cdot n_{\text{зк}1} \cdot c_{\text{к}} \cdot dy \right] d\ell; \tag{3.28}$$

$$P_{y\text{р}i} = \tau_s \cdot a_{i\text{р}} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{з0} \cdot (a_{i\text{р}} + h_{u\text{р ср}})} \cdot K_y, \tag{3.29}$$

где $P_{y\text{р}i}$ – сила микрорезания i-ым единичным зерном, Н; $\ell_{\text{к}}$ – длина контакта зерна с заготовкой, м; h_u – суммарная величина скалывания зерен при правке и размерного износа ШК, м; $a_{зт}(\ell)$ – функция, описывающая изменение глубины внедрения АЗ в материал заготовки по длине контакта, м; $n_{\text{зк}1}$ – число зерен на поверхности круга в сечении его плоскостью, параллельной оси круга, 1/м; ($n_{\text{зк}1} = z_0 \cdot H$, где H – высота круга, м); $a_{i\text{р}}$ – глубина внедрения в заготовку i-го режущего зерна, м; $\rho_{з0}$ – начальный радиус окружности, описанной около граней вершины режущей кромки зерна, м; $h_{u\text{р ср}}$ – средний износ зерен, осуществляющих микрорезание, м; K_y – коэффициент [19].

Для схемы плоского шлифования (рис. 3.10) максимальная глубина внедрения зерна в заготовку

$$a_{3m\,max} = BC = S_{\text{прз}} \cdot \sin\alpha_{max}; \tag{3.30}$$

$$S_{\text{пр}_3} = \frac{V_{s\,\text{пр}} \cdot \ell_m}{\pi \cdot D_{\text{к}} \cdot n_{\text{к}}}, \tag{3.31}$$

где ℓ_m – среднее расстояние между режущими зернами на расстоянии ($h_u + a_{3m\,max}/2$) от вершины наиболее выступающего АЗ, м.

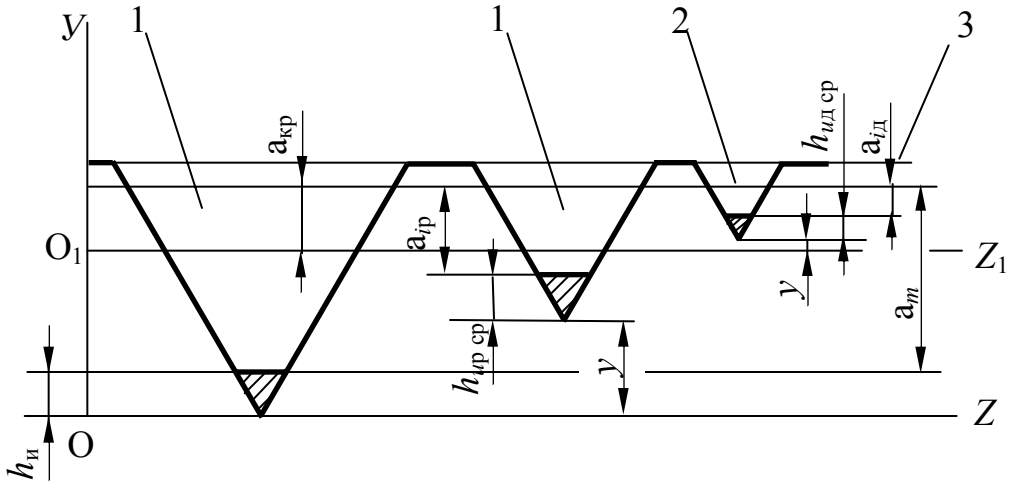


Рис. 3.9. Схема расположения абразивных зерен круга:
1 – режущие АЗ; 2 – пластически деформирующее АЗ; 3 – условная поверхность связки круга

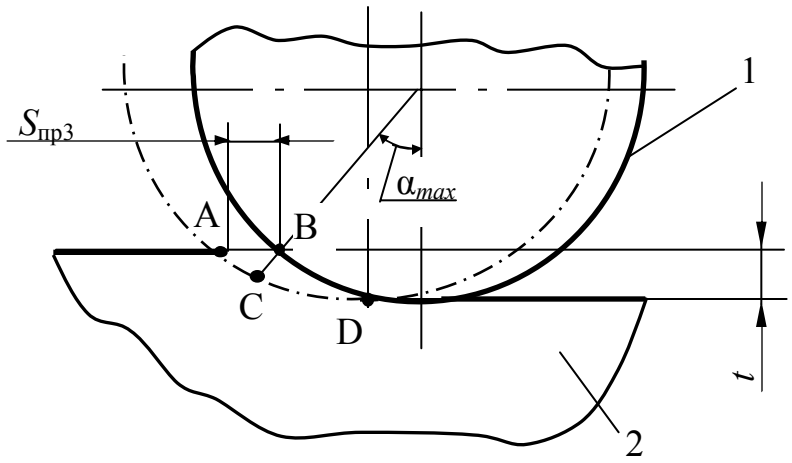


Рис. 3.10. Схема к расчету глубины внедрения АЗ в заготовку:
1 – ШК; 2 – заготовка

$$\ell_m = \frac{1}{\sqrt{z_0 \cdot F(h_u + \dfrac{a_{3m\,max}}{2})}}; \tag{3.32}$$

$$\alpha_{max} = arccos\frac{D_{\text{к}} - 2 \cdot t}{D_{\text{к}}}. \tag{3.33}$$

Чтобы рассчитать среднее расстояние между режущими зернами ℓ_m, необходимо знать глубину внедрения зерна в заготовку, которая также неизвестна и зависит, в свою очередь, от ℓ_m. Чтобы найти $a_{3m\,max}$ и ℓ_m, используем метод последовательных приближений, заключающийся в последовательном вычислении и уточнении значений этих параметров.

Для расчета $a_{зт}(\ell)$ используем выражение

$$a_{зт}(\ell) = a_{3m\,max} \cdot \frac{\ell}{\ell_к}, \tag{3.34}$$

где ℓ – расстояние, пройденное зерном вдоль дуги контакта с заготовкой, м, или

$$a_{зт}(\ell) = \frac{V_{s\,пр} \cdot sin\,\alpha_{max} \cdot \ell_m \cdot \ell}{\pi \cdot D_к \cdot n_к \cdot \ell_к}. \tag{3.35}$$

Для расчета глубины внедрения в заготовку *i*-го режущего АЗ используем зависимость:

$$a_{iр} = a_m(\ell) - h_{uр\,ср} - y + h_u, \tag{3.36}$$

где $a_m(\ell)$ – функция, описывающая изменение максимальной глубины внедрения АЗ в материал заготовки по длине контакта.

Поскольку $a_m(\ell) = a_{зт}(\ell) + \mathrm{a}_{кр}$, то

$$a_{iр} = a_{зт}(\ell) - y - h_{uр\,ср} + \mathrm{a}_{кр} + h_u.$$

При обработке заготовок из пластичных материалов образующиеся по краям шлифовочных рисок навалы удаляются смежными АЗ. В результате глубина внедрения зерна в заготовку увеличится на величину $\frac{2 \cdot S_н}{b_к}$ и составит:

$$a_{iр} = a_{iр1} + \frac{2 \cdot S_н}{b_к}.$$

Из зависимости для определения $\varepsilon_н$ следует, что $\varepsilon_н \cdot \frac{S_к}{b_к} = \frac{2 \cdot S_н}{b_к}$, поэтому

$$a_{iр} = a_{iр1} + \varepsilon_н \cdot \frac{S_к}{b_к},$$

где $a_{iр1}$ – глубина внедрения, определенная без учета образовавшихся навалов, м.

Следовательно:

$$a_{iр} = a_{iр1} \cdot (1 + \varepsilon_н). \tag{3.37}$$

Выражение для расчета $P_{yр1}$ примет вид:

$$P_{yр1} = \int_0^{\ell_к} \left[\int_0^{h_u + a_{зт}(\ell)\cdot(1+\varepsilon_н)} K_y \cdot \tau_s \cdot \left(a_{зт}(\ell) \cdot (1+\varepsilon_н) - y - h_{uр\,ср} + \mathrm{a}_{кр} + h_u\right) \times \right.$$
$$\left. \times \sqrt{2 \cdot \rho_{з0} \cdot (a_{зт}(\ell) \cdot (1+\varepsilon_н) + \mathrm{a}_{кр} - y + h_u)} \cdot n_{зк1} \cdot c_к \cdot dy \right] \cdot d\ell. \tag{3.38}$$

Обозначим:

$$A = \frac{V_{s\,\text{пр}} \cdot \sin\alpha_{max}}{\pi \cdot D_{\text{к}} \cdot n_{\text{к}} \cdot \sqrt{z_0 \cdot F\left(h_u + \dfrac{a_{3m\,max}}{2}\right) \cdot \ell_{\text{к}}}};\quad B_p = \tau_s \cdot n_{\text{зк1}} \cdot c_{\text{к}} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{\text{з0}}}\quad .$$

Выполнив вычисления и преобразования, получим

$$P_{\text{ур1}} = \frac{2 \cdot K_y \cdot B_p}{A \cdot (1+\varepsilon_{\text{н}})} \left(\frac{2 \cdot \left[\left(A \cdot \ell_{\text{к}} \cdot (1+\varepsilon_{\text{н}}) + \text{a}_{\text{кр}} + h_u\right)^{\frac{7}{2}} - \left(\text{a}_{\text{кр}} + h_u\right)^{\frac{7}{2}} \right]}{35} - \right.$$

$$\left. - \frac{2 \cdot h_{u\text{рср}} \left[\left(A \cdot \ell_{\text{к}} \cdot (1+\varepsilon_{\text{н}}) + \text{a}_{\text{кр}} + h_u\right)^{\frac{5}{2}} - \left(\text{a}_{\text{кр}} + h_u\right)^{\frac{5}{2}} \right]}{15} \right) - \qquad (3.39)$$

$$- 2 \cdot K_y \cdot B_p \cdot \left(\frac{\text{a}_{\text{кр}}^{\frac{5}{2}}}{5} - h_{u\text{рср}} \frac{\text{a}_{\text{кр}}^{\frac{3}{2}}}{3} \right) \cdot \ell_{\text{к}}.$$

$$P_{\text{ур2}} = \int_0^{\ell_{\text{к}}} \left[\int_0^{h_u + A \cdot \ell \cdot (1+\varepsilon_{\text{н}})} \frac{\pi \cdot \rho_{\text{з0}} \cdot \tau_s \cdot h_{u\text{р ср}}}{3 \cdot \mu_s} \cdot n_{\text{зк1}} \cdot c_{\text{к}} \cdot dy \right] \cdot d\ell\,. \qquad (3.40)$$

Обозначим

$$Д = \frac{\pi \cdot \rho_{\text{з0}} \cdot h_{u\text{р ср}} \cdot n_{\text{зк1}} \cdot c_{\text{к}}}{3 \cdot \mu_s}\quad .$$

После преобразований и подстановки получим:

$$P_{\text{ур2}} = Д \cdot \tau_s \cdot \left(h_u \cdot \ell_{\text{к}} + \frac{A \cdot \ell_{\text{к}}^2 \cdot (1+\varepsilon_{\text{н}})}{2} \right). \qquad (3.41)$$

Радиальная составляющая силы шлифования от зерен, осуществляющих пластическую деформацию:

$$P_{\text{уд}} = P_{\text{уд1}} + P_{\text{уд2}}\,, \qquad (3.42)$$

где $P_{\text{уд1}}$ – радиальная составляющая сила шлифования от пластически деформирующих зерен, связанная с оттеснением материала заготовки, Н; $P_{\text{уд2}}$ – сила трения этих зерен о заготовку, Н.

$$P_{уд1} = \int_{-h_{иД\,ср}}^{a_{кр}-h_{иД\,ср}} P_{удi} \cdot n_{зк} \cdot c_к \cdot dy; \qquad (3.43)$$

$$P_{удi} = \frac{c \cdot \sigma_m \cdot a_{iд}}{2} \cdot (sin\gamma + \mu_0 \cdot cos\gamma) \cdot \left(\sqrt{2 \cdot \rho_{з0} \cdot h_{иД\,ср}} + \sqrt{2 \cdot \rho_{з0} \cdot (a_{iд} + h_{иД\,ср})}\right), \qquad (3.44)$$

где $P_{удi}$ – сила микрорезания i-ым единичным зерном, Н; $a_{iд}$ –глубина внедрения в заготовку i-ого пластически деформирующего зерна, м; $h_{иД\,ср}$– средний износ зерен, осуществляющих пластическую деформацию, м.

Поскольку было принято, что при небольших глубинах внедрения АЗ в заготовку число зерен растет линейно с увеличением ординаты y, при определении $a_{iд}$ для зерен, осуществляющих пластическую деформацию, перенесем начало отсчета в точку O_1 (см. рис. 3.9).

Тогда

$$a_{iд} = a_{кр} - y - h_{иД\,ср}.$$

Обозначим:

$$B_д = \frac{c \cdot \sigma_m \cdot n_{зк} \cdot c_к \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{з0}}}{2}.$$

Тогда

$$P_{уд1} = 2 \cdot B_д \cdot (sin\gamma + \mu_0 \cdot cos\gamma) \cdot \left[\frac{\sqrt{h_{иД\,ср}}}{4} \cdot \left(a_{кр}^2 + 2 \cdot a_{кр} \cdot h_{иД\,ср}\right) + \right.$$

$$+ \frac{1}{5} \cdot \left(\left(a_{кр} + h_{иД\,ср}\right)^{\frac{5}{2}} - h_{иД\,ср}^{\frac{5}{2}} \right) - \frac{h_{иД\,ср}^{\frac{3}{2}}}{2} \cdot a_{кр} - \qquad (3.45)$$

$$\left. - \frac{h_{иД\,ср}}{3} \cdot \left(\left(a_{кр} + h_{иД\,ср}\right)^{\frac{3}{2}} - h_{иД\,ср}^{\frac{3}{2}} \right) \right].$$

$$P_{уд2} = \int_0^{a_{кр}} \frac{\pi \cdot \rho_{з0} \cdot h_{иД\,ср} \cdot H_м}{3} \cdot n_{зк} \cdot c_к \cdot dy. \qquad (3.46)$$

Обозначим

$$C_д = \frac{\pi \cdot \rho_{з0} \cdot h_{иД\,ср} \cdot H_м}{3} \cdot n_{зк} \cdot c_к.$$

Получим

$$P_{уд2} = C_д \cdot a_{кр} . \qquad (3.47)$$

Аналогично получены зависимости для расчета составляющих силы P_z.

Чтобы выявить влияние на силы шлифования параметров, являющихся аргументами зависимостей для их расчета, и проверки адекватности этих зависимостей, выполнено численное моделирование и экспериментальные замеры сил шлифования.

3.3.2. Численное моделирование и экспериментальное исследование сил шлифования

Воспользовавшись полученными зависимостями (3.39), (3.41), (3.45), (3.47), выполним расчет сил шлифования и их составляющих при обработке заготовок из отожженной стали 40Х, *НВ* 190 … 217 кругом из электрокорунда белого 40-ой зернистости высотой H = 0,02 м диаметром 0,2 м. Режим шлифования: $V_к$ = 35 м/с, $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин = 0,17 м/с.

Напряжение сдвига определяли по зависимости

$$\tau_s = \sigma_{iш} / 1{,}5 \ ,$$

а интенсивность напряжений $\sigma_{iш}$ – по формуле (2.3) [58].

Согласно результатов расчета температур (см. § 4.3) и по данным [38], средняя температура, при которой осуществляется диспергирование материала заготовок в процессе шлифования, составляет 600 … 700 °С. При T = 873 К для стали 40Х τ_s = 1370 МПа.

Коэффициент $\varepsilon_н$ для этой стали составляет 0,2 … 0,5 (см. § 2.4); z_0 = 5,4 1/мм^2; $\rho_{з0}$ = 0,03 мм; $m_{кр}$ = 0,12 [19, 61].

В табл. 3.1 и на рис. 3.11 приведены результаты расчета сил шлифования P_y и P_z и их составляющих при h_u = 5 мкм [93] и экспериментальные данные, полученные при обработке заготовок из стали 40Х кругом 24А40ПСТ16К5 при $V_к$ = 35 м/с и $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин непосредственно после правки круга.

Из данных табл. 3.1 следует, что силы шлифования от пластически деформирующих зерен $P_{уд1}$, $P_{уд2}$, $P_{zд1}$ и $P_{zд2}$ незначительны в сравнении с составляющими силами P_y и P_z. Сумма сил, связанных с пластическим деформированием и трением этих зерен о заготовку, не превышает 6 % от сил P_y и P_z. С увеличением глубины шлифования в 3 раза P_y и P_z увеличились на 110 %, причем в большей степени составляющие $P_{уp1}$ и P_{zp1}, связанные с диспергированием материала заготовки режущими зернами – на 123 и 115 % соответственно, остальные силы выросли менее чем в 2 раза.

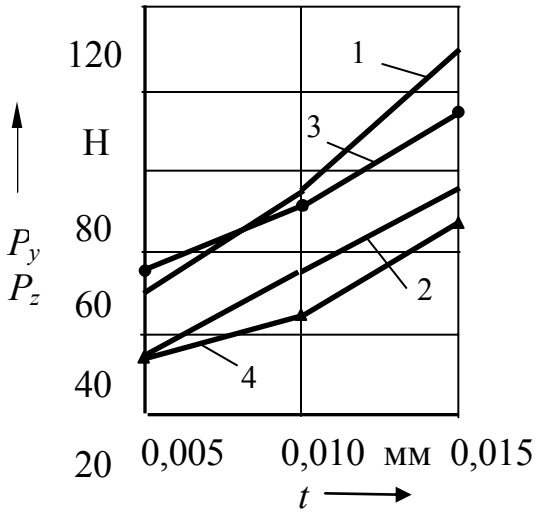


Рис. 3.11. Зависимость составляющих сил шлифования P_y и P_z от глубины шлифования t:
1, 3 – P_y; 2, 4 – P_z; 1, 2 – расчет; 3, 4 – эксперимент.
Режим шлифования: $V_к$ = 35 м/с, $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин; шлифовальный круг 24А40ПСТ16К5

Данные, приведенные в табл. 3.1 и на рис. 3.11, свидетельствуют об удовлетворительной сходимости расчетных и экспериментальных значений сил P_y и P_z (максимальное расхождение не превышает 26 %).

Изменение коэффициента навалов $\varepsilon_н$ от 0 до 0,5 при прочих равных условиях, привело к увеличению сил P_y и P_z на 57 и 63 % соответственно, т. е. роль параметра $\varepsilon_н$, значение которого для пластичных материалов достигает 0,7 … 0,8 [19], существенна (рис. 3.12, 3.13, табл. 3.2). При этом силы P_y и P_z увеличились, главным образом, за счет роста составляющих сил P_{y1} и P_{z1} на 78 и 72 % соответственно вследствие увеличения количества режущих зерен на рабочей поверхности круга и глубины их внедрения в заготовку.

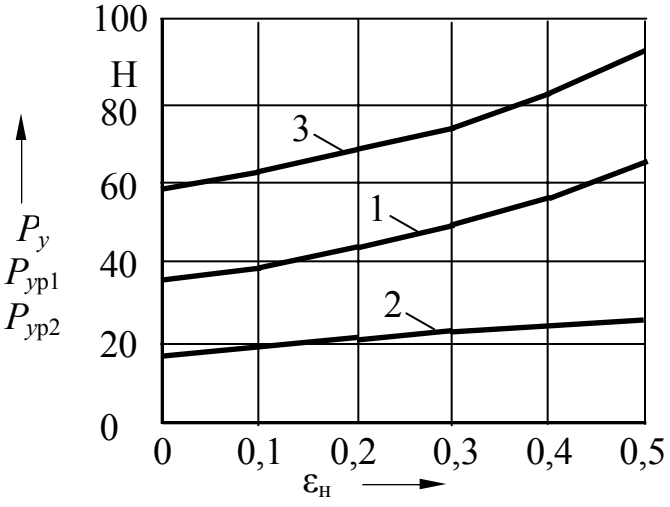


Рис. 3.12. Зависимость радиальной силы шлифования P_y и ее составляющих P_{y1}, P_{y2} от коэффициента навалов $\varepsilon_н$ при шлифовании кругом 40-ой зернистости (расчетные данные):
1, 2, 3 – P_{y1}, P_{y2} и P_y соответственно; μ_0 = 0,3; h_u = 5 мкм

Составляющие силы P_{y2} и P_{z2} увеличились лишь на 27 % за счет увеличения числа режущих зерен; радиальные силы от пластически деформирующих зерен при изменении $\varepsilon_н$ остались на прежнем уровне.

3.1. Результаты расчета и экспериментального измерения сил шлифования и их составляющих

Глубина шлифования t, мм	Силы шлифования P_y и P_z и их составляющие, Н											
	Расчет										Эксперимент	
	$P_{y\text{р}1}$	$P_{y\text{р}2}$	$P_{y\text{д}1}$	$P_{y\text{д}2}$	P_y	$P_{z\text{р}1}$	$P_{z\text{р}2}$	$P_{z\text{д}1}$	$P_{z\text{д}2}$	P_z	P_y	P_z
0,005	32,27	14,96	0,56	2,51	50,3	30	4,5	0,43	0,75	35,68	58	35
0,01	49,7	21,8	0,78	3,5	75,78	44,7	6,54	0,6	1,05	52,89	70	42
0,015	71,9	28,6	0,98	4,4	105,88	64,6	8,6	0,76	1,32	75,28	97	68

3.2. Результаты расчета сил шлифования P_y и P_z и их составляющих

Коэффициент навалов $\varepsilon_н$	Составляющие силы, Н									
	$P_{y\text{р}1}$	$P_{y\text{р}2}$	$P_{y\text{д}1}$	$P_{y\text{д}2}$	P_y	$P_{z\text{р}1}$	$P_{z\text{р}2}$	$P_{z\text{д}1}$	$P_{z\text{д}2}$	P_z
0	36,21	18,7	0,78	3,5	59,19	32,5	5,61	0,6	1,05	39,76
0,3	49,7	21,75	0,78	3,5	75,78	44,7	6,54	0,6	1,05	52,89
0,5	64,64	23,80	0,78	3,5	92,72	56,1	7,14	0,6	1,05	64,89

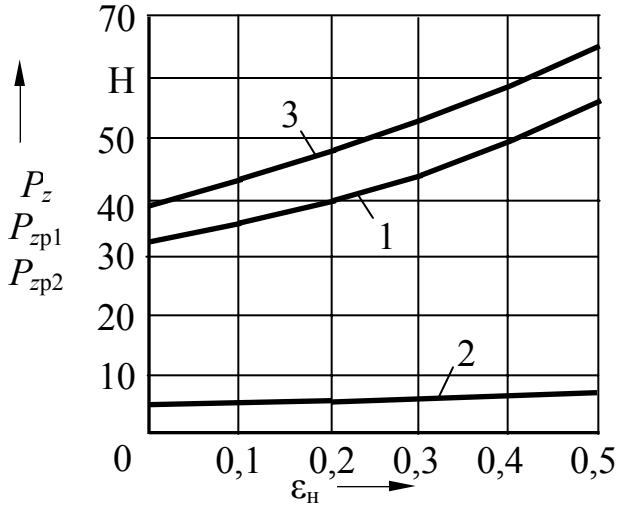


Рис. 3.13. Зависимость касательной силы шлифования P_z и ее составляющих P_{zp1}, P_{zp2} от коэффициента навалов $\varepsilon_н$ при шлифовании кругом 40-ой зернистости (расчетные данные):
1, 2, 3 – P_{zp1}, P_{zp2} и P_z соответственно;
$\mu_0 = 0{,}3$; $h_u = 5$ мкм

Коэффициент трения μ_0 влияет на силу P_y лишь за счет ее составляющей $P_{уд1}$. Однако изменение коэффициента трения от 0,2 до 0,5 привело лишь к незначительному увеличению этой силы. Кроме того, абсолютное значение $P_{уд1}$ в сравнении с P_y весьма мало.

На касательную силу шлифования P_z коэффициент μ_0 влияет посредством изменения ее составляющих P_{zp2}, $P_{zд1}$ и $P_{zд2}$ (рис. 3.14, 3.15), на P_{zp1} коэффициент μ_0 не влияет.

Силы P_{zp2} и $P_{zд2}$ увеличились, согласно результатам расчета, пропорционально коэффициенту μ_0; $P_{zд1}$ выросла незначительно (см. рис. 3.14). В результате, при увеличении μ_0 с 0,2 до 0,5 сила шлифования P_z увеличилась при $t = 0{,}005$; 0,01 и 0,015 мм на 16,5; 15,5 и 14,0 % соответственно, т. е. темп роста P_z с увеличением глубины резания замедляется.

Таким образом, увеличение коэффициента трения μ_0 АЗ о заготовку приводит, главным образом, к росту касательной силы P_z и к незначительному увеличению радиальной P_y.

По данным Л. Н. Филимонова [93], при шлифовании со средними режимами диаметр площадок износа зерен из электрокорунда увеличивается с 20 мкм после правки до 60 … 80 мкм по мере наработки круга.

Диаметр площадки износа связан с износом h_u зависимостью $D_{пл} = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{з0} \cdot h_u}$, из которой следует, что $h_u = \dfrac{D_{пл}^2}{8 \cdot \rho_{з0}}$.

Следовательно, после правки круга 40-ой зернистости ($\rho_{з0} = 30$ мкм) h_u = 1,7 мкм; после наработки – 15,0 – 26,7 мкм.

На рис. 3.16 – 3.18 приведены результаты расчета для $h_u = 5$ и 10 мкм, μ_0 = 0,3 и $t = 0{,}01$ мм.

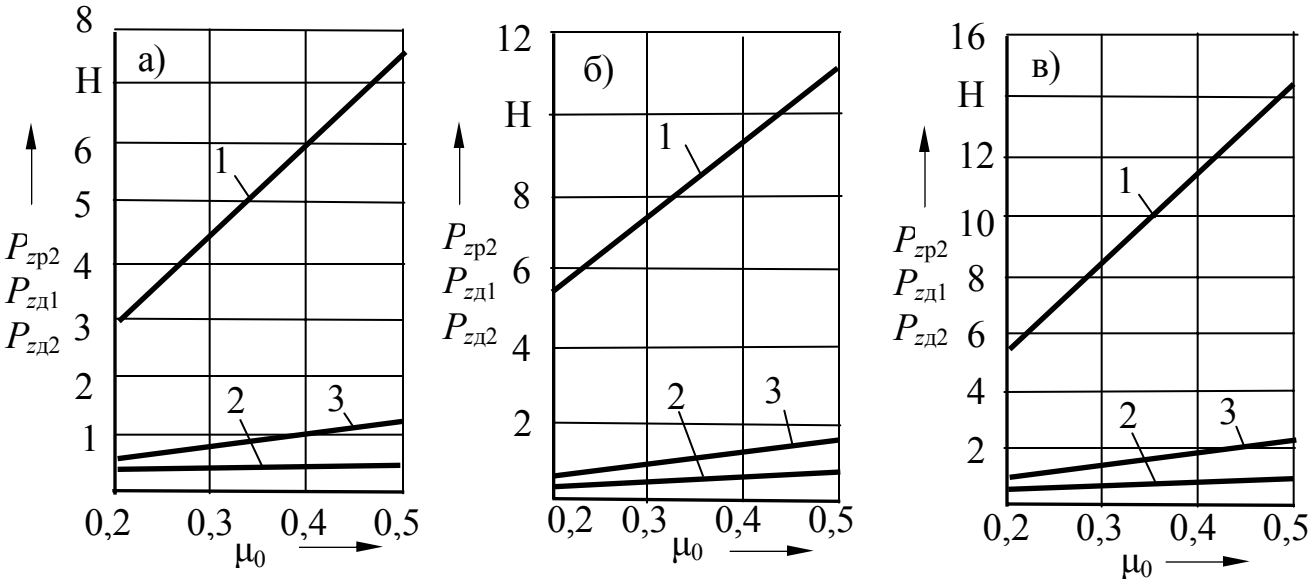


Рис. 3.14. Зависимость составляющих сил $P_{z\text{р}2}$, $P_{z\text{д}1}$, $P_{z\text{д}2}$ от коэффициента трения μ_0 (расчетные данные):
а – t = 0,005 мм, б – t = 0,01 мм, в – t = 0,015 мм; 1, 2, 3 – $P_{z\text{р}2}$, $P_{z\text{д}1}$, $P_{z\text{д}2}$ соответственно; $\varepsilon_\text{н}$ = 0,3; h_u = 5 мкм

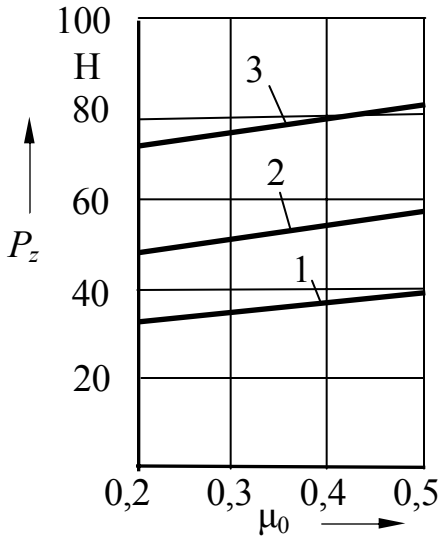


Рис. 3.15. Зависимость касательной составляющей силы P_z от коэффициента трения μ_0 и глубины шлифования t:
1, 2, 3 – t = 0,005; 0,01 и 0,015 мм соответственно; $\varepsilon_\text{н}$ = 0,3; h_u = 5 мкм

При увеличении износа АЗ в большей степени увеличилась радиальная сила P_y (в 2 раза); касательная сила P_z изменилась на 73 %. Составляющие силы $P_{y\text{р}1}$ и $P_{z\text{р}1}$, обусловленные диспергированием материала заготовки режущими АЗ, изменились на 58 %, составляющие $P_{y\text{р}2}$ и $P_{z\text{р}2}$, связанные трением этих зерен о заготовку, увеличились почти в 3 раза; в 2 раза увеличились составляющие силы $P_{y\text{д}2}$ и $P_{z\text{д}2}$, обусловленные трением о заготовку пластически деформирующих АЗ.

При увеличении касательной составляющей силы шлифования P_z, по мере наработки шлифовального круга увеличиваются мощности тепловых источников и температура деформируемого материала заготовки (см. § 4.3). Результаты расчетов, приведенные в табл. 3.3, свидетельствуют, что повышение температуры, при которой осуществляется диспергирование материала заготовки, на 100 К приводит к снижению сил P_y и P_z на 8 %. Причиной снижения сил является

уменьшение τ_s с 1200 до 1100 МПа (расчеты выполнены для следующих условий: $t = 0{,}01$ мм; $\varepsilon_н = 0{,}3$; $\mu_0 = 0{,}5$).

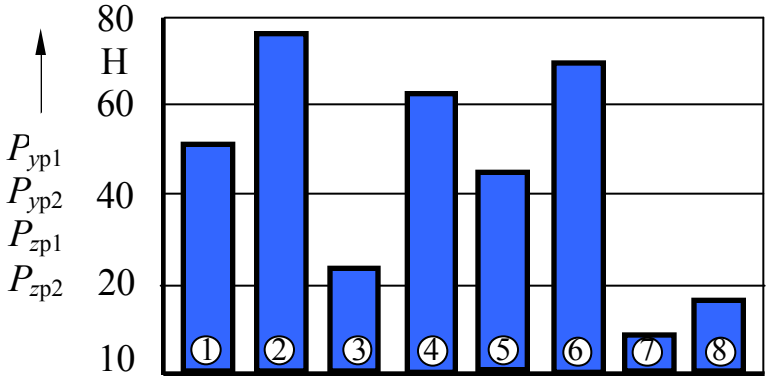


Рис. 3.16. Зависимость составляющих сил $P_{ур1}$, $P_{ур2}$, $P_{zр1}$, $P_{zр2}$ от износа h_u АЗ:
1, 2 – $P_{ур1}$; 3, 4 – $P_{ур2}$; 5, 6 – $P_{zр1}$; 7, 8 – $P_{zр2}$; 1, 3, 5, 7 – h_u = 5 мкм; 2, 4, 6, 8 – h_u = 10 мкм; $\mu_0 = 0{,}3$; $t = 0{,}01$ мм

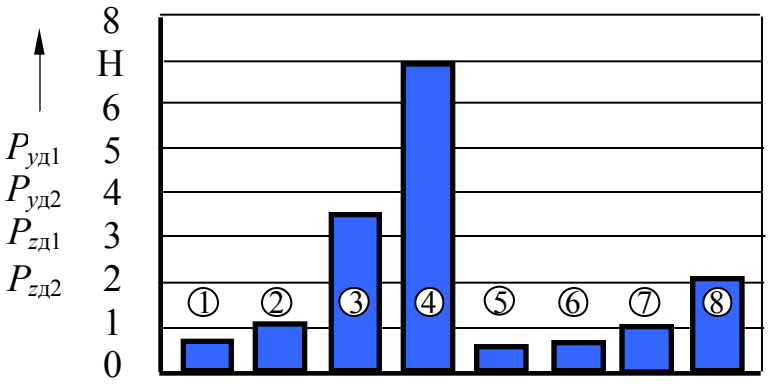


Рис. 3.17. Зависимость составляющих сил $P_{уд1}$, $P_{уд2}$, $P_{zд1}$, $P_{zд2}$ от износа h_u АЗ:
1, 2 – $P_{уд1}$; 3, 4 – $P_{уд2}$; 5, 6 – $P_{zд1}$; 7, 8 – $P_{zд2}$; 1, 3, 5, 7 – h_u = 5 мкм; 2, 4, 6, 8 – h_u = 10 мкм; $\mu_0 = 0{,}3$; $t = 0{,}01$ мм

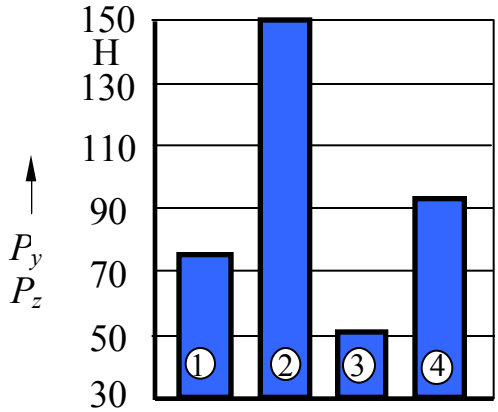


Рис. 3.18. Зависимость радиальной P_y и касательной P_z составляющих силы шлифования от износа h_u АЗ:
1, 2 – P_y; 3, 4 – P_z; 1, 3 – h_u = 5 мкм; 2, 4 – h_u = 10 мкм; $\mu_0 = 0{,}3$; $t = 0{,}01$ мм

3.3. Результаты расчета сил P_y и P_z и их составляющих

Температура T, К	$P_{ур1}$	$P_{ур2}$	$P_{уд1}$	$P_{уд2}$	P_y	$P_{zр1}$	$P_{zр2}$	$P_{zд1}$	$P_{zд2}$	P_z
1073	69,15	53,00	1,05	6,10	129,3	62,10	26,50	0,84	3,05	92,50
1173	63,20	48,60	0,96	5,60	119,26	56,80	24,30	0,77	2,80	84,67

Проследим за изменением сил P_y и P_z по мере увеличения наработки круга. Полагаем, что непосредственно после правки круга $\mu_0 = 0{,}3$, $T = 873$ К, $h_u = 5$ мкм; в конце периода стойкости круга $\mu_0 = 0{,}5$, $T = 1173$ К (исходя из результатов исследований, приведенных в § 4.3 и свидетельствующих, что при увеличении μ_0 до 0,5 температура деформируемого материала заготовки увеличивается на 25 … 30 %); $h_u = 10$ мкм. Остальные условия считаем постоянными: $\varepsilon_н = 0{,}3$; $m_{кр} = 0{,}12$ [18, 19, 57, 61, 93].

На рис. 3.19 приведены результаты расчета при $t = 0{,}01$ мм и экспериментальные данные, зафиксированные при обработке заготовок из стали 40Х кругом 24А40ПСТ16К5 ($V_{s\,пр} = 10$ м/мин, $V_к = 35$ м/с) непосредственно после правки круга и в конце периода стойкости.

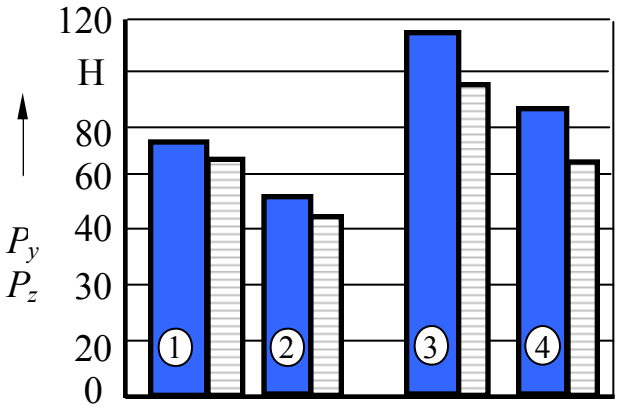


Рис. 3.19. Зависимость сил P_y и P_z от наработки круга:
1, 3 – P_y; 2, 4 – P_z; 1, 2 – после правки круга; 3, 4 – в конце периода стойкости; ▭ – экспериментальные данные; □ – расчетные значения; 1, 2 – $\mu_0 = 0{,}3$; $T = 873$ К; $h_u = 5$ мкм; 3, 4 – $\mu_0 = 0{,}5$; Т = 1173 К; $h_u = 10$ мкм

Одновременное изменение параметров μ_0, T, h_u приводит по расчетным данным к увеличению составляющих силы шлифования P_y и P_z на 60 и 55 % соответственно; экспериментальные данные свидетельствуют, что к концу периода стойкости P_y и P_z выросли на 40 и 55 % соответственно. Максимальное расхождение расчетных и экспериментальных данных не превышает 28 %.

В табл. 3.4 и на рис. 3.20 и 3.21 приведены результаты расчета сил шлифования P_y и P_z и их составляющих для круга 16-ой зернистости ($z_0 = 23{,}4$ 1/мм^2, $\rho_{з0} = 14{,}5$ мкм [61]) при следующих условиях: материал заготовки – сталь 40Х, *НВ* 190…217; высота круга $H = 15$ мм; $t = 0{,}01$ мм; $\mu_0 = 0{,}3$; $h_u = 5$ мкм. В этом случае сумма сил, связанных с пластическим деформированием материала заготовки и трением давящих АЗ о заготовку, составляет от 36 до 60 % значений сил P_y и P_z, т. е. с уменьшением зернистости ШК доля энергии, затрачиваемой на пластическое деформирование материала заготовки, увеличивается. В отличие от круга 40-ой зернистости, составляющая сила P_{yp2}, обусловленная трением о заготовку режущих АЗ, в несколько раз превышает силу P_{yp1}, обусловленную диспергированием материала заготовки этими зернами.

3.4. Результаты расчета сил шлифования P_y и P_z и их составляющих

Коэффициент навалов $\varepsilon_н$	Составляющие силы, Н									
	$P_{yр1}$	$P_{yр2}$	$P_{yд1}$	$P_{yд2}$	P_y	$P_{zр1}$	$P_{zр2}$	$P_{zд1}$	$P_{zд2}$	P_z
0	4,05	23,68	14,86	10,50	52,64	3,60	7,10	11,45	3,15	25,30
0,3	7,62	25,34	14,86	10,50	58,32	6,74	7,60	11,45	3,15	28,94
0,5	16,80	26,57	14,86	10,50	68,73	14,70	7,80	11,45	3,15	37,10

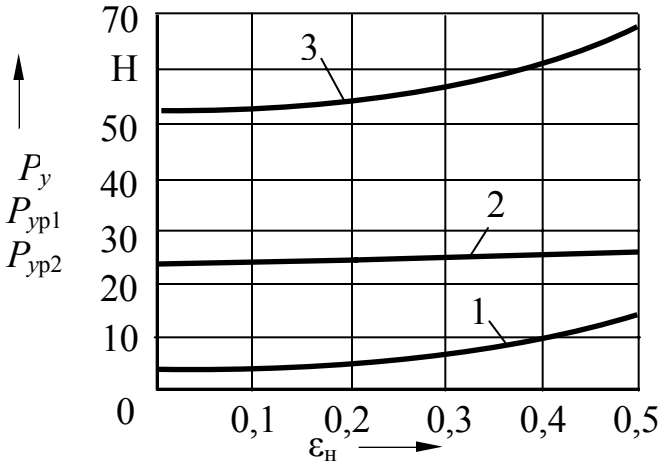


Рис. 3.20. Зависимость радиальной силы шлифования P_y и ее составляющих $P_{yр1}$, $P_{yр2}$ от коэффициента навалов $\varepsilon_н$ для круга 16-ой зернистости (расчетные данные): 1, 2, 3 – $P_{yр1}$, $P_{yр2}$ и P_y соответственно; $\mu_0 = 0{,}3$; $h_u = 5$ мкм

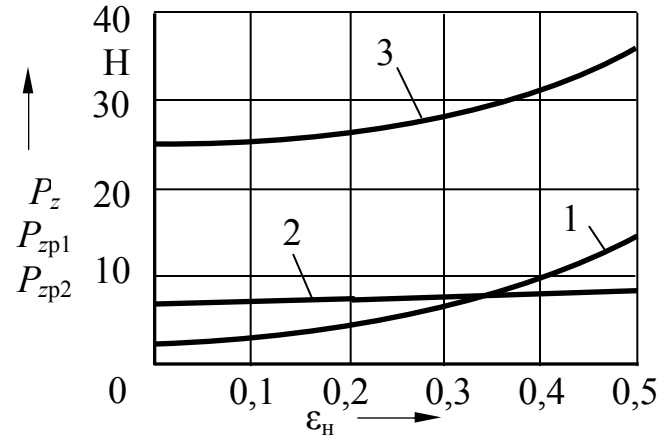


Рис. 3.21. Зависимость касательной силы шлифования P_z и ее составляющих $P_{zр1}$, $P_{zр2}$ от коэффициента навалов $\varepsilon_н$ для круга 16-ой зернистости (расчетные данные): 1, 2, 3 – $P_{zр1}$, $P_{zр2}$ и P_z соответственно; $\mu_0 = 0{,}3$; $h_u = 5$ мкм

Изменение коэффициента навалов $\varepsilon_н$ от 0 до 0,5, при прочих равных условиях, привело к увеличению сил P_y и P_z на 30 и 46 % соответственно, т. е. в меньшей степени, чем при шлифовании кругом 40-ой зернистости.

В большей степени (в 4 раза) увеличились составляющие $P_{yр1}$ и $P_{zр1}$; $P_{yр2}$ и $P_{zр2}$ увеличились незначительно, а составляющие от пластически деформирующих зерен не изменились.

Из рис. 3.22 следует, что расхождение расчетных и экспериментальных значений сил шлифования не превышает 10 %.

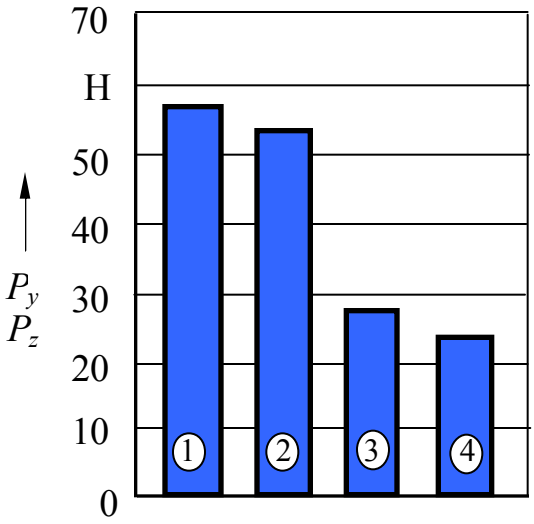


Рис. 3.22. Расчетные (1, 3) и экспериментальные (2, 4) значения сил шлифования: 1, 2 – P_y; 3, 4 – P_z; $V_к$ = 35 м/с; $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин; круг 25А16ПСТ26К2; t = 0,01 мм; $\varepsilon_н$ = 0,3

Как следует из вышеизложенного, изменение коэффициента навалов $\varepsilon_н$ от 0 до 0,5 при прочих равных условиях привело к увеличению сил P_y и P_z на 54 и 64 % соответственно при обработке ШК 40-ой зернистости и на 30 и 46 % – кругом 16-ой зернистости, т. е. роль параметра $\varepsilon_н$, значение которого для пластичных материалов достигает 0,7 … 0,8 , существенна.

Выявим причину увеличения суммы сил, связанных с пластическим деформированием материала заготовки и трением давящих АЗ о заготовку, с уменьшением зернистости круга.

Из (3.30) и (3.31) следует зависимость для расчета среднего расстояния между режущими зернами:

$$\ell_m = \frac{\pi \cdot D_к \cdot n_к \cdot a_{3m\,max}}{V_{s\,пр} \cdot \sin\alpha_{max}}.$$

Если с заготовки срезаются стружки минимальной толщины, т. е. когда $a_{3m\,max} = a_{кр}$, среднее расстояние между режущими зернами равно

$$\ell_{m\,кр} = \frac{\pi \cdot D_к \cdot n_к \cdot a_{кр}}{V_{s\,пр} \cdot \sin\alpha_{max}}.$$

Рассчитанное для вышеприведенных условий при $t = 0{,}01 \cdot 10^{-3}$ м, $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин значение $\ell_{mкр} = 56 \cdot 10^{-3}$ м.

Среднее расстояние между зернами кругов 40-й и 16-й зернистости, рассчитанное по формуле (3.32), составляет $0{,}43 \cdot 10^{-3}$ и $0{,}207 \cdot 10^{-3}$ м.

Как видим, среднее расстояние между зернами круга значительно меньше расстояния между режущими зернами, снимающими стружку минимальной толщины. С увеличением толщины стружки расстояние между режущими зернами увеличится. Поэтому большая часть зерен круга осуществляет упругое и

пластическое деформирование материала заготовки, причем с уменьшением зернистости круга число таких зерен увеличивается. Этим объясняется уменьшение доли энергии, затрачиваемой на трение и пластическое деформирование АЗ о заготовку, с увеличением зернистости ШК.

В итоге установлено, что среднее расстояние между АЗ большинства ШК значительно меньше расстояние между зернами, способными срезать стружку минимальной толщины. Увеличить расстояние между АЗ можно за счет увеличения его зернистости и (или) структуры. Однако это приводит к увеличению высотных параметров шероховатости обработанной поверхности [19, 34]. Очевидно, для определения оптимального расстояния между АЗ круга необходимы исследования, выходящие за рамки задач, решаемых в данной работе.

В результате аналитического и экспериментального исследования и численного моделирования сил шлифования получены следующие результаты:

- показана возможность использования полученных зависимостей, учитывающих образование навалов по краям шлифовочных царапин, для расчета сил, действующих при шлифовании заготовок из пластичных материалов;

- установлено соотношение значений составляющих силы шлифования и выявлено, что с уменьшением зернистости круга увеличивается доля в силе шлифования сил, связанных с пластическим деформированием и трением зерен о заготовку;

- установлено, что увеличение коэффициента трения зерна о заготовку приводит, прежде всего, к увеличению касательной силы, а при увеличении износа зерна в большей степени увеличивается радиальная сила.

Наибольший эффект от снижения и стабилизации коэффициента трения может быть достигнут при шлифовании мелкозернистыми кругами, когда удельный вес энергии, затрачиваемой на трение АЗ о заготовку в энергоемкости процесса шлифования больше, чем при использовании крупнозернистых кругов.

3.4. Тепловое состояние объектов, контактирующих при шлифовании

Целью исследования является определение температурного поля в контактирующих при шлифовании объектах, в первую очередь, в зоне контакта АЗ со стружкой и заготовкой.

Моделирование тепловых процессов проведем, как и при микрорезании (см. § 2.3), на основе совместного решения дифференциальных уравнений теплопроводности рассматриваемых объектов с общим граничным условием в зоне контакта. Исследования выполнены для схемы плоского многопроходного шлифования периферией круга, являющейся наряду с круглым наружным шлифованием одной из наиболее широко используемых в промышленности.

Жесткость технологической системы при плоском шлифовании заготовки, установленной на магнитной плите, гораздо выше чем при круглом наружном шлифовании с установкой заготовки непосредственно в центре или на центровой оправке. Вследствие этого дисперсия выходных параметров процесса, в том числе температуры, при плоском шлифовании ниже, чем при круглом, что важно при экспериментальных исследованиях тепловых процессов. Форма заготовки, если она является достаточно массивной, оказывает незначительное влияние на локальные температуры, поэтому полученные результаты можно будет распространить и на круглое наружное шлифование.

При плоском шлифовании каждый элементарный объем заготовки периодически оказывается в границах зоны шлифования. Однако к моменту очередного рабочего хода температура обрабатываемой поверхности заготовки и рабочей поверхности круга настолько мало отличаются от температуры окружающей среды, что при расчете локальных температур многопроходность плоского шлифования можно не принимать во внимание.

При плоском шлифовании с поперечной подачей основная часть припуска с каждого элементарного участка заготовки снимается при первом контакте последнего с кругом. Поэтому температуру определим для первого рабочего хода круга по элементарной поверхности заготовки, а тепловые процессы в любой плоскости, перпендикулярной оси ШК и параллельной вектору скорости продольной подачи заготовки, считаем идентичными, и принимаем двумерную постановку задачи теплового взаимодействия (двумерное поле), поскольку изменение температур в направлении оси вращения круга столь незначительно, что им можно пренебречь [69, 70].

Схематизируя объекты, участвующие в теплообмене, представим АЗ в виде усеченного конуса с углом при вершине 2γ и площадкой затупления размером ℓ_2 [38, 69], отдающего в массу ШК часть теплоты. (Возможность представления АЗ в виде тела такой формы обоснована в § 2.1.) Форму заготовки примем в виде прямоугольного параллелепипеда. Такую форму имеют многие детали, заготовки которых обрабатывают по схеме плоского маятникового шлифования периферией круга (корпусные детали, плиты, шпонки, линейки, измерительные плитки и др.).

Стружку, имеющую переменную толщину, представим в виде совокупности прямоугольных параллелепипедов различной толщины. Такое допущение не внесет значительных погрешностей в расчеты, поскольку изменением толщины стружки на малой длине можно пренебречь.

Пограничный слой между АЗ, стружкой и заготовкой и его термическое сопротивление можно не учитывать, так как контакт между этими телами в условиях пластической деформации приближается к идеальному. Поэтому считаем, что температура в любой точке на поверхности соприкосновения контактирующих тел одна и та же.

Теплообмен считаем нестационарным, поскольку АЗ вступают в контакт с заготовкой периодически. Принимаем во внимание тепловыделение в зоне деформирования и в зонах контакта АЗ со стружкой и заготовкой. Вследствие изменения глубины внедрения АЗ в материал заготовки и ее температуры по длине контакта плотности тепловых потоков, эквивалентные работе деформирования и трению стружки об АЗ и АЗ о заготовку, непостоянны при его перемещении.

Так как среднее расстояние между диспергирующими АЗ значительно превышает длину дуги контакта их с заготовкой [38, 69], то в любой плоскости, перпендикулярной оси круга, на дуге контакта находится одно зерно. Полагаем, что теплофизические свойства стружки не отличаются от соответствующих свойств заготовки.

Для повышения достоверности результатов учтем зависимость сопротивления материала заготовки деформированию и теплофизических свойств всех взаимодействующих объектов от температуры. Полагаем, что теплофизические свойства стружки не отличаются от соответствующих свойств заготовки.

Общая мощность тепловыделения при работе режущего и пластически деформирующего АЗ:

$$W_i = W_\partial + W_{1T} + W_{2T};$$

$$W_i = W_\partial + W_{2T},$$

где W_∂, W_{1T} и W_{2T} – соответственно мощность тепловыделения источников, возникающих как результат перехода в теплоту работы деформирования (W_∂) и работы сил трения стружки о зерно (W_{1T}) и зерна о заготовку (W_{2T}), Вт.

Все источники тепловыделения считаем двумерными, что не вносит существенных погрешностей в результаты расчета [69 – 71]. Мощности источников определим по следующим формулам:

$$W_{1T} = P_1 \cdot V_1; \tag{3.48}$$

$$W_{2T} = P_{z\,\text{тр}} \cdot V_\text{к}; \tag{3.49}$$

$$W_\partial = (P_{zi} - P_{z\,\text{тр}}) \cdot V_\text{к} - P_1 \cdot V_1, \tag{3.50}$$

где P_{zi} – касательная составляющая силы диспергирования единичным зерном, Н; P_1 и $P_{z\,\text{тр}}$ – силы трения соответственно между стружкой и АЗ и между АЗ и заготовкой, Н; $V_1 = V_\text{к} / \eta$ – скорость перемещения стружки относительно зерна, м/с.

Для зерен, осуществляющих микрорезание [19]:

$$P_{zi} = \tau_s \cdot a_m \cdot b_\text{к} \cdot \frac{sin(\beta + \varphi_s)}{sin\beta \cdot sin\varphi_s} + \frac{\mu_0 \cdot \tau_s \cdot f_\text{тр}}{3\mu_s}; \tag{3.51}$$

$$P_{z\,\text{тр}} = \frac{\mu_0 \cdot \tau_s \cdot f_{\text{тр}}}{3\mu_s}; \tag{3.52}$$

$$W_{2T} = \frac{\mu_0 \cdot \tau_s \cdot f_{\text{тр}} \cdot V_{\text{к}}}{3\mu_s}; \tag{3.53}$$

$$W_{\partial} = \tau_s \cdot a_m \cdot b_{\text{к}} \cdot \frac{sin(\beta + \varphi_s)}{sin\beta \cdot sin\varphi_s} \cdot V_{\text{к}} - P_1 \cdot V_1. \tag{3.54}$$

Сила, нормальная к поверхности АЗ, контактирующей со стружкой,

$$P_{1\text{н}} = \frac{1{,}5 \cdot \tau_s \cdot cos(90^\circ - \gamma - \beta) \cdot b_{\text{к}} \cdot \ell_1}{3}.$$

$$P_1 = \frac{1{,}5 \cdot \tau_s \cdot cos(90^\circ - \gamma - \beta) \cdot b_{\text{к}} \cdot \ell_1 \cdot \mu_0}{3}.$$

Для зерен, осуществляющих пластическую деформацию:

$$P_{zi} = \frac{\mu_0 \cdot H_м}{2}\left(sin\gamma + \frac{cos\gamma}{\mu_0}\right) \cdot f_{\text{кд}} + \frac{\mu_0 \cdot f_{\text{трд}} \cdot H_м}{3}; \tag{3.55}$$

$$P_{z\,\text{тр}} = \frac{\mu_0 \cdot f_{\text{трд}} \cdot H_м}{3}, \tag{3.56}$$

где $f_{\text{трд}}$ – площадь поверхности трения пластически деформирующего зерна о заготовку, м^2; $f_{\text{кд}}$ – площадь поверхности зерна, осуществляющей пластическое деформирование материала заготовки, м^2; $H_м$ – твердость материала заготовки при скорости и температуре деформации в процессе шлифования, Па.

$$W_{2T} = \frac{\mu_0 \cdot f_{\text{трд}} \cdot H_м \cdot V_{\text{к}}}{3}. \tag{3.57}$$

$$W_{\partial} = \frac{\mu_0 \cdot H_м}{2}\left(sin\gamma + \frac{cos\gamma}{\mu_o}\right) \cdot V_{\text{к}}. \tag{3.58}$$

Для этих зерен $P_1 = 0$, $W_{1T} = 0$, поскольку стружка принудительно не удаляется.

Считаем, что источник плотностью q_{∂}, возникающий на плоскости сдвига, распределен равномерно [69], а соответствующая плотность тепловыделения равна

$$q_{\partial} = \frac{W_{\partial} \cdot sin\beta}{a_m \cdot b_к}, \tag{3.59}$$

где $b_к$ – ширина среза (стружки), м.

Плотность тепловыделения источника, действующего на поверхности контакта между стружкой и зерном, примем распределенной по несимметричному нормальному закону распределения [70, 71] с максимальной плотностью потока, определяемой по формуле

$$q_{1T} = \frac{2W_{1T}\sqrt{k_{01}}}{b_к\sqrt{\pi}\, erf\,[\,\ell_1\sqrt{k_{01}}\,]}, \tag{3.60}$$

где k_{01} – коэффициент, м$^{-2}$; *erf* – функция, называемая интегралом вероятности.

Плотность тепловыделения в точке, расположенной на расстоянии x_u от точки с максимальной плотностью тепловыделения,

$$q_{1T}(x_u) = q_{1T} \cdot exp[-k_{01} \cdot x_u^2\,], \tag{3.61}$$

Плотность тепловыделения на участке контакта АЗ с заготовкой примем распределенной по экспоненциальному закону (аналогично закону распределения нормальных напряжений), а максимальная плотность тепловыделения

$$q_{2T} = \frac{W_{2T}}{I}, \tag{3.62}$$

где $I = \dfrac{\ell_2 \cdot exp[-k_0 \cdot \ell_2]}{k_0}$.

$$q_{2T} = \frac{W_{2T} \cdot k_0}{\ell_2 \cdot exp[-k_0 \cdot \ell_2]}; \tag{3.63}$$

$$q_{2T}(x_u) = q_{2T} \cdot exp[-k_0 \cdot x_u], \tag{3.64}$$

где k_0 – коэффициент, м$^{-1}$.

Источник плотностью q_{∂}, возникающий при работе АЗ, пластически деформирующего материал заготовки (рис. 3.24), считаем распределенным равномерно [70, 71]:

$$q_{\partial} = \frac{W_{\partial} \cdot cos\gamma}{f_{кд}}. \tag{3.65}$$

Плотность тепловыделения q_{2T} на участке контакта пластически деформирующего зерна с заготовкой примем распределенной по экспоненциальному закону аналогично закону распределения нормальных напряжений. Для ее расчета используем те же зависимости (3.62) – (3.64), что и для режущих АЗ.

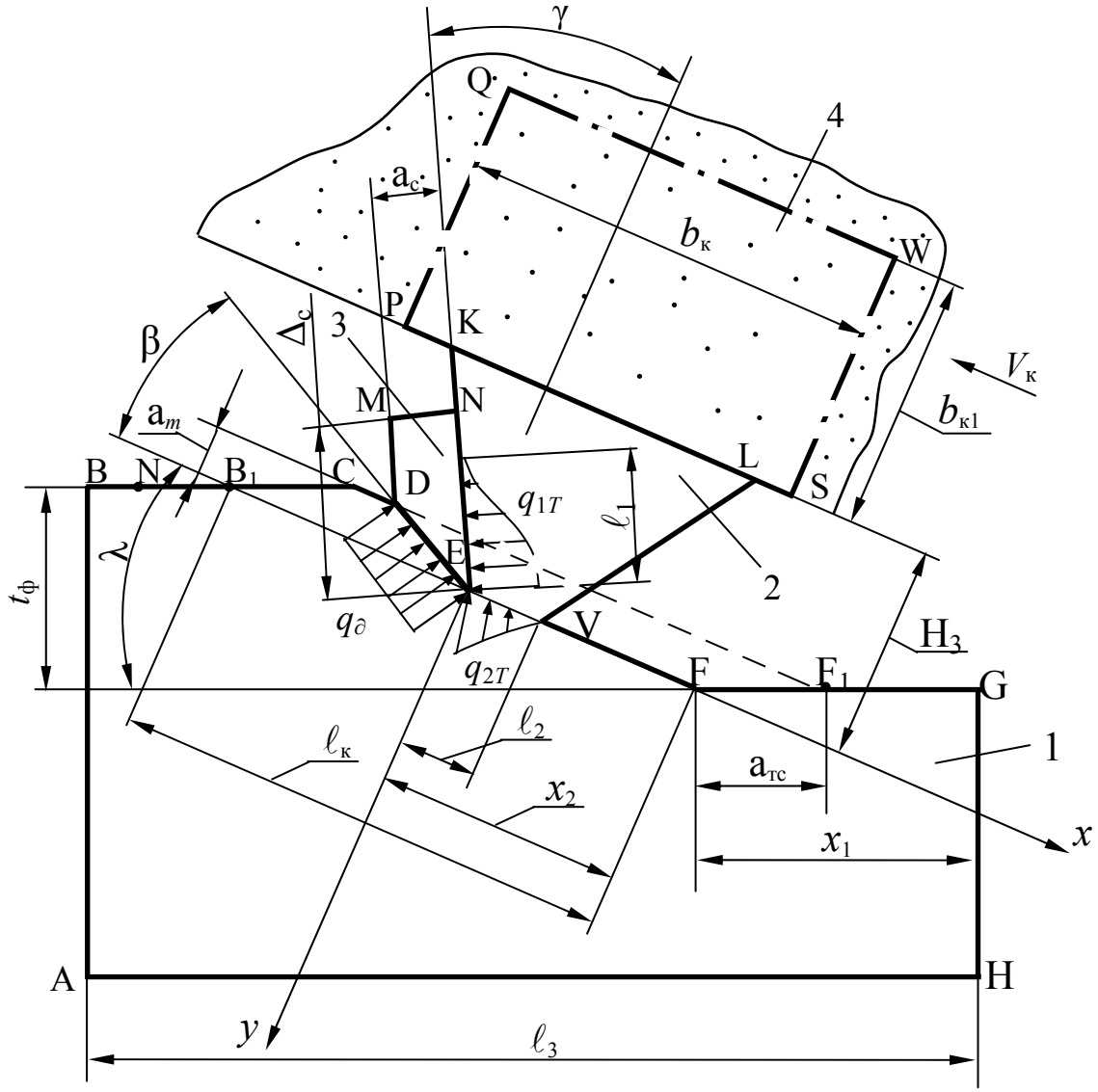


Рис. 3.23. Схема теплообмена в зоне контакта режущего АЗ с заготовкой:
1 – заготовка; 2 – АЗ; 3 – стружка; 4 – ШК

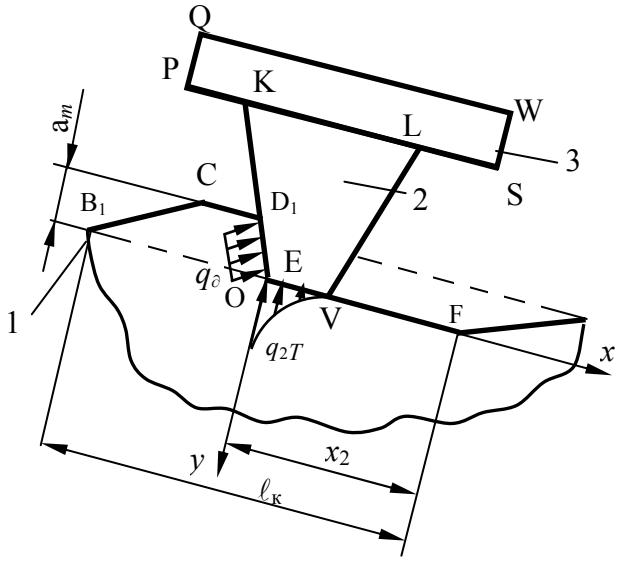


Рис. 3.24. Схема контакта заготовки с пластически деформирующим АЗ:
1 – заготовка; 2 – АЗ; 3 – ШК

Считаем, что заготовка 1 неподвижна, а режущее АЗ 2, шлифовальный круг 4, стружка 3 и плоскость сдвига DE перемещаются относительно заготовки со скоростью, равной сумме скоростей $V_к$ и скорости подачи $V_{s\ пр}$ (см. рис. 3.23). Систему координат $x0y$ свяжем с зерном и учтем, что она перемещается относительно заготовки в направлении оси $0x$ со скоростью $V_к$. Прием, который использован для того, чтобы учесть скорость продольной подачи $V_{s\ пр}$, описан ниже. Такая схематиза-

ция относительных перемещений контактирующих объектов, когда один из них считают неподвижным, широко используется при теплофизическом анализе шлифования и не влияет на точность расчета.

Как и ранее (см. § 2.3), материалы контактирующих объектов считаем изотропными, а фазовые превращения (скрытую теплоту плавления) не учитываем.

Уравнения теплопроводности для заготовки 1, режущего зерна 2, стружки 3 и шлифовального круга 4 имеют вид [10]:

$$\frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \frac{1}{c_1 \cdot \rho_1}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y}\right)\right] - V_к \frac{\partial T_1}{\partial x}; \qquad (3.66)$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial \tau} = \frac{1}{c_2 \cdot \rho_2}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y}\right)\right]; \qquad (3.67)$$

$$\frac{\partial T_3}{\partial \tau} = \frac{1}{c_1 \cdot \rho_1}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_3}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_3}{\partial y}\right)\right] - V_1 \cdot cos\gamma \frac{\partial T_3}{\partial y} - V_1 \cdot sin\gamma \frac{\partial T_3}{\partial x}; \qquad (3.68)$$

$$\frac{\partial T_4}{\partial \tau} = \frac{1}{c_4 \cdot \rho_4}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial y}\right)\right], \qquad (3.69)$$

где λ_1, λ_2, λ_4 – коэффициенты теплопроводности материала заготовки, АЗ и ШК соответственно, Вт/(м · К); c_1, c_2, c_4 – теплоемкость заготовки, АЗ и ШК соответственно, Дж/(кг · К); ρ_1, ρ_2, ρ_4, – плотность заготовки, АЗ и ШК соответственно, кг / м^3; T_1, T_2, T_3, T_4 – температура заготовки, АЗ, стружки и ШК соответственно, К.

Уравнения теплопроводности для пластически деформирующего АЗ 2, заготовки 1 и ШК 3 (см. рис. 3.24) запишем в следующем виде:

$$\frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \frac{1}{c_1 \cdot \rho_1}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y}\right)\right] - V_к \frac{\partial T_1}{\partial x}; \qquad (3.70)$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial \tau} = \frac{1}{c_2 \cdot \rho_2}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y}\right)\right]; \qquad (3.71)$$

$$\frac{\partial T_4}{\partial \tau} = \frac{1}{c_4 \cdot \rho_4}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial y}\right)\right]. \qquad (3.72)$$

Начальное условие

$$T(x, y, O) = T_o$$

означает равенство в начальный момент времени температур любой точки заготовки, АЗ, стружки и ШК температуре окружающей среды.

Условия взаимодействия поверхностей обрабатываемой заготовки, режущего АЗ, стружки, круга и окружающей среды описываются следующими граничными условиями:

- в пределах зоны контакта заготовки 1 с АЗ 2:

$$\frac{\partial T_1}{\partial y} = -\frac{q'_{2T}}{\lambda_1},\ \frac{\partial T_2}{\partial y} = -\frac{q''_{2T}}{\lambda_2},\ T_1 = T_2,\ q'_{2T} + q''_{2T} = q_{2T};$$

- в пределах зоны контакта заготовки 1 со стружкой 3:

$$\frac{\partial T_1}{\partial n} = -\frac{q'_{\partial}}{\lambda_1},\ \frac{\partial T_3}{\partial n} = -\frac{q''_{\partial}}{\lambda_1},\ T_1 = T_3,\ q'_{\partial} + q''_{\partial} = q_{\partial};$$

- в пределах зоны контакта стружки 3 с АЗ 2:

$$\frac{\partial T_2}{\partial n} = -\frac{q'_{1T}}{\lambda_2},\ \frac{\partial T_3}{\partial n} = -\frac{q''_{1T}}{\lambda_1},\ T_2 = T_3,\ q'_{1T} + q''_{1T} = q_{1T}.$$

На основании исследований [70, 71] примем, что сопряжение АЗ 2 со связкой является идеальным, а это означает равенство температур сопряженных поверхностей зерна 2 и круга 4:

$$T_2 = T_4.$$

Теплообмен на границах объектов, контактирующих с СОЖ или воздухом, зададим в форме закона Ньютона-Рихмана, описывающего процесс конвективного теплообмена в виде

$$-\lambda_z \frac{\partial T_z}{\partial n} = \alpha_j \left(T_z - T_0\right),$$

где λ_z – коэффициент теплопроводности z-го объекта, Вт / (м^2 · К); T_z – температура z-го объекта, К; z – номер объекта (z = 1, 2, 3, 4 : заготовка, АЗ, стружка и ШК соответственно); j – номер поверхности; α_j – коэффициент теплоотдачи от j-ой поверхности, Вт / (м^2 · К); n – нормаль к границе объекта.

Границы PQ и WS области PQWS шлифовального круга считаем теплоизолированными.

Время, в течение которого происходит теплообмен, разобьем на конечные малые промежутки $\Delta\tau$. Через k обозначим число положений АЗ относительно дуги контакта с заготовкой:

$$k = \frac{\ell_{\text{к}}}{V_{\text{к}} \cdot \Delta\tau} + 1. \qquad (3.73)$$

При этом первому положению зерна соответствует $x_2 = 0$, т. е. когда точки E и F совпадают.

Обозначим через Δα угол между последовательными положениями АЗ (рис. 3.25):

$$\Delta\alpha = \frac{\alpha_{max}}{k-1},$$

где

$$\alpha_{max} = \lambda = arc\ cos\ \frac{D_к - 2t_ф}{D_к}; \tag{3.74}$$

$$\Delta\alpha = \frac{\alpha_{max} \cdot V_к \cdot \Delta\tau}{\ell_к}. \tag{3.75}$$

Для каждого *i*-го положения АЗ ($i = 1 \ldots k$) угол, характеризующий положение зерна относительно вертикальной линии, проведенной через точку F (см. рис. 3.25),

$$\alpha_i = (i-1) \cdot \Delta\alpha.$$

Глубина внедрения зерна в заготовку при его *i*-м положении:

$$a_{mi} = a_{кр} + a_{зi}, \tag{3.76}$$

где $a_{зi}$ – подача на зерно при *i*-м положении последнего:

$$a_{зi} = \frac{V_{s\,пр} \cdot \ell_ф}{\pi \cdot D_к \cdot n_к} \cdot sin\left((i-1)\frac{\alpha_{max} \cdot V_к \cdot \Delta\tau}{\ell_к}\right). \tag{3.77}$$

Если $a_{mi} \le a_{кр}$, то зерно пластически деформирует материал заготовки, в противном случае осуществляет микрорезание.

Поскольку источники плотностью q_∂ и q_{1T} являются быстродвижущимися, то теплота в стружку впереди них по ходу движения последней распространяться не будет (см. рис. 3.23). Это означает, в частности, что теплота, внесенная в объем I стружки (см. рис. 3.25) этими источниками, при дальнейшем перемещении зерна не перейдет в объем II. Следовательно, при расчете температуры стружки при каждом положении АЗ можно не принимать во внимание форму и размеры объемов стружки, удаленных на предыдущих участках, поскольку теплота в эти объемы не передается.

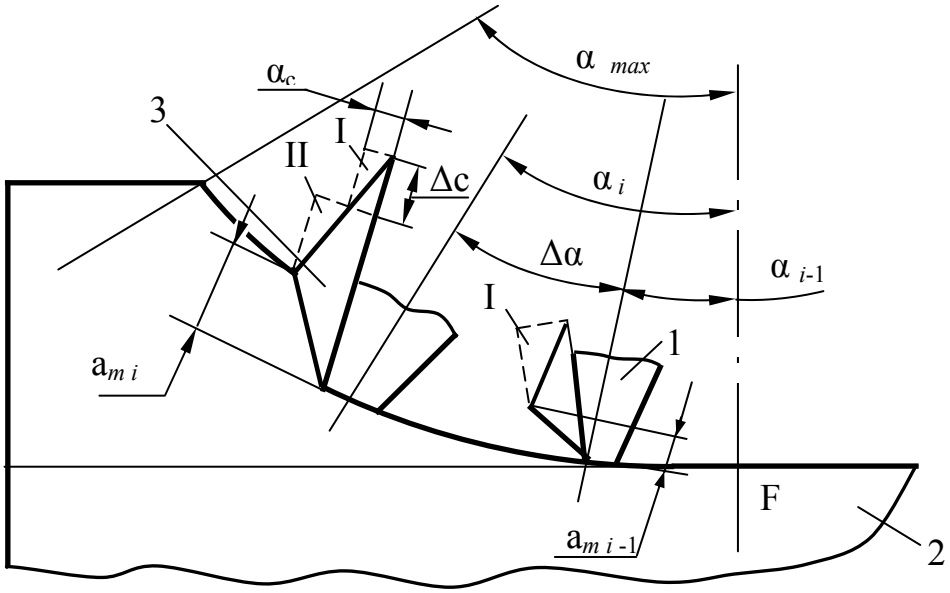


Рис. 3.25. Схема к расчету локальных температур:
1 – АЗ;
2 – заготовка;
3 – стружка

При каждом *i*-м положении АЗ стружку представим в виде стержня постоянного сечения (обоснование этого допущения представлено выше), размеры которого можно определить из следующих соображений: поскольку за промежуток времени $\Delta\tau$ $(i-1)$ АЗ переместится на расстояние

$$\Delta\ell_i = V_{\text{к}} \cdot \Delta\tau(i-1),$$

то длина каждого стержня

$$\Delta_{\text{c}_i} = \frac{V_{\text{к}} \cdot \Delta\tau(i-1)}{\eta},$$

где η – коэффициент, характеризующий усадку стружки.

Если $\Delta_{\text{c}_i} > \ell_1$, следует принять $\Delta_{\text{c}} = \ell_1$; если $\Delta_{\text{c}_i} \le \ell_1$, то $\ell_1 = \Delta_{\text{c}_i}$.

Высота каждого стержня

$$a_{\text{c}i} = a_{mi} \cdot \eta.$$

На каждый элементарный объем заготовки размером $\Delta\ell$ (рис. 3.26) от момента входа его в зону действия тепловых импульсов (когда левый верхний угол проекции этого объема совпадает с точкой B_1 по рис. 3.26) до момента выхода из этой зоны воздействует ряд импульсов, являющихся результатом диспергирования материала заготовки отдельными АЗ.

Количество тепловых импульсов – зерен, воздействующих на каждый элементарный объем,

$$n = \frac{L}{\Delta L} + 1,$$

где L – проекция траектории движения зерна на ось, совпадающую с направлением скорости подачи, м; ΔL – расстояние, на которое перемещается заготовка за интервал времени между воздействиями смежных тепловых импульсов, м.

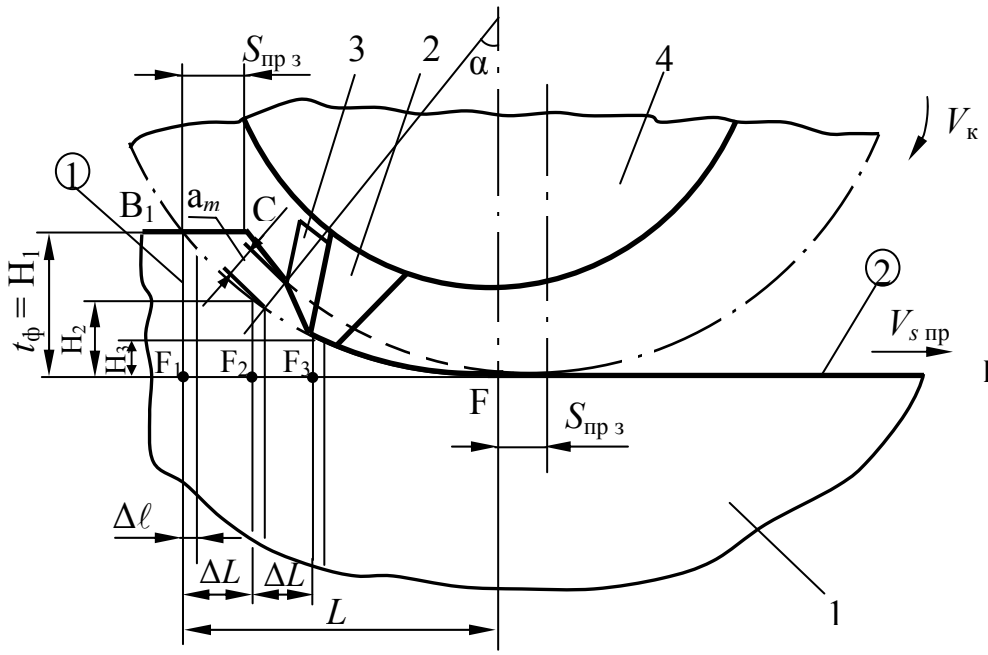


Рис. 3.26. Схема к расчету локальных температур при шлифовании:
1 – заготовка;
2 – АЗ;
3 – стружка;
4 – ШК

Рис. 3.27. Схема к расчету локальных температур при шлифовании: 1 – заготовка; 2 – АЗ; 3 – стружка; 4 – ШК

$$L = \ell_к \cdot cos\ \lambda;$$

$$\Delta L = V_{s\ пр} \cdot \Delta\tau_u,$$

где $\Delta\tau_u$ – интервал времени между воздействием тепловых импульсов от АЗ, с.

$$\Delta\tau_u = \frac{\ell_{а.з}}{V_к},$$

где $\ell_{а.з}$ – расстояние между диспергирующими АЗ, м.

Таким образом,

$$n = \frac{\ell_к \cdot V_к}{V_{sпр} \cdot \ell_{а.з}}. \qquad (3.78)$$

Если принимать во внимание лишь режущие зерна, то $\ell_{а.з} = \ell_ф$.

Таким образом, чтобы учесть взаимное влияние тепловых импульсов, моделировали движение по траектории FB_1 n зерен. Начальную температуру заготовки при воздействии на нее j-го зерна ($2 \le j \le n$) принимаем равной температуре, до которой она успевает остыть после прохождения (j – 1)-го зерна.

При моделировании температурного поля от первого зерна считаем, что начальная температура равна температуре окружающей среды.

При удалении материала заготовки последовательно работающими зернами ШК траектория движения зерна FB_1 смещается в направлении скорости подачи, причем смещение после прохождения n зерен равно L. Однако, поскольку $\ell_к$ в большинстве случаев весьма мала в сравнении с размерами заготовки, можно считать положение траектории FB_1 неизменным, не внося при этом заметной погрешности в результаты расчета.

Начальные условия при работе j-го зерна определим, используя следующий прием. Выделим в заготовке n элементарных объемов размером $\Delta\ell$ (см. рис. 3.26), расстояние между которыми равно ΔL. Чтобы учесть совместное воздействие зерен при расчете температурного поля в j-ом объеме ($2 \le j \le n$), расположенном на расстоянии ($L - \Delta L\ (j - 1)$) от точки F, за начальное распределение температуры примем температурное поле, сформировавшееся в данный момент времени в ($j - 1$) объеме. При расчете температуры первого объема, расположенного на расстоянии L от точки F, начальная температура равна температуре окружающей среды.

Таким образом, получены рабочие уравнения (3.66) – (3.72) теплопроводности контактирующих при шлифовании объектов, зависимости (3.59) – (3.65) для расчета плотностей тепловыделения источников и разработана методика, позволяющая рассчитать температуры контактирующих объектов (АЗ, стружки и заготовки), в том числе локальные, как результат наложения тепловых импульсов от режущих и пластически деформирующих АЗ.

Для расчета этих температур необходимо определить коэффициенты теплоотдачи от заготовки, АЗ, стружки и выделенного объема шлифовального круга к СОЖ и воздуху.

Поверхности NK и VL зерна, MD и MN стружки, CD и VF заготовки, а также поверхности PK и LS круга обмениваются теплотой с СОЖ, проникшей в зону контакта круга с заготовкой; поверхности B_1C и FF_1 заготовки омываются жидкостью, подаваемой поливом (см. рис. 3.23). Остальные поверхности заготовки и поверхность QW шлифовального круга обмениваются теплотой с окружающей воздушной средой.

Определим коэффициенты теплоотдачи к участкам поверхности заготовки, орошаемым СОЖ.

Участки B_1C и FF_1 заготовки представим как поверхности пластин, продольно обтекаемых потоками СОЖ с относительной скоростью U_3, равной

$$U_3 = \left| V_{s\,\text{пр}} \pm v_{\text{ж}} \right|,$$

где $v_{\text{ж}} = G_{\text{ж}1}/F_{\text{с}}$ – скорость истечения СОЖ из сопла, м/с; $G_{\text{ж}1}$ – объемный расход СОЖ через сопло, $м^3/с$; $F_{\text{с}}$ – площадь выходного сечения сопла, $м^2$.

Знак «+» принимают, когда векторы скоростей заготовки и потока СОЖ направлены в противоположные стороны (при встречном шлифовании), знак «–» – когда направления этих векторов совпадают (при попутном шлифовании).

Коэффициент теплоотдачи от поверхностей B_1C и FF_1 к СОЖ определяется из зависимости:

$$\alpha_1 = \frac{Nu_f \cdot \lambda_{жf}}{L_{B_1F_1}}, \tag{3.79}$$

где Nu_f – безразмерный комплекс, называемый критерием Нуссельта, при определяющей температуре, равной температуре набегающего потока СОЖ $T_ж$; $\lambda_{жf}$ – теплопроводность СОЖ при температуре $T_ж$, Вт/(м · К); $L_{B_1F_1}$ – длина поверхности, омываемой СОЖ, м.

В условиях ламинарного режима движения СОЖ (при $Re_f \le 10^5$) расчет числа Nu_f проводят по эмпирическому уравнению подобия [10]

$$Nu_f = 0{,}66 \cdot Re_f^{0,5} \cdot Pr_f^{0,43} \cdot \left(Pr_f / Pr_w\right)^{0,25}, \tag{3.80}$$

где

$$Pr_f = \frac{\mu_{жf} \cdot c_{жf}}{\lambda_{жf}}; \quad Pr_w = \frac{\mu_{жw} \cdot c_{жw}}{\lambda_{жw}}; \tag{3.81}$$

$$Re_f = \frac{U_з \cdot L_{B_1F_1}}{\nu_{жf}}, \tag{3.82}$$

где $\mu_ж$ – динамическая вязкость СОЖ, Па · с; $c_ж$ – удельная теплоемкость СОЖ, Дж/(кг · К); $\nu_ж$ – кинематическая вязкость СОЖ, м^2/с.

Параметры, в обозначениях которых имеется индекс «*f*», выбирают по температуре СОЖ на выходе из сопла, индекс «*w*» – по средней температуре заготовки на участках B_1C и FF_1.

Если $Re_f > 10^5$, расчет ведут по эмпирическому уравнению подобия, полученному для турбулентного режима течения СОЖ [10]:

$$Nu_f = 0{,}0361 \cdot Re_f^{0,8} \cdot Pr_f^{0,43} \cdot \left(Pr_f / Pr_w\right)^{0,25}. \tag{3.83}$$

При определении коэффициентов теплоотдачи от поверхностей АЗ, стружки, CD и VF заготовки исходили из того, что в зоне контакта присутствует газожидкостная смесь (СОЖ с воздухом) [20], а полное заполнение этой зоны жидкостью может быть лишь в предельном случае.

Полагаем, что на площади F_1 поверхности каждого из этих объектов происходит теплообмен с жидкостью, а на остальной части поверхности, площадь которой равна $F - F_1$ (где F – площадь охлаждаемой поверхности, м^2) осуществляется теплообмен с воздухом.

Приведенный коэффициент теплоотдачи [69]:

$$\alpha^* = \frac{\alpha_{ж} \cdot F_1 + \alpha_b (F - F_1)}{F}, \tag{3.84}$$

где $\alpha_{ж}$ и α_b – коэффициенты теплоотдачи в СОЖ и воздух соответственно, Вт/(м^2 · К).

Приняв отношение площадей F_1/F равным коэффициенту ξ, определяющему долю СОЖ в объеме воздушно-жидкостной смеси, получим

$$\alpha^* = \alpha_{ж} \cdot \xi + \alpha_b \cdot (1 - \xi). \tag{3.85}$$

Жидкость, движущаяся в зоне контакта круга с заготовкой, соприкасается с нагретыми поверхностями и в зависимости от температуры этих поверхностей устанавливается режим конвективного теплообмена или режим теплоотдачи при кипении (если температура поверхностей выше температуры насыщения жидкости).

Если температура нагретой поверхности ниже температуры насыщения СОЖ, то коэффициент теплоотдачи определяется зависимостью

$$\alpha_{ж} = \frac{Nu_f \cdot \lambda_{жf}}{\ell_{х}}, \tag{3.86}$$

где $\ell_{х}$ – характерный размер поверхности, м.

В качестве характерного размера приняли: для стружки – ее толщину a_c (см. рис. 3.23), для заготовки – длину дуги контакта $\ell_к$ круга с заготовкой, для АЗ – эквивалентный диаметр, определяемый как $d_э = (2h_u + H_з) \cdot tg\,\gamma$.

Для поверхностей заготовки и стружки расчет чисел Nu_f, Pr_f и Pr_w производится по формулам (3.80) и (3.81), для АЗ – по эмпирическим уравнениям [10, 69]:

$$Nu_f = 0{,}56 \cdot Re_f^{0,5} \cdot Pr_f^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_f}{Pr_w}\right)^{0,25} \tag{3.87}$$

при $Re_f \le 10^3$ и

$$Nu_f = 0{,}28 \cdot Re_f^{0,6} \cdot Pr_f^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_f}{Pr_w}\right)^{0,25} \tag{3.88}$$

при $Re_f > 10^3$.

Число Рейнольдса Re_f определяется по зависимости

$$Re_f = \frac{V_{ж} \cdot \ell_{к}}{\nu_{жf}}, \tag{3.89}$$

где $V_{ж}$ – средняя скорость движения СОЖ в зоне контакта ШК с заготовкой, которую можно рассчитать, воспользовавшись зависимостью [90]:

$$V_{ж} = \frac{V_{к}}{2} + \frac{1}{12\mu_{ж}} \cdot \frac{p_0 - p_{01}}{\ell_{к}} \cdot h_0^2, \tag{3.90}$$

где p_0 и p_{01} – давление СОЖ на входе и выходе из контактной зоны, Па; h_0 – средняя толщина слоя жидкости между ШК и обрабатываемой поверхностью заготовки, м (см. § 3.5):

$$h_0 = \left(K \cdot d_0 - h_{зо} - h_u - a_m\right) - \frac{\sqrt{z_0} \cdot c_{к1} \cdot \alpha}{tg\left(90^\circ - \gamma\right) \cdot d_0^{\alpha}} \cdot \left(\frac{1}{\alpha} - \frac{2}{\alpha+1} + \frac{1}{\alpha+2}\right) \times$$
$$\times \left(\left(K \cdot d_o - h_{зо}\right)^{\alpha+2} - \left(h_u + a_m\right)^{\alpha+2}\right) \quad . \tag{3.91}$$

Если температура поверхности превышает температуру насыщения СОЖ, то приведенный коэффициент теплоотдачи определяется зависимостью [69]:

$$\alpha^* = \alpha_{ж\,пр} \cdot \xi + \alpha_b \cdot (1 - \xi), \tag{3.92}$$

где $\alpha_{ж\ пр}$ – приведенный коэффициент теплоотдачи при кипении жидкости, Вт/(м^2 · К).

Коэффициент $\alpha_{ж\ пр}$, учитывающий совместное влияние кипения и конвективного теплообмена с движущейся СОЖ, можно рассчитать с помощью формул [69]:

$$\alpha_{ж\,пр} = \alpha_{ж} \text{ при } \alpha_{к} < 0{,}5 \cdot \alpha_{ж}; \tag{3.93}$$

$$\alpha_{ж\,пр} = \frac{4\alpha_{ж} + \alpha_{к}}{5\alpha_{ж} - \alpha_{к}} \cdot \alpha_{ж} \qquad \text{при } 0{,}5 \cdot \alpha_{ж} \le \alpha_{к} \le 2 \cdot \alpha_{ж}; \tag{3.94}$$

$$\alpha_{ж\,пр} = \alpha_{к} \text{ при } \alpha_{к} > 2 \cdot \alpha_{ж}, \tag{3.95}$$

где $\alpha_к$ – коэффициент теплоотдачи при кипении СОЖ, Вт/(м^2 · К).

Для расчета коэффициента $\alpha_к$ теплообмена с жидкостями на водной основе, когда $Re_к > 0{,}01$, можно использовать следующие зависимости:

$$\alpha_{к} = 170 \cdot (T_s - 373)^{1{,}86} \qquad \text{при} \quad 378 \le T_s \le 393 \text{ К}; \tag{3.96}$$

$$\alpha_{к} = 3{,}33 \cdot 10^6 \, (T_s - 373)^{-1{,}43} \quad \text{при} \quad 393 < T_s \le 508 \text{ К}; \tag{3.97}$$

$$\alpha_к = 3 \cdot 10^3 \qquad \text{при} \quad T_s > 508 \text{ К}. \tag{3.98}$$

Коэффициент теплоотдачи α_b определяется зависимостью

$$\alpha_b = \frac{Nu_{bf} \cdot \lambda_{bf}}{\ell_х}, \tag{3.99}$$

где λ_{bf} – теплопроводность воздуха, Вт/(м · К).

В условиях ламинарного режима движения (при $Re_{bf} \le 10^5$) число Nu_{bf} определяют из уравнения

$$Nu_{bf} = 0{,}66 \cdot Re_{bf}^{0,5} \cdot Pr_{bf}^{0,43} \cdot \left(\frac{Pr_{bf}}{Pr_{bw}}\right)^{0,25}, \tag{3.100}$$

где $Pr_{bf} = \frac{\mu_{bf} \cdot c_{bf}}{\lambda_{bf}}$; $Pr_{bw} = \frac{\mu_{bw} \cdot c_{bw}}{\lambda_{bw}}$; $Re_{bf} = \frac{V_{ж} \cdot \ell_к}{\nu_b}$.

В условиях турбулентного режима движения (при $Re_{bf} > 10^5$) используют зависимость

$$Nu_{bf} = 0{,}0361 \cdot Re_{bf}^{0,8} \cdot Pr_{bf}^{0,43} \cdot \left(\frac{Pr_{bf}}{Pr_{bw}}\right)^{0,25}. \tag{3.101}$$

Массовый расход СОЖ через зону контакта при подаче ее поливом с учетом фазовых превращений можно определить по зависимости [90]

$$G_{1ф} = G_1 \frac{1 - \dfrac{V_к \cdot h_0 \cdot \rho_ж \cdot H_з}{2G_1}\left(1 - \dfrac{\ell_n}{\ell_к} - \dfrac{\mu_{жn}}{\mu_ж}\left(1 - \dfrac{\ell_n}{\ell_к}\right)\right)}{\dfrac{\ell_n}{\ell_к} + \dfrac{\mu_{жn} \cdot \rho_ж}{\mu_ж \cdot \rho_{жn}}\left(1 - \dfrac{\ell_n}{\ell_к}\right)}, \tag{3.102}$$

где $\rho_ж$ и $\rho_{жn}$ – плотность СОЖ и ее паров соответственно, кг/м^3; ℓ_n – координата области фазового перехода, м; $\mu_ж$ и $\mu_{жп}$ – динамическая вязкость СОЖ и ее паров соответственно, Па · с; G_1 – массовый расход СОЖ через зону контакта при отсутствии фазовых превращений, кг/с, который, в свою очередь, можно рассчитать по формуле [90]

$$G_1 = \frac{(p_0 - p_{01}) \cdot h_0^3 \cdot \rho_ж \cdot H_з}{12 \cdot \mu_ж \cdot \ell_к} + \frac{V_к \cdot h_0 \cdot \rho_ж \cdot H_з}{2}. \tag{3.103}$$

Массовый расход СОЖ через поры шлифовального круга при ее подаче к торцу круга через насадки определяется из уравнения, полученного Е.С. Киселевым [30].

Расход СОЖ через зону контакта при подаче ее через поры круга равен

$$G_{кп} = \frac{G_n \cdot H_з \cdot \ell_к}{\pi \cdot D_к \cdot H}. \qquad (3.104)$$

Коэффициент ξ, определяющий долю СОЖ при подаче ее поливом и через поры круга одновременно:

$$\xi = \xi_п + \xi_н, \qquad (3.105)$$

где $\xi_п$ – коэффициент, определяющий долю СОЖ в объеме воздушно-жидкостной смеси, при подаче поливом; $\xi_н$ – то же при подаче СОЖ через поры круга:

$$\xi_н = \frac{G_{кп}}{G_{1ф} + G_{кп}}. \qquad (3.106)$$

Определим $\xi_п$ сравнением расчетного расхода СОЖ через зону контакта и расхода, зафиксированного экспериментальным путем.

По данным [90], расход СОЖ – 3 %-ной эмульсии Укринол-1М через зону контакта круга 24А25НСТ16К6, вращающегося с рабочей скоростью 50 м/с, с заготовкой при $H_з = 20 \cdot 10^{-3}$ м составил $1{,}15 \cdot 10^{-5}$ м^3/с, что при $\rho_ж$ = 942 кг/м^3 составляет $1{,}22 \cdot 10^{-3}$ кг/с.

Расчеты, выполненные для этих условий, показали, что $G_1 = 4{,}8 \cdot 10^{-2}$ кг/с. Следовательно, $\xi_п$, равный отношению эмпирического и расчетного расходов СОЖ через зону контакта, составляет 0,25.

Таким образом, получены основные уравнения теплообмена и выбраны граничные условия контактного взаимодействия объектов для расчета локальных температур от режущих и пластически деформирующих АЗ в процессе шлифования. Определены коэффициенты теплоотдачи от поверхностей контактирующих объектов в окружающую среду.

Для расчета коэффициентов теплоотдачи от поверхностей, находящихся в зоне контакта ШК с заготовкой, необходимо знать скорость и расход СОЖ через эту зону.

3.5. Расход СОЖ через зону контакта засаленного шлифовального круга с заготовкой

Средняя толщина слоя жидкости между кругом и поверхностью заготовки, м:

$$h_0 = \frac{F_{\text{ж}}}{H_{\text{з}}}, \tag{3.107}$$

где $F_{\text{ж}}$ – площадь сечения, заполненного жидкостью, м^2.

Учитывая, что часть этого сечения (рис. 3.27) может быть заполнена отходами шлифования, запишем зависимость для расчета $F_{\text{ж}}$:

$$F_{\text{ж}} = H_{\text{з}} (\Delta_{max} - h_{\text{зо}} - h_u - a_m) - F_{\text{з.в}},$$

где Δ_{max} – толщина рабочего слоя ШК [1, 34, 35]; $F_{\text{з.в}}$ – площадь сечения зерен, вершины которых выступают над поверхностью отходов шлифования, м^2.

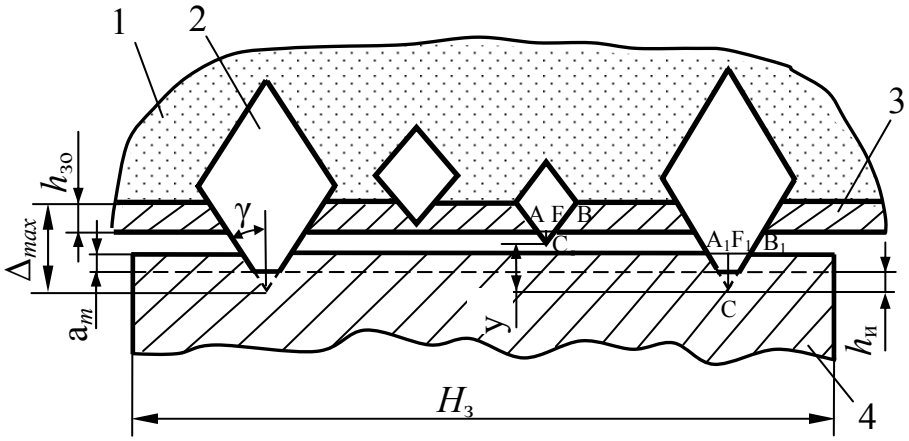


Рис. 3.27. Схема к расчету толщины слоя жидкости между ШК и заготовкой:
1 – ШК; 2 – АЗ; 3 – отходы шлифования; 4 – заготовка

$$\Delta_{max} = \text{к}_1 \cdot d_{\text{о}} (1 - \varepsilon),$$

где к_1 – коэффициент.

$F_{\text{з.в}}$ – определяется суммированием площадей сечений зерен, вершины которых расположены на глубине $y < \Delta_{max} - h_{\text{зо}}$, с учетом площадей частей этих зерен, углубившихся в заготовку на величину a_m:

$$F_{\text{з.в}} = \int_{o}^{\Delta_{max} - h_{\text{зо}}} F_{\text{з}} \cdot dz_{\text{к}} - \int_{o}^{h_u + a_m} F_{\text{з1}} \cdot dz_{\text{к}},$$

где $F_{\text{з}}$ и $F_{\text{з1}}$ – площади части одного АЗ, выступающей над слоем отходов, м^2; $z_{\text{к}}$ – функция, описывающая распределение числа зерен (режущих и «давящих») в зависимости от расстояния y:

$$z_{\text{к}}(y) = H_{\text{з}}\sqrt{z_{\text{о}}}\cdot c_{\text{к1}}\left(\frac{y}{d_{\text{о}}}\right)^{\alpha};$$

$$dz_{\text{к}} = \frac{H_{\text{з}}\sqrt{z_{\text{о}}}\cdot c_{\text{к1}}\cdot\alpha\cdot y^{\alpha-1}}{d_{\text{о}}^{\alpha}}.$$

После вычислений и преобразований получим:

$$F_{\text{зв}} = \frac{H_{\text{з}}\cdot\sqrt{z_{\text{о}}}\cdot c_{\text{к1}}\cdot\alpha}{tg\left(90^{\circ}-\gamma\right)\cdot d_{\text{о}}^{\alpha}}\cdot\left(\frac{1}{\alpha}-\frac{2}{\alpha+1}+\frac{1}{\alpha+2}\right)\times$$
$$\times\left(\left(\Delta_{max}-h_{\text{зо}}\right)^{\alpha+2}-\left(h_u+a_m\right)^{\alpha+2}\right); \qquad (3.108)$$

$$h_{\text{о}} = \left(\Delta_{max}-h_{\text{зо}}-h_u-a_m\right)-\frac{\sqrt{z_{\text{о}}}\cdot c_{\text{к1}}\cdot\alpha}{tg\left(90^{o}-\gamma\right)\cdot d_{\text{о}}^{\alpha}}\times$$
$$\times\left(\frac{1}{\alpha}-\frac{2}{\alpha+1}+\frac{1}{\alpha+2}\right)\times\left(\left(\Delta_{max}-h_{\text{зо}}\right)^{\alpha+2}-\left(h_u+a_m\right)^{\alpha+2}\right). \qquad (3.109)$$

Математическая зависимость (3.109) для расчета средней толщины слоя жидкости между кругом и поверхностью заготовки позволяет уточнить формулу (3.102) для расчета расхода СОЖ через зону контакта круг – заготовка, используемого для определения коэффициентов теплоотдачи от объектов, находящихся в этой зоне.

В итоге исследований, представленных в третьей главе, разработаны:

• физическая модель проникновения и удержания частицы шлама в пространстве между абразивными зернами круга и математические модели (3.6) – (3.8) для расчета сил, необходимых для удаления этой частицы с рабочей поверхности ШК, что позволит в дальнейшем обосновать выбор технологии и средств снижения интенсивности засаливания шлифовальных кругов;

• математические модели (3.14) и (3.22), описывающие влияние отходов шлифования, находящихся на рабочей поверхности круга, на размещение стружки в пространстве между АЗ и режущую способность круга, а также зависимости (3.15), (3.16), (3.23) и (3.24), дополняющие систему ограничений при назначении рационального режима шлифования заготовок из пластичных материалов;

• математическая модель (3.39), (3.41), (3.45), (3.46) сил шлифования заготовок из пластичных сталей и сплавов, учитывающая зависимость этих сил от коэффициента навалов. В результате численного моделирования показано, что влияние коэффициента навалов на силы шлифования является значимым, а степень этого влияния выше при обработке крупнозернистым кругом. За счет стабилизации коэффициента трения в большей степени можно снизить силы шлифования при обработке мелкозернистыми кругами;

• физические и математические модели для расчета локальных температур от режущих и пластически деформирующих АЗ в процессе шлифования, включающие основные уравнения теплообмена (3.66) – (3.72), граничные условия, зависимости (3.59) – (3.65) для расчета плотностей источников тепловыделения и зависимости (3.79) – (3.101) для расчета коэффициентов теплоотдачи от поверхностей контактирующих объектов в окружающую среду;

• математическая зависимость (3.109) для расчета средней толщины слоя жидкости между засаленным шлифовальным кругом и обрабатываемой поверхностью заготовки, позволяющая определить расход СОЖ через зону контакта круг – заготовка.

ГЛАВА 4. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУР В ПРОЦЕССЕ ШЛИФОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ ПЛАСТИЧНЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

4.1. Методика численного решения задачи теплообмена

Невозможность априорного определения плотностей распределения тепловых потоков между контактирующими при микрорезании и шлифовании объектами в зонах контакта АЗ со стружкой и заготовкой (образцом) и заготовки со стружкой, изменение положения этих зон во времени, необходимость учета изменения теплофизических свойств контактирующих объектов и механических свойств материала заготовки в зависимости от температуры (см. § 2.3, 3.4) создают серьезные трудности для точного аналитического определения локальных температур.

Для решения дифференциальных уравнений теплопроводности широко используют численные методы, в частности метод конечных разностей [10], когда приближенное решение получают в некотором конечном множестве расчетных точек, называемом сеткой.

На использование численных методов решения задач теплообмена ориентирован пакет программ ANSYS. Однако в нашем случае изменяются размеры и форма одного из контактирующих объектов – заготовки, поскольку при расчете моделируется процесс диспергирования ее режущими АЗ и пластической деформации другими АЗ. Использовать пакет ANSYS для расчета температур в объектах с изменяющейся формой и размерами практически невозможно, поскольку потребуется «вручную» задавать параметры формы в каждый момент времени, что приведет к большим временным затратам и обусловит необходимость использования вместо персонального компьютера суперЭВМ. Кроме того, при использовании этого пакета возникают серьезные трудности в случае взаимного перемещения контактирующих объектов (АЗ относительно заготовки и стружки относительно АЗ), что имеет место в нашем случае. Поэтому пришлось разрабатывать оригинальные методики и программы.

В рамках настоящего параграфа будут рассмотрены вопросы, затрагивающие общие подходы к решению задачи теплообмена: принцип формирования базы исходных данных; генерация разностной сетки и расчет ее параметров, в том числе расстояний между расчетными точками в направлении координатных осей; процедура получения дискретных аналогов уравнений теплопроводности контактирующих объектов; анализ устойчивости численного решения и расчет устойчивого шага интегрирования по времени; вывод полученной информации.

В следующем параграфе будет представлена методика численного моделирования теплового состояния контактирующих объектов. Будут выбраны материал заготовки, абразивный инструмент, режим шлифования и определены другие исходные данные для численного моделирования, теплофизические свойства контактирующих объектов и механические свойства материала заготовки в зависимости от температуры, варьируемые параметры и интервалы их варьирования, а также точки разностной сетки, в которых предполагается фиксировать температуры.

При построении дискретных аналогов дифференциальных уравнений использовали универсальный метод баланса [10]. Для каждого типа расчетных элементов АЗ, заготовки (образца), стружки и ШК (держателя) методом баланса получали дискретные аналоги соответствующих дифференциальных уравнений теплопроводности (2.30) – (2.33), (3.66) – (3.69). Каждому расчетному элементу присваивали уникальный двухкомпонентный номер (i, j), в котором i – номер расчетной точки в направлении оси $0x$ (рис. 4.1); j – то же в направлении оси $0y$.

Из закона сохранения энергии следует, что сумма всех входящих и выходящих за время $\Delta\tau$ тепловых потоков (см. рис. 4.1) равна изменению энтальпии рассматриваемого элемента (конечного объема):

$$Q_{\text{вх}\,x} - Q_{\text{вых}\,x} + Q_{\text{вх}\,y} - Q_{\text{вых}\,y} = m_{zi,j} \cdot c_{zi,j} \cdot \frac{T_{zi,j,k+1} - T_{zi,j,k}}{\Delta\tau}, \qquad (4.1)$$

где $Q_{\text{вх}\,x}$, $Q_{\text{вых}\,x}$ – тепловой поток, соответственно входящий в элемент (i, j) и выходящий из него в направлении оси $0x$, Вт; $Q_{\text{вх}\,y}$, $Q_{\text{вых}\,y}$ – то же в направлении оси $0y$; $m_{zi,j}$ – масса расчетного элемента, кг; $c_{zi,j}$ – удельная теплоемкость объекта Дж/(кг · К); $T_{zi,j,k+1}$ – температура расчетного элемента объекта в рассматриваемый момент времени, К; $T_{zi,j,k}$ – то же в предыдущий момент времени, К; z – номер рассматриваемого объекта (z = 1, 2, 3, 4 соответственно для заготовки, АЗ, стружки и ШК); подстрочный индекс, содержащий двухкомпонентный номер расчетного элемента, обозначает принадлежность соответствующего параметра к этому расчетному элементу.

Составляющие теплового баланса определяются следующими зависимостями:

$$Q_{\text{вх}\,x} = \lambda_{z\,i+\frac{1}{2},j} \cdot \frac{T_{z\,i+1,j,k} - T_{zi,j,k}}{\Delta x} \cdot \Delta y;\ Q_{\text{вых}\,x} = \lambda_{z\,i-\frac{1}{2},j} \cdot \frac{T_{z\,i,j,k} - T_{z\,i-1,j,k}}{\Delta x} \cdot \Delta y;$$

$$Q_{\text{вх}\,y} = \lambda_{z\,i,j+\frac{1}{2}} \cdot \frac{T_{z\,i,j+1,k} - T_{z\,i,j,k}}{\Delta y} \cdot \Delta x;\ Q_{\text{вых}\,y} = \lambda_{z\,i,j-\frac{1}{2}} \cdot \frac{T_{z\,i,j,k} - T_{z\,i,j-1,k}}{\Delta y} \cdot \Delta x;$$

$$m_{z\,i,j} = \rho_{z\,i,j} \cdot \Delta x \cdot \Delta y,$$

где λ_z – теплопроводность z-го объекта, Вт/(м · К); Δx, Δy – расстояние между расчетными точками в направлении оси $0x$ и $0y$ соответственно, м.

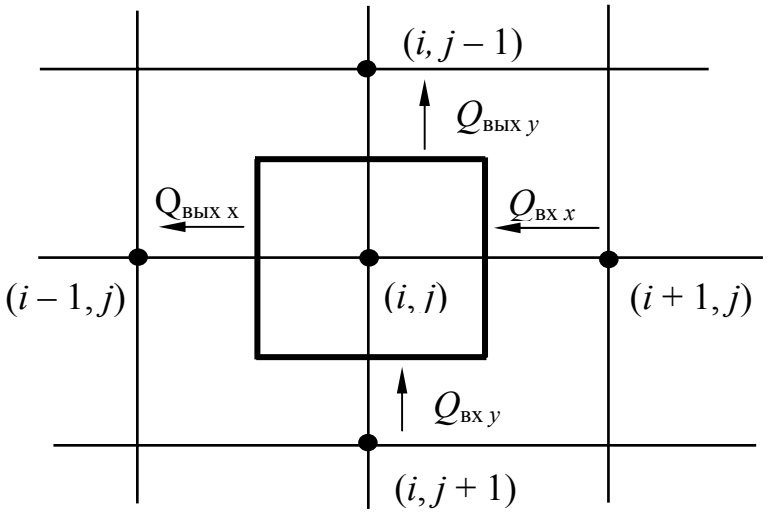


Рис. 4.1. Баланс тепла типового расчетного элемента:
● – расчетные точки, задействованные в тепловом балансе; $Q_{\text{вх } x}$, $Q_{\text{вых } x}$ – тепловой поток, соответственно входящий в элемент (i, j) и выходящий из него в направлении оси $0x$; $Q_{\text{вх } y}$, $Q_{\text{вых } y}$ – то же в направлении оси $0y$

Дискретный аналог уравнения теплопроводности z-го объекта для типового расчетного элемента с внутренней расчетной точкой:

$$T_{z\,i,j,k+1} = T_{z\,i,j,k} \cdot \left(1 - \frac{\Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \left(\lambda_{z\,i-\frac{1}{2},j} \cdot \frac{\Delta y}{\Delta x} + \lambda_{z\,i+\frac{1}{2},j} \cdot \frac{\Delta y}{\Delta x} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \lambda_{z\,i,j-\frac{1}{2}} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y} + \lambda_{z\,i,j+\frac{1}{2}} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y} \right)\right) + T_{z\,i-1,j,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta x^2 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \lambda_{z\,i-\frac{1}{2},j} +$$

$$+ T_{z\,i+1,j,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta x^2 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \lambda_{z\,i+\frac{1}{2},j} + T_{z\,i,j-1,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta y^2 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \lambda_{z\,i,j-\frac{1}{2}} +$$

$$+ T_{z\,i,j+1,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta y^2 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \lambda_{z\,i,j+\frac{1}{2}} \quad . \qquad (4.2)$$

Когда размер интервала между расчетными точками является неравномерным, аналоги уравнения теплопроводности принимают следующий вид:

$$T_{z\,i,j,k+1} = T_{z\,i,j,k} \cdot \left(1 - \frac{\Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \left(\lambda_{z\,i-\frac{1}{2},j} \cdot \frac{\Delta y}{\Delta x_1} + \lambda_{z\,i+\frac{1}{2},j} \cdot \frac{\Delta y}{\Delta x_2} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \lambda_{z\,i,j-\frac{1}{2}} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y_1} + \lambda_{z\,i,j+\frac{1}{2}} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y_2} \right)\right) + T_{z\,i-1,j,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta x_1 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \lambda_{z\,i-\frac{1}{2},j} +$$

$$+ T_{z\,i+1,j,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta x_2 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \lambda_{z\,i+\frac{1}{2},j} + T_{z\,i,j-1,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta y \cdot \Delta y_1 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot$$

$$\cdot \lambda_{z\,i,j-\frac{1}{2}} + T_{z\,i,j+1,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta y \cdot \Delta y_2 \cdot \rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j}} \cdot \lambda_{z\,i,j+\frac{1}{2}} \quad , \qquad (4.3)$$

где Δx_1 и Δx_2 – расстояние между расчетными точками $(i-1, j)$ и (i, j), а также между точками (i, j) и $(i+1, j)$ соответственно, м; Δy_1 и Δy_2 – расстояние между расчетными точками $(i, j-1)$ и (i, j), а также (i, j) и $(i, j+1)$ соответственно, м.

Для расчетных элементов зоны контакта АЗ с заготовкой (линия EV на рис. 3.23) уравнение теплового баланса имеет следующий вид:

$$Q_{\text{в}} = Q_{\text{вых } x1} + Q_{\text{вых } x2} + Q_{\text{вых } y1} + Q_{\text{вых } y2} + \\ + (m_{1\,i_1,j} \cdot c_{1\,i_1,j} + m_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j}) \cdot \frac{T_{z\,i,j,k+1} - T_{z\,i,j,k}}{\Delta\tau}, \quad (4.4)$$

где $Q_{\text{в}}$ – количество теплоты, выделившейся в рассматриваемом элементе, Вт; $Q_{\text{вых } x1}$, $Q_{\text{вых } x2}$ – тепловые потоки, выходящие из элемента (i, j) в направлении оси $0x$, Вт; $Q_{\text{вых } y1}$, $Q_{\text{вых } y2}$ – то же в направлении оси $0y$, Вт.

Дискретный аналог дифференциального уравнения теплопроводности для этих расчетных элементов представлен в следующем виде:

$$T_{2\,i,j,k+1} = T_{2\,i,j,k} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot (\rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} + \rho_{1\,i_1,j} \cdot c_{1\,i_1,j})} \cdot \left(\left(\left(\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j} + \right.\right.\right.\right. \\ \left.\left.\left.\left. + \lambda_{1\,i_1-\frac{1}{2},j} + \lambda_{2\,i+\frac{1}{2},j} + \lambda_{1\,i_1+\frac{1}{2},j}\right) \cdot \frac{\Delta y}{2 \cdot \Delta x} + \left(\lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}} + \lambda_{1\,i_1,j+\frac{1}{2}}\right) \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y}\right)\right) + \\ + T_{2\,i-1,j,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta x^2 \left(\rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} + \rho_{1\,i_1,j} \cdot c_{1\,i_1,j}\right)} \cdot \left(\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j} + \lambda_{1\,i_1-\frac{1}{2},j}\right) + \\ + T_{2\,i+1,j,k} \cdot \frac{\Delta\tau}{\Delta x^2 \left(\rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} + \rho_{1\,i_1,j} \cdot c_{1\,i_1,j}\right)} \cdot \left(\lambda_{2\,i+\frac{1}{2},j} + \lambda_{1\,i_1+\frac{1}{2},j}\right) + \\ + T_{2\,i,j-1,k} \cdot \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta y^2 \left(\rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} + \rho_{1\,i_1,j} \cdot c_{1\,i_1,j}\right)} \cdot \lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}} + \\ + T_{1\,i_1,j+1,k} \cdot \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta y^2 \left(\rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} + \rho_{1\,i_1,j} \cdot c_{1\,i_1,j}\right)} \cdot \lambda_{1\,i_1,j+\frac{1}{2}} + \\ + q_{2T\,i,j} \cdot \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta y \left(\rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} + \rho_{1\,i_1,j} \cdot c_{1\,i_1,j}\right)}. \quad (4.5)$$

Уравнение баланса теплоты для расчетных элементов, обменивающихся теплотой с окружающей средой (граница VL абразивного зерна на рис. 3.23):

$$Q_{\text{вх } x} - Q_{\text{вых } x} + Q_{\text{вх } y} = m_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} \cdot \frac{T_{2\,i,j,k+1} - T_{2\,i,j,k}}{\Delta\tau}.$$

Дискретный аналог уравнения теплопроводности для случая, когда размер интервала между расчетными точками является неравномерным:

$$T_{2\,i,j,k+1} = T_{2\,i,j,k} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j}} \cdot \left(\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j} \frac{\Delta y}{\Delta x_1} + \lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y_1} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \alpha_{11} \cdot \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2}\right)\right) + T_{2\,i-1,j,k} \cdot \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta x_1 \cdot \rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j}} \cdot \lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j} +$$

$$+ T_{2\,i,j-1,k} \cdot \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta y \cdot \Delta y_1 \cdot \rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j}} \cdot \lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}} + T_o \cdot \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j}} \times$$

$$\times \alpha_{11} \cdot \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2}. \qquad (4.6)$$

Дискретные аналоги дифференциальных уравнений теплопроводности для остальных расчетных элементов зон контакта объектов и на их поверхностях получаются аналогично.

С целью выбора оптимального варианта постановки уравнения теплопроводности с точки зрения обеспечения приемлемых затрат машинного времени на его численное решение, а также выбора шага интегрирования по времени и шагов расчетной сетки выполнили анализ устойчивости численного решения.

В подвижной системе координат, связанной с АЗ, дискретный аналог дифференциального уравнения теплопроводности для зоны контакта АЗ с заготовкой имеет вид:

$$T_{2\,i,j,k+1} = T_{2\,i,j,k} \cdot \left(1 - \frac{2A}{\Delta x \cdot \Delta y} \cdot \left(\left(\left(\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j} + \lambda_{1\,i-\frac{1}{2},j} + \lambda_{2\,i+\frac{1}{2},j} + \lambda_{1\,i+\frac{1}{2},j}\right) \cdot \frac{\Delta y}{2\Delta x} + \right.\right.\right.$$

$$\left.\left.\left. + \left(\lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}} + \lambda_{1\,i,j+\frac{1}{2}}\right) \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y}\right)\right) + T_{2\,i-1,j,k} \cdot \frac{A}{\Delta x^2} \cdot \left(-\frac{V_к \cdot \rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} \cdot \Delta x}{2} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j} + \lambda_{1\,i-\frac{1}{2},j}\right) + T_{2\,i+1,j,k} \cdot \frac{A}{\Delta x^2} \cdot \left(\frac{V_к \cdot \rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} \cdot \Delta x}{2} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \lambda_{2\,i+\frac{1}{2},j} + \lambda_{1\,i+\frac{1}{2},j}\right) + T_{2\,i,j-1,k} \cdot \frac{2A}{\Delta y^2} \cdot \lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}} + T_{1\,i,j+1,k} \cdot \frac{2A}{\Delta y^2} \cdot \lambda_{1\,i,j+\frac{1}{2}} +$$

$$+ q_{2T\,i,j} \cdot \frac{2A}{\Delta y}, \qquad (4.7)$$

где $A = \dfrac{\Delta\tau}{(\rho_{2\,i,j} \cdot c_{2\,i,j} + \rho_{1\,i,j} \cdot c_{1\,i,j})}$.

В системах координат, связанных с АЗ и заготовкой, дискретный аналог дифференциального уравнения теплопроводности для этой зоны отличается от зависимости (4.7) отсутствием слагаемых, содержащих множитель $V_к$.

Из теории разностных схем известно, что для обеспечения устойчивости численного решения уравнения (4.7) должны выполняться следующие условия:

$$\left(1-\frac{2A}{\Delta x\cdot\Delta y}\cdot\left(\left(\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j}+\lambda_{1\,i-\frac{1}{2},j}+\lambda_{2\,i+\frac{1}{2},j}+\lambda_{1\,i+\frac{1}{2},j}\right)\cdot\frac{\Delta y}{2\cdot\Delta x}+\right.\right.$$

$$\left.\left.+\left(\lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}}+\lambda_{1\,i,j+\frac{1}{2}}\right)\cdot\frac{\Delta x}{\Delta y}\right)>0\,; \qquad (4.8)$$

$$\frac{A}{\Delta x^2}\cdot\left(\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j}+\lambda_{1\,i-\frac{1}{2},j}-\frac{V_к\cdot\rho_{2\,i,j}\cdot c_{2\,i,j}\cdot\Delta x}{2}\right)>0\,;$$

$$\frac{A}{\Delta x^2}\cdot\left(\lambda_{2\,i+\frac{1}{2},j}+\lambda_{1\,i+\frac{1}{2},j}+\frac{V_к\cdot\rho_{2\,i,j}\cdot c_{2\,i,j}\cdot\Delta x}{2}\right)>0\,;$$

$$\frac{2A}{\Delta y^2}\cdot\lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}}>0\,;\quad\frac{2A}{\Delta y^2}\cdot\lambda_{1\,i,j+\frac{1}{2}}>0\,.$$

Выражения, стоящие в левых частях последних трех уравнений, не могут быть меньше нуля из физических соображений.

Поэтому для обеспечения устойчивости необходимо выполнить условие

$$\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j}+\lambda_{1\,i-\frac{1}{2},j}-\frac{V_к\cdot\rho_{2\,i,j}\cdot c_{2\,i,j}\cdot\Delta x}{2}>0\,, \qquad (4.9)$$

откуда следует ограничение на шаг разностной сетки в направлении оси $0x$

$$\Delta x<\frac{2\cdot\left(\lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j}+\lambda_{1\,i-\frac{1}{2},j}\right)}{V_к\cdot\rho_{2\,i,j}\cdot c_{2\,i,j}}. \qquad (4.10)$$

Для АЗ из белого электрокорунда в диапазоне температур 1250 … 1650 К $\lambda_2=5{,}196\,\frac{\text{Вт}}{\text{м}\cdot\text{К}}$, c_2 = 1085,8 Дж / (кг · К) [9], ρ_2 = 3950 кг/м^3 [1] для стали 40 при температуре 1073 К $\lambda_1=25\,\frac{\text{Вт}}{\text{м}\cdot\text{К}}$ [69].

При рабочей скорости круга $V_к$ = 35 м/с максимальный устойчивый шаг в направлении оси $0x$ составит $4\cdot10^{-7}$ м.

При этом количество расчетных точек только на участке контакта зерна с заготовкой в направлении оси 0x (если $\ell_к = 2 \cdot 10^{-3}$ м) составит 5000, что неприемлемо в связи с большими затратами машинного времени. Кроме того, максимальный устойчивый шаг Δx более чем на три порядка меньше длины дуги контакта. Таким образом, вариант 1 считаем неприемлемым.

При оценке выполнения условия (4.8) примем, что

$$\lambda_{2\,i,j-\frac{1}{2}} = \lambda_{2\,i-\frac{1}{2},j} = \lambda_{2\,i+\frac{1}{2},j} = \lambda_2, \quad \lambda_{1i-\frac{1}{2},j} = \lambda_{1\,i+\frac{1}{2},j} = \lambda_{1\,i,j+\frac{1}{2}} = \lambda_1, \quad \Delta x = \Delta y .$$

Тогда условие устойчивости численного решения уравнения (4.7) примет вид:

$$1 - \frac{4 \cdot \Delta\tau \cdot (\lambda_2 + \lambda_1)}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot (\rho_2 \cdot c_2 + \rho_1 \cdot c_1)} > 0,$$

а максимальный устойчивый шаг по времени определится из выражения

$$\Delta\tau_1 < \frac{\Delta x \cdot \Delta y \cdot (\rho_2 \cdot c_2 + \rho_1 \cdot c_1)}{4 \cdot (\lambda_2 + \lambda_1)}. \qquad (4.11)$$

Устойчивость решения уравнения (4.2) обеспечивается при выполнении условия

$$1 - \frac{\Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot (\rho_{z\,i,j} \cdot c_{z\,i,j})} \left(\begin{array}{l} \lambda_{z\,i-\frac{1}{2},j} \cdot \dfrac{\Delta y}{\Delta x} + \lambda_{z\,i+\frac{1}{2},j} \cdot \dfrac{\Delta y}{\Delta x} + \lambda_{z\,i,j-\frac{1}{2}} \cdot \dfrac{\Delta x}{\Delta y} + \\ + \lambda_{z\,i,j+\frac{1}{2}} \cdot \dfrac{\Delta x}{\Delta y} \end{array} \right) > 0 .$$

При $\Delta x = \Delta y$ максимальный шаг по времени определяется из выражения

$$\Delta\tau < \frac{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_z \cdot c_z}{4 \cdot \lambda_z}. \qquad (4.12)$$

Минимальные шаги Δx и Δy имеют место для АЗ и заготовки, поэтому расчет максимального устойчивого шага по времени произведем по выражениям

$$\Delta\tau_2 < \frac{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_1 \cdot c_1}{4 \cdot \lambda_1}; \qquad (4.13)$$

$$\Delta\tau_3 < \frac{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_2 \cdot c_2}{4 \cdot \lambda_2}. \qquad (4.14)$$

Если принять во внимание максимальную и минимальную температуры, то для заготовки максимальный шаг по времени $\Delta\tau$ составит $1{,}13 \cdot 10^{-7}$ и $1{,}3 \cdot 10^{-7}$ с, а для АЗ – $8{,}25 \cdot 10^{-7}$ и $1{,}76 \cdot 10^{-7}$ с соответственно.

Устойчивость численного решения разностных уравнений, позволяющих рассчитать температуру в расчетных точках на поверхностях B_1C, CD, VF и FF_1 заготовки, омываемых СОЖ (см. рис. 3.23), обеспечивается при выполнении условия

$$1 - \frac{2 \cdot \Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot (\rho_1 \cdot c_1)} \cdot \left(\begin{array}{l} \lambda_{1 i+\frac{1}{2}, j} \cdot \dfrac{\Delta y}{2 \cdot \Delta x} + \lambda_{1 i-\frac{1}{2}, j} \cdot \dfrac{\Delta y}{2 \cdot \Delta x} + \alpha_i \cdot \Delta x + \\ + \lambda_{1 i, j+\frac{1}{2}} \cdot \dfrac{\Delta x}{\Delta y} \end{array} \right).$$

При $\Delta x = \Delta y$

$$\Delta\tau_4 < \frac{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \rho_1 \cdot c_1}{2 \cdot (2 \cdot \lambda_1 + \alpha_i \cdot \Delta x)}. \qquad (4.15)$$

Анализ последнего выражения показывает, что $\Delta\tau_4$ уменьшается с увеличением α_i. Расчет показал, что, если принять во внимание максимальную температуру, то при $\alpha_i = 10 \cdot 10^3$ Вт / (м^2·К) $\Delta\tau_4 < 1{,}13 \cdot 10^{-7}$ с, что равно $\Delta\tau_2$ при максимальной температуре. Следовательно, слагаемое $\alpha_i \cdot \Delta x$ практически не влияет на $\Delta\tau$.

Значение устойчивого шага интегрирования по времени определяется с помощью выражений (4.10) – (4.15) до начала расчета теплового состояния контактирующих объектов при двух значениях температуры (минимальной T_0 и максимально возможной – 5000 К). Из всех полученных значений выбрали наименьшее, которое и приняли в качестве шага интегрирования по времени $\Delta\tau$:

$$\Delta\tau = min\{\Delta\tau_1, \Delta\tau_2, \Delta\tau_3, \Delta\tau_4\}.$$

Методика численного расчета дискретных аналогов уравнений теплопроводности реализована в оригинальных программах для персонального компьютера на языке Microsoft Visual Basic. Перед началом расчета программа запрашивает исходные данные: размеры контактирующих объектов, материалы заготовки и АЗ, характеристику ШК, элементы режима шлифования, состав СОЖ, способ и параметры техники ее подачи, параметры расчетной сетки. После ввода исходной информации программа генерирует и отображает на экране разностную сетку, отыскивает во внутренних базах данных необходимые теплофизические свойства контактирующих объектов и механические характеристики заготовки, вычисляет устойчивый шаг интегрирования по времени и предлагает

начать расчет. В результате расчета программа отображает температурные поля контактирующих объектов в виде графиков и таблиц.

Для апробации разработанной методики проведены расчеты температур контактирующих объектов (численное моделирование) и экспериментальные замеры температур при плоском шлифовании периферией круга (§ 4.2).

4.2. Методика численного моделирования и экспериментального исследования температур в процессе шлифования

Методика численного моделирования разработана на основе методики численного решения задачи теплообмена, приведенной в § 4.1.

Разностные сетки контактирующих объектов, построенные для расчета локальных температур в зоне контакта режущего и пластически деформирующего зерен с заготовкой, представлены на рис. 2.10 и 2.11 соответственно.

В качестве материала заготовки использовали конструкционную сталь 40Х и коррозионностойкую сталь 30Х13, обладающие достаточно высокими пластическими свойствами и вязкостью и относящиеся ко второй и третьей группе обрабатываемости шлифованием.

При исследовании влияния режима шлифования на локальные температуры варьировали глубиной шлифования t в пределах 0,01 … 0,03 мм, скоростью продольной подачи $V_{s\,\text{пр}}$ от 10 до 15 м/мин и рабочей скоростью круга $V_\text{к}$ в пределах 35 … 100 м/с [1, 27].

Влияние условий охлаждения на температуру исследовали, варьируя коэффициентом ξ, определяющим долю СОЖ в объеме воздушно-жидкостной смеси, в пределах $\xi = 0{,}25 \ldots 0{,}75$. Значение ξ, равное 0,25, имеет место, как установлено в § 3.4, при подаче СОЖ в зону обработки свободно текущей струей (поливом). Значение ξ, близкое к единице, можно получить, в частности, при шлифовании в среде охлаждающей жидкости (жидкостной ванне). Различные условия работы АЗ моделировали, изменяя коэффициент трения зерна о заготовку μ_0 от 0,15 (что соответствует трению незасаленного АЗ о заготовку при наличии смазки в зоне контакта до 0,5 (трение о заготовку зерна, поверхность которого полностью покрыта налипами, при отсутствии смазки составляет 0,4 … 0,5 (см. § 2.4)) и размер ℓ_2 площадки затупления АЗ в пределах 0,025 …0,1 мм [38] ($h_u = 0{,}025 \ldots 0{,}05$ мм).

Разработанные программы позволяют рассчитать температуру в точках контактирующих при шлифовании объектов через интервал времени, на два порядка меньший времени контакта АЗ с заготовкой. Фиксировали локальные температуры в точках, расположенных на площадках контакта зерна с заготовкой (линия EV на рис. 4.2) и со стружкой (линия EN), а также в точках, удален-

ных от этих площадок вглубь зерна (линии E″V′ и E′N′ соответственно) в зависимости от расстояния $x_з$ и $x_п$ от вершины зерна. Кроме того, фиксировали температуру заготовки в точках, лежащих на линиях, проведенных перпендикулярно линии, имитирующей траекторию движения АЗ (F_1F_2 на рис. 4.2), в зависимости от расстояния y от поверхности заготовки, а также температуру стружки и деформируемого слоя материала заготовки (площадка BCDE). Температура деформируемого слоя использовалась программой при расчете интенсивности напряжений при шлифовании.

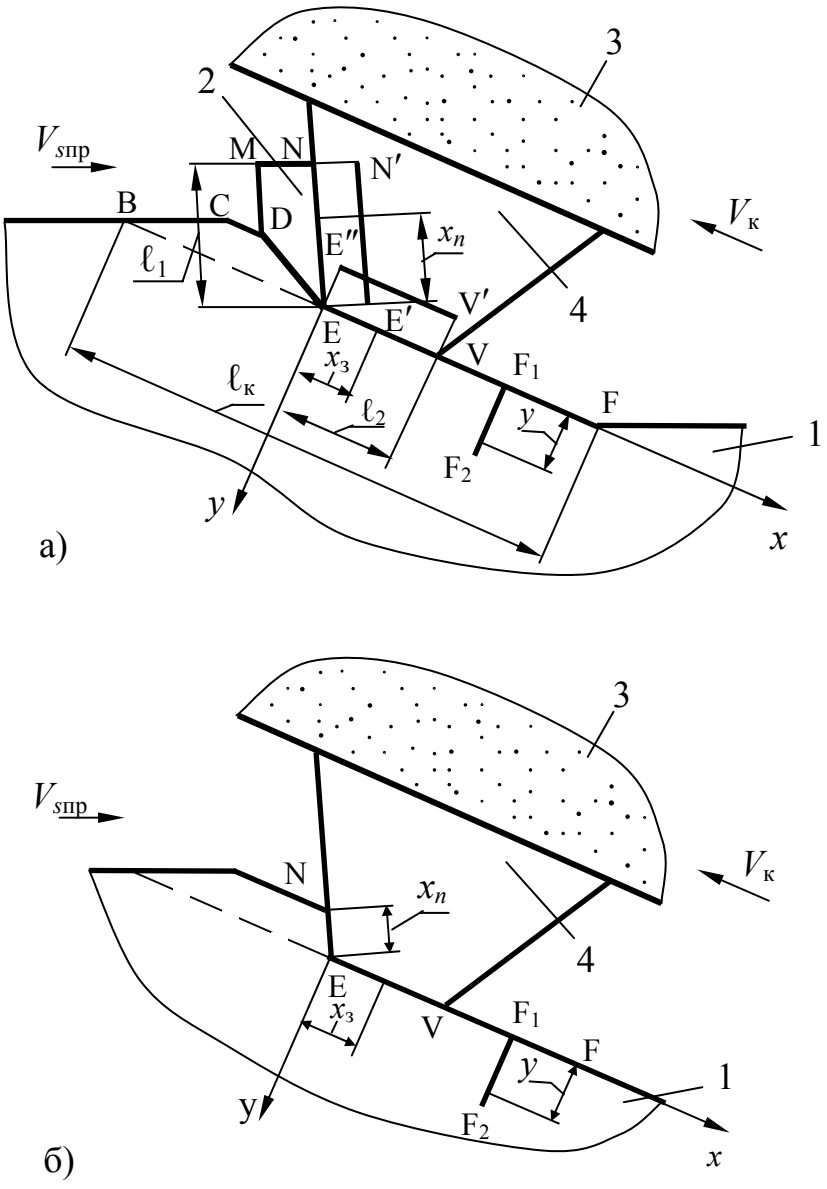


Рис. 4.2. Схема к расчету температур в зоне контакта с заготовкой режущего (а) и пластически деформирующего зерна (б) при шлифовании:
1 – заготовка; 2 – стружка; 3 – шлифовальный круг; 4 – АЗ

Для исследования изменения температур в зависимости от времени контакта АЗ с заготовкой и определения периода времени, в течение которого температурное поле стабилизируется, температуры фиксировали в зависимости от продолжительности контакта АЗ с заготовкой и порядкового номера зерен, последовательно проходящих через зону шлифования.

Адекватность физических и математических моделей, принятых при расчете температур в параграфах 2.3 и 3.4, реальным условиям проверяли путем сравнения средней температуры в зоне контакта $T_к$, полученной расчетным путем, с результатами измерения $T_к$ методом полуискусственной термопары, а также сравнения средней температуры на площадке контакта режущего зерна с заготовкой T_2 с результатами измерения этой температуры в рабо-

те Г. В. Бокучавы [9], который фиксировал локальную температуру при микрорезании единичными абразивными зернами из карбида кремния зеленого образцов из стали 40 и титанового сплава ВТ14 с рабочей скоростью 35 м/с.

Эксперименты проводили на установке, созданной на базе станка 3Д710В-1, при плоском маятниковом шлифовании заготовок из сталей 40Х и 30Х13 кругом 24А25ПСТ16К2. Контактную температуру в зоне шлифования контролировали полуискусственной термопарой, сигнал которой регистрировали с помощью осциллографа «Нева МТ-1». Усредняя температуру поверхностных слоев заготовки в различных точках и в различные моменты времени на расстоянии y от поверхности заготовки, равном диаметру проволоки термопары, получали среднюю расчетную температуру в зоне контакта. В процессе исследований и моделирования варьировали следующими факторами, оказывающими влияние на температуру при плоском шлифовании: скоростью продольной подачи $V_{s\,\text{пр}}$ и глубиной шлифования t .

Большая часть расчетов выполнена для случая, когда размер площадки затупления ℓ_2 на АЗ составляет 100 мкм. Площадка такого размера образуется на зерне после продолжительного времени его работы [38, 93, 94]. После правки ШК размер ℓ_2 составляет около 20 мкм [93, 94], поэтому расчеты выполнены при различных значениях ℓ_2.

4.3. Результаты численного моделирования и экспериментального исследования температур

Расхождения между экспериментальными значениями средней температуры на площадке контакта АЗ с заготовкой T_2, полученными Г. В. Бокучавой, с расчетными значениями этой температуры в среднем не превышают 9,5 % для стали 40 и 14,6 % для титанового сплава ВТ14 (рис. 4.3).

Расхождения между расчетными и экспериментальными значениями $T_{\text{к}}$, зафиксированными при различной глубине шлифования и скорости подачи, не превышают 18 % (рис. 4.4). Это свидетельствует о возможности использования предложенных в параграфах 2.3 и 3.4 методов для теплофизического анализа процесса шлифования.

В § 3.1 показано, что на элементарный объем заготовки за время нахождения его в границах зоны контакта с кругом воздействует несколько тепловых импульсов, являющихся результатом диспергирования материала заготовки зернами ШК. Поэтому в рамках исследований, представленных в настоящей главе, решали, в частности, задачу определения периода времени, в течение которого температурное поле стабилизируется, для чего фиксировали температуры в зависимости от порядкового номера абразивных зерен, последовательно проходящих через зону шлифования.

При минимальном шаге разностной сетки, равном 2 … 3 мкм (что меньше средневероятной толщины самого малого из контактирующих объектов – стружки), устойчивость численного решения дискретных аналогов дифференциальных уравнений теплопроводности обеспечивается, если максимальный шаг интегрирования по времени на два порядка меньше времени контакта зерна с заготовкой. Использование столь малого шага интегрирования по времени позволяет детально исследовать изменение локальных температур АЗ в зависимости от времени контакта его с заготовкой, что представляет интерес для анализа кинетики процесса «соединения» материала заготовки с АЗ круга.

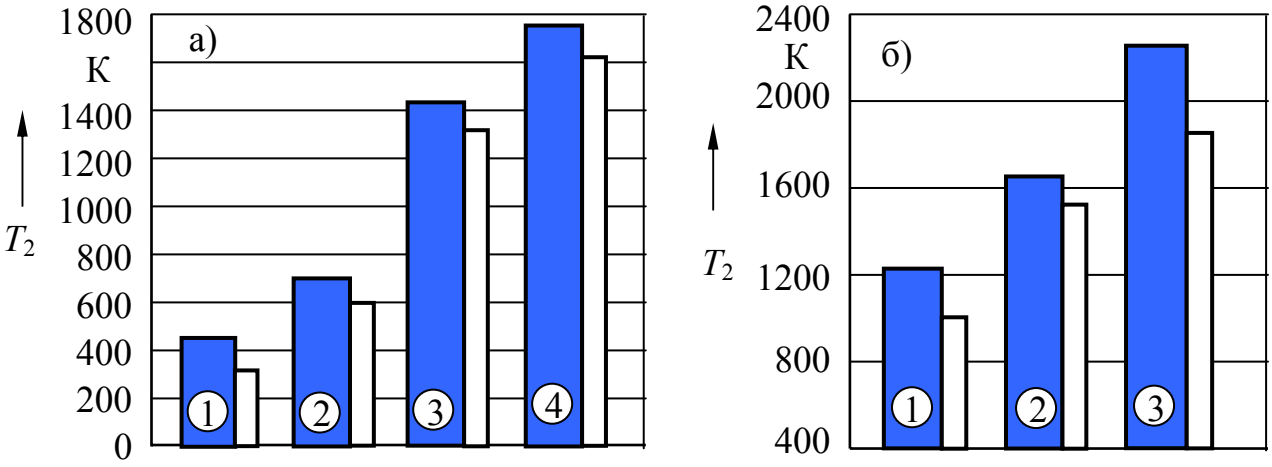


Рис. 4.3. Средняя локальная температура T_2 на площадке контакта АЗ с образцом: материал образца: а) – сталь 40; б) – титановый сплав ВТ14; 1, 2, 3, 4 – $a_{3m\ max}$ = 2, 3, 6, 8 мкм соответственно; ▬ – расчет; ▭ – эксперимент (по данным Г. В. Бокучавы) [9]

Число тепловых импульсов, воздействующих на элементарный объем заготовки от момента входа его в зону контакта с кругом до выхода из этой зоны, рассчитывали по формуле (3.78).

При движении через зону шлифования первых шести из n последовательно работающих АЗ средняя температура деформируемого материала заготовки не превышает 650 К, т. е. относительно невелика (рис. 4.5). При деформировании зернами круга относительно холодного материала заготовки интенсивность напряжений и мощности источников тепловыделения возрастают: W_{2T} = 71 (мощность тепловыделения от трения АЗ о заготовку), W_{∂} = 73 (от работы деформирования) и W_{1T} = 25 Вт (от трения стружки о зерно) (рис. 4.6). Поэтому локальные температуры на площадках контакта зерна с заготовкой (линия EV на рис. 4.2) и со стружкой (линия EN) имеют большие значения (рис. 4.7, 4.8) и достигают 5000 и 3100 К соответственно.

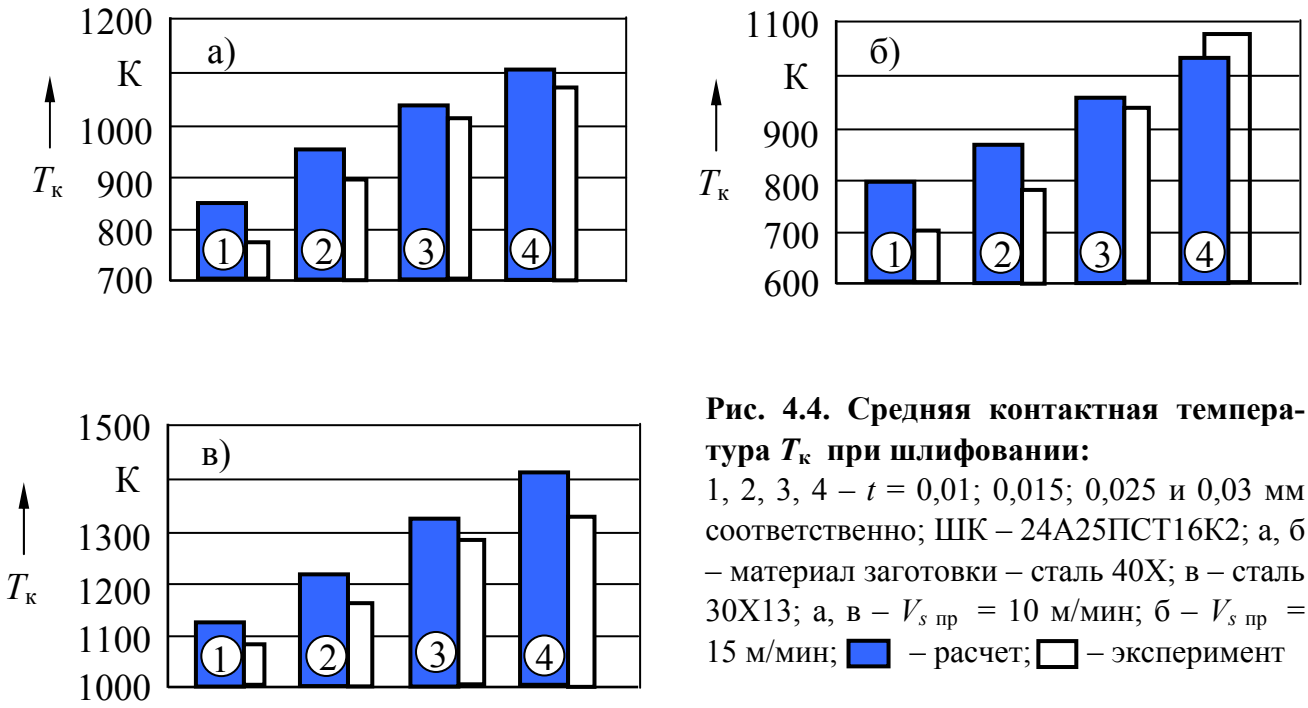


Рис. 4.4. Средняя контактная температура $T_к$ при шлифовании:
1, 2, 3, 4 – t = 0,01; 0,015; 0,025 и 0,03 мм соответственно; ШК – 24А25ПСТ16К2; а, б – материал заготовки – сталь 40Х; в – сталь 30Х13; а, в – $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин; б – $V_{s\ пр}$ = 15 м/мин; ▭ – расчет; ▭ – эксперимент

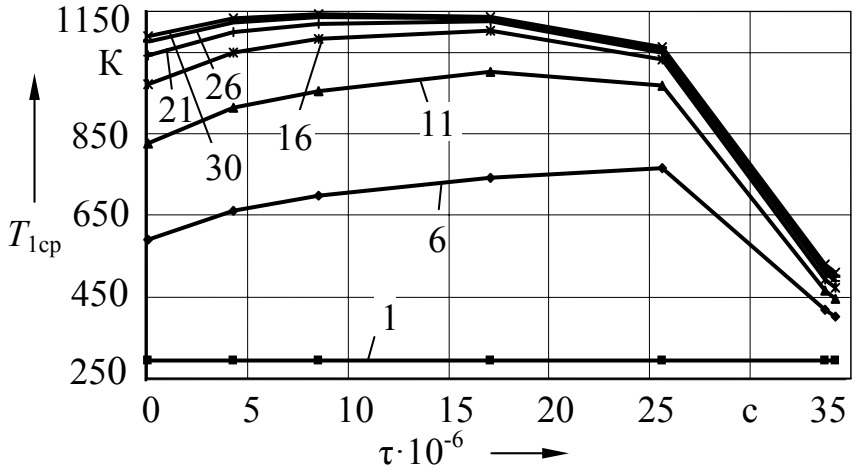


Рис. 4.5. Зависимость температуры деформируемого слоя материала заготовки $T_{1ср}$ от продолжительности τ ее контакта с АЗ:
1, 2 … 30 – номер последовательно работающего АЗ; μ_0 = 0,2; ξ = 0,25; ℓ_2 = 100 мкм

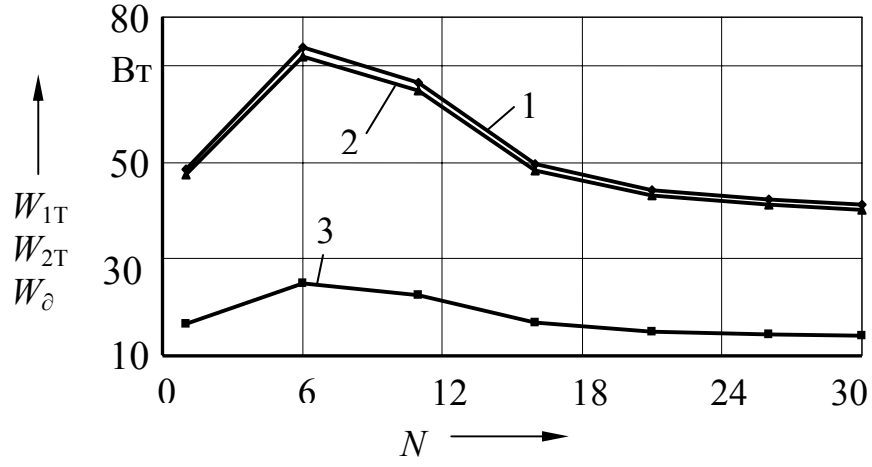


Рис. 4.6. Зависимость мощности источника тепловыделения от номера N последовательно работающего АЗ:
1 – $W_∂$; 2 – W_{2T}; 3 – W_{1T}; μ_0 = 0,2; ξ = 0,25; τ = 17·10⁻⁶ с; ℓ_2 = 100 мкм

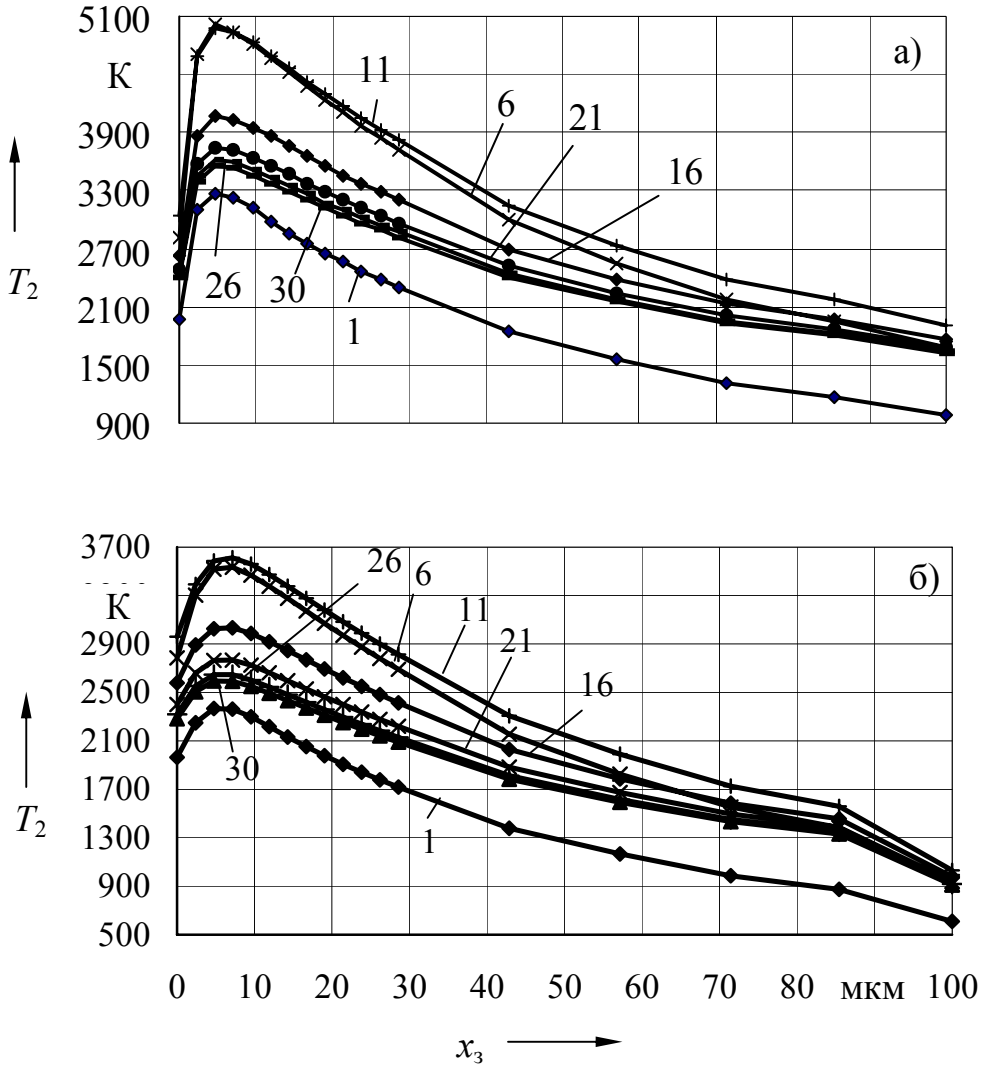


Рис. 4.7. Распределение температуры T_2 на площадке контакта режущего АЗ с заготовкой (линия EV на рис. 4.2, а) (а) и на расстоянии 2 мкм от этой площадки (линия E″V′) (б) в зависимости от расстояния $x_з$ от вершины зерна: продолжительность контакта $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с; 1, 2 … 30 – номер последовательно работающего АЗ; $\mu_0 = 0{,}2$; $\xi = 0{,}25$

С увеличением номера последовательно работающего зерна поверхностные слои заготовки прогреваются и температура $T_{1ср}$ деформируемого материала увеличивается (см. рис. 4.5). В результате снижаются напряжения при деформировании, мощности тепловых источников и локальные температуры. При работе 6 – 11-го зерен локальные температуры T_2 и T_2' имеют максимальные значения, причем T_2 и T_2' при резании одиннадцатым зерном выше, чем шестым (см. рис. 4.7, 4.8). С дальнейшим увеличением номера последовательно работающего зерна локальные температуры T_2 и T_2' постепенно уменьшаются. Разность температур от 26-го и 30-го зерен не превышает 5 %, поэтому можно считать, что за период времени, соответствующий времени последовательной работы двадцати шести зерен, локальная температура на площадках контакта АЗ с заготовкой T_2 и со стружкой T_2' стабилизируется. (Всего на элементарный объем заготовки за время нахождения его в границах зоны контакта заготовки с кругом при данных условиях и режиме шлифования, согласно расчета по зависимости (3.78), действуют тепловые импульсы от 48 зерен.)

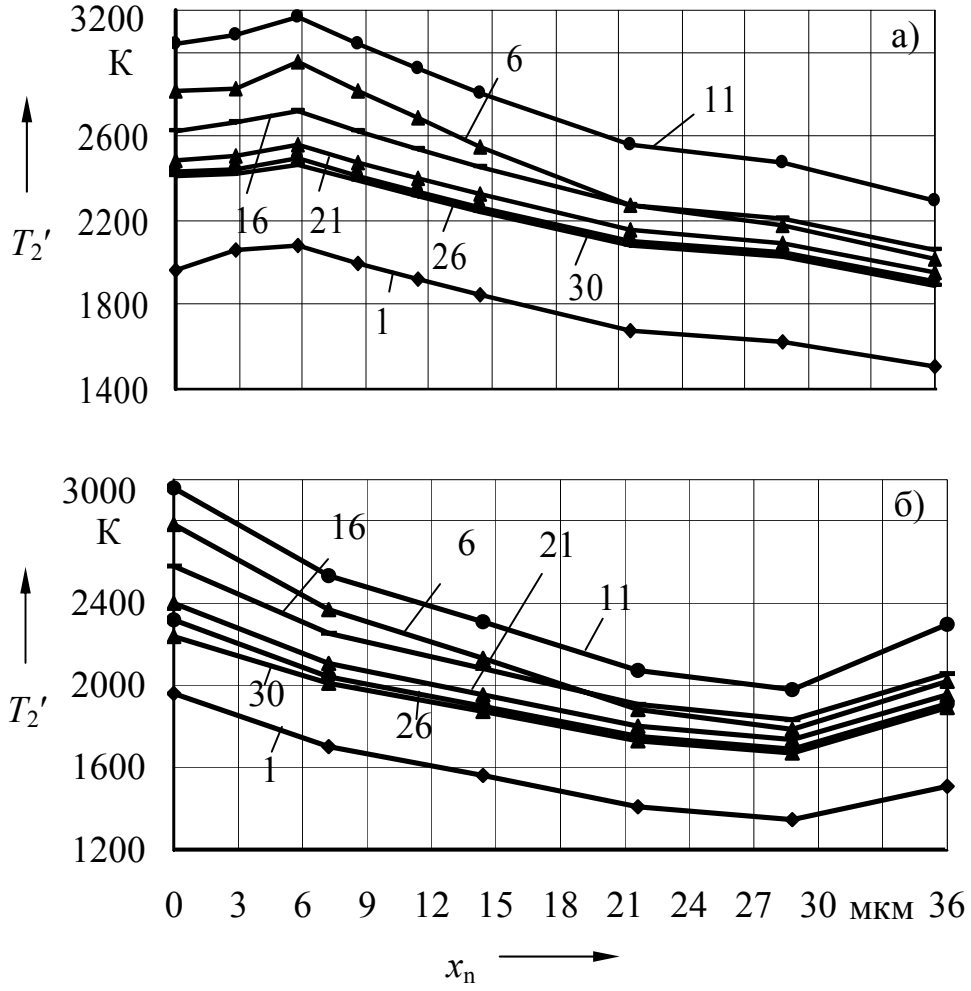


Рис. 4.8. Распределение локальной температуры T_2' на площадке контакта режущего АЗ со стружкой (линия EN на рис. 4.2, а) (а) и на расстоянии 1,5 мкм от этой площадки (линия E′N′) (б) в зависимости от расстояния x_n от вершины зерна: продолжительность контакта АЗ с заготовкой $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с; 1, 2 … 30 – номер последовательно работающего АЗ; $\mu_0 = 0{,}2$; $\xi = 0{,}25$

На площадках контакта зерна с заготовкой (линия EV на рис. 4.2) и со стружкой (линия EN) максимальные значения температур T_2 и T_2' зафиксированы в точках, расположенных на расстояниях $x_з$ и x_n от вершины АЗ (точки E), равных 5 мкм (см. рис. 4.7, а и 4.8, а). При больших расстояниях от вершины зерна температуры на этих площадках ниже. Такой характер изменения температур, очевидно, в значительной степени определяется плотностью распределения тепловых источников. (Приняли, что источники, действующие на площадках контакта зерна с заготовкой и со стружкой, распределены по экспоненциальному и несимметричному нормальному закону соответственно.)

При диспергировании материала заготовки 30-м зерном на площадке контакта АЗ с заготовкой (см. рис. 4.7, а) локальные температуры T_2 достигают температуры плавления материала зерна на участке размером (в направлении оси x) 55 мкм (температура плавления электрокорунда 2120 … 2170 К), температуры плавления материала заготовки $T_{пл}$ (~ 1770 К) на участке длиной 85 мкм и порогового значения температуры T_2, равного $0{,}85 \cdot T_{пл}$, на всей площадке. Размеры участков, на которых локальные температуры превышают температуру плавления материалов АЗ и заготовки, составляют 55 и 85 % соответственно

от размера ℓ_2 (см. рис. 4.2) площадки затупления на АЗ. При микрорезании 30-м зерном на площадке контакта АЗ со стружкой температура T_2' достигает температуры плавления материала АЗ на участке размером около 50 % от размера ℓ_1 и превышает пороговое значение температуры на всей площадке. При работе 11-го зерна локальные температуры T_2 и T_2' превышают температуру плавления металла на всей поверхности контакта АЗ с заготовкой и стружкой.

Поскольку на значительной части площадки контакта АЗ с заготовкой и стружкой температуры T_2 и T_2' превышают температуру плавления материала зерна, то создаются условия для износа АЗ за счет оплавления. Однако, уже на глубине 2 мкм от поверхности АЗ (см. рис. 4.7, б и 4.8, б) температуры T_2 и T_2' при микрорезании 30-м зерном достигают температуры плавления АЗ лишь вблизи от его вершины (точки Е), т. е. до такой высокой температуры на большей части площадки контакта АЗ со стружкой и заготовкой разогреваются весьма тонкие поверхностные слои зерна.

Расчетные локальные температуры около 3000 ºС и выше получены С. Н. Корчаком [38]. Такие результаты он объяснил допущениями, касающимися отсутствием учета фазовых превращений контактирующих объектов и ограничил максимальную температуру температурой плавления материала заготовки. Однако по другим данным [99], температура может достигать и превышать температуру плавления материала АЗ. Кроме того, поскольку при высоких скоростях нагрева термические превращения смещаются в сторону более высоких температур в сравнении с медленным нагревом [18, 70, 71], то плавления материала АЗ и заготовки в процессе сверхскоростного нагрева, характерного для шлифования, может не произойти.

Закономерность распределения температуры T_2' в АЗ на глубине 2 мкм от площадки контакта АЗ с заготовкой (линия E″V′ на рис. 4.2) практически не отличается от закономерности распределения температуры на поверхности зерна (см. рис. 4.7, б). Однако температуры в АЗ на глубине 2 мкм ниже, чем на поверхности, в среднем на 25 %. Закономерность распределения температуры T_2' в АЗ на глубине 1,5 мкм от площадки контакта со стружкой (линия E′N′ на рис. 4.2) несколько отличается от распределения температуры на самой площадке. Максимальная температура в глубине зерна зафиксирована в точке E′, а минимальная – на некотором расстоянии от точки N′. Температуры в глубине АЗ ниже, чем на поверхности контакта, в среднем на 12 … 14 %.

Как указано выше, наиболее высокие температуры, а следовательно, и неблагоприятные условия с точки зрения износа и физико-химического взаимодействия АЗ с заготовкой имеют место при работе первых зерен. Такому интенсивному термическому воздействию зерна подвергаются при круглом наружном шлифовании с врезной подачей – при врезании круга в материал заготовки, при круглом наружном шлифовании с продольной подачей и плоском маятниковом несколько чаще – при каждом рабочем ходе стола.

Закономерность распределения температуры T_2 на площадке контакта пластически деформирующего АЗ с заготовкой (линия EV на рис. 4.2, б) практически не отличается от распределения температуры на аналогичной площадке режущего АЗ (рис. 4.9). В точках, расположенных на линии EN пластически деформирующего зерна, температура T_2' ниже в среднем на 20 %, чем в аналогичных точках режущего АЗ.

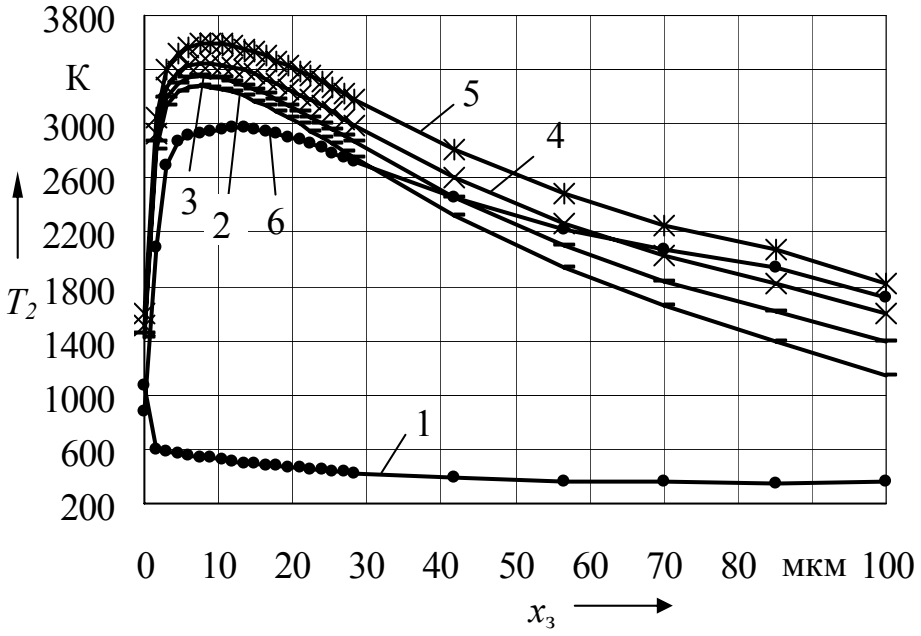


Рис. 4.9. Зависимость локальной температуры T_2 на площадке контакта пластически деформирующего АЗ с заготовкой (линия EV на рис. 4.2, б) от продолжительности τ контакта и расстояния $x_з$ от вершины зерна:
1, 2, 3, 4, 5, 6 – τ равна соответственно $4{,}29\cdot10^{-8}$; $4{,}29\cdot10^{-6}$; $5{,}76\cdot10^{-6}$; $8{,}61\cdot10^{-6}$; $17{,}23\cdot10^{-6}$; $34{,}5\cdot10^{-6}$ с; $\mu_0 = 0{,}2$; $\xi = 0{,}25$; зерно № 21

До значительных температур разогревается стружка: при диспергировании материала заготовки 11-м последовательно работающим АЗ температура на поверхности и внутри стружки достигает 2500 К; при работе 30-го зерна максимальная температура стружки составляет 2030 К (рис. 4.10).

С увеличением номера последовательно работающего зерна температура T_1 в поверхностных слоях заготовки увеличивается (рис. 4.11). На расстоянии 2 … 12 мкм от поверхности заготовки температуры T_1, зафиксированные в момент прохождения 16-го и 30-го зерен, отличаются не более, чем на 0,4 %, в то время, как на значительных глубинах (80 … 110 мкм) эта разница составляет 11 %. После кратковременного контакта режущего АЗ с заготовкой и стружкой ($6{,}28\cdot10^{-8}$ с) температура на контактирующих поверхностях поднимается незначительно – в среднем до 400 К, и лишь в точке E составляет 1400 К (рис. 4.12, 4.13). С увеличением продолжительности контакта температура увеличивается, однако на протяжении большей части этого времени отличается незначительно (кривые 2 – 5 на рис. 4.12, 4.13). Это совпадает с результатами экспериментального измерения температуры на поверхности АЗ, полученными Г.В. Бокучавой, и свидетельствующими, что температура на поверхности АЗ, снимающего стружку, примерно постоянна на протяжении всего времени контакта [9].

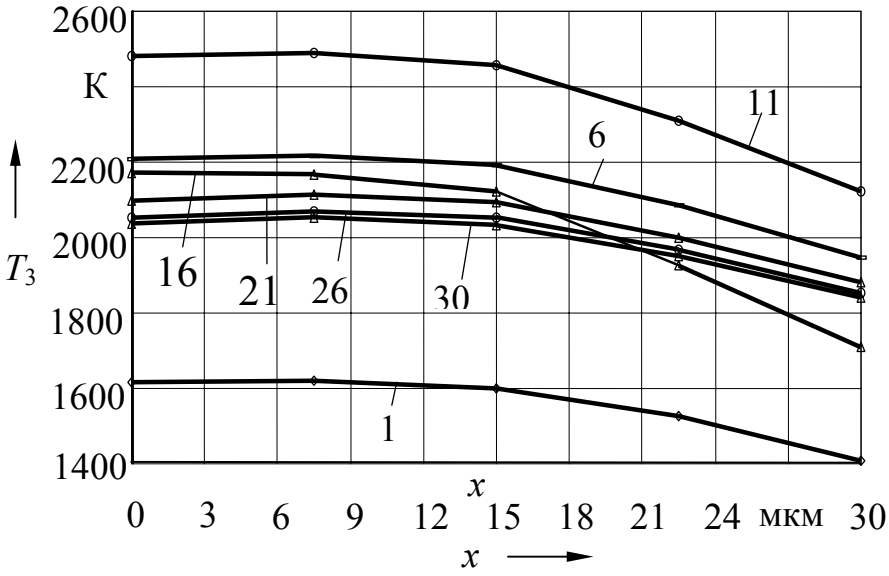


Рис. 4.10. Распределение температуры T_3 на поверхности MD стружки в момент времени $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с в зависимости от расстояния x от точки D (см. рис. 4.2, а):
1, 2 … 30 – номер последовательно работающего АЗ; $\mu_0 = 0{,}2$; $\xi = 0{,}25$; $\ell_2 = 100$ мкм

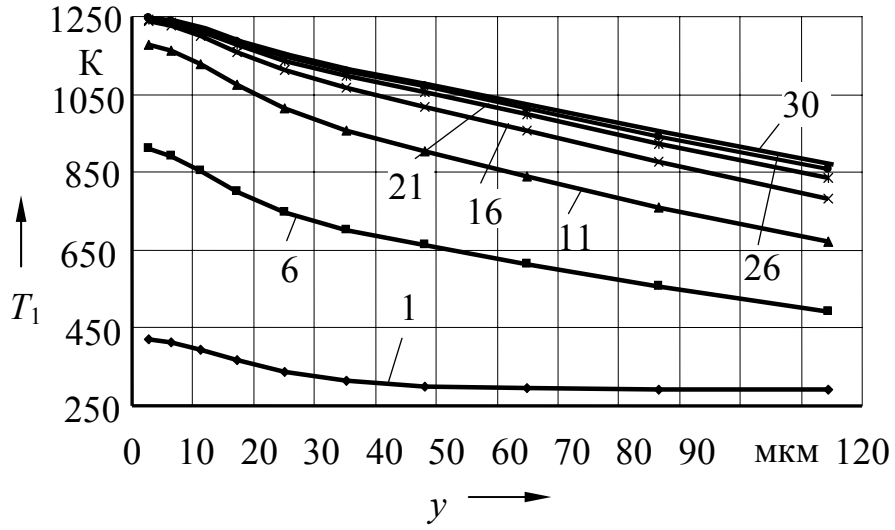


Рис. 4.11. Изменение температуры T_1 заготовки в зависимости от расстояния y от ее поверхности в сечении, расположенном в середине дуги контакта круга с заготовкой:
1, 2 … 30 – номер последовательно работающего АЗ; $\mu_0 = 0{,}2$; $\xi = 0{,}25$; $\ell_2 = 100$ мкм

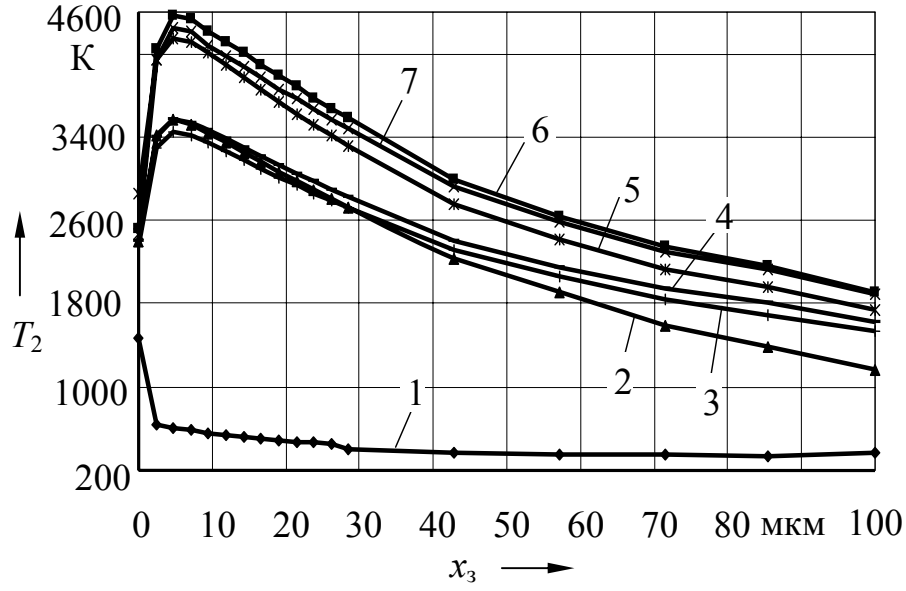


Рис. 4.12. Зависимость локальной температуры T_2 на площадке контакта АЗ с заготовкой от продолжительности τ контакта и расстояния $x_з$ от вершины зерна:
1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 – τ равна соответственно $6{,}28 \cdot 10^{-8}$; $4{,}27 \cdot 10^{-6}$; $8{,}54 \cdot 10^{-6}$; $17 \cdot 10^{-6}$; $25{,}6 \cdot 10^{-6}$; $33{,}7 \cdot 10^{-6}$; $34{,}2 \cdot 10^{-6}$ с; $\mu_0 = 0{,}2$; $\xi = 0{,}25$; зерно № 30

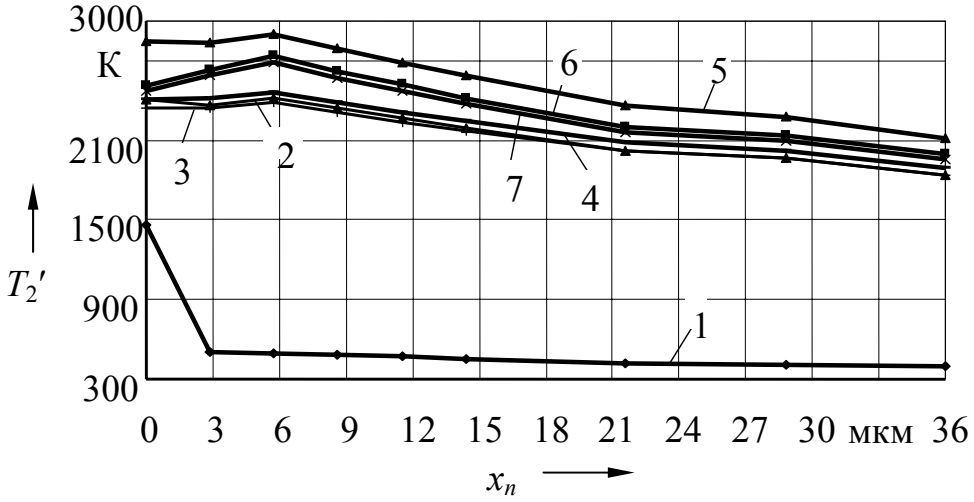


Рис. 4.13. Распределение локальной температуры T_2' на площадке контакта АЗ со стружкой от продолжительности τ контакта и расстояния x_n от вершины зерна: условия см. в подписи к рис. 4.12

На завершающем отрезке времени работы АЗ продолжительностью $0{,}8 \cdot 10^{-6}$ с (вблизи от точки В на рис. 4.2) оно диспергирует мало прогретые слои заготовки, интенсивность напряжений при деформировании которых выше, поэтому локальная температура T_2 увеличивается (кривые 6, 7 на рис. 4.12). На всей поверхности контакта АЗ с заготовкой локальная температура в этот период времени превышает температуру плавления материала заготовки, а на значительной части этой поверхности и температуру плавления материала АЗ. Разность между значениями температур при работе АЗ на завершающем отрезке времени контакта и на протяжении большей части этого времени увеличивается с увеличением коэффициента трения АЗ о заготовку. Вследствие высоких локальных температур создаются наиболее благоприятные условия для физико-химического взаимодействия материалов контактирующих объектов и изнашивания зерна. Продолжительность этого времени незначительна и составляет (при данных условиях и режиме шлифования) около 2 % от всего времени взаимодействия АЗ с заготовкой, но, тем не менее, моделирование температур свидетельствует о важности реализации мероприятий, способствующих снижению локальных температур в этот период, в частности использования подогрева материала заготовки для снижения интенсивности напряжений при шлифовании.

При варьировании коэффициентом ξ, зависящим от условий охлаждения зоны микрорезания (см. § 3.4), изменяются коэффициенты теплоотдачи от поверхностей объектов в окружающую среду. В частности, коэффициенты теплоотдачи от поверхностей CD и VF заготовки, находящихся в зоне шлифования (α_9), и от поверхностей MN и MD стружки (α_{10}) при увеличении ξ от 0,25 до 0,75 увеличились в 3 раза.

При увеличении коэффициента ξ к моменту входа в зону контакта с заготовкой очередного зерна поверхностные слои заготовки успевают остыть до более низких температур. Поэтому снижается температура деформируемого слоя материала заготовки $T_{1ср}$ (при увеличении ξ от 0,25 до 0,75 – с 1140 до

1070 К, т. е. на 6 %) и увеличивается интенсивность напряжений и мощность источников тепловыделения. В результате при увеличении ξ температура заготовки T_1 уменьшается, а локальные температуры T_2 и T_2' увеличиваются. Однако изменение ξ в широком диапазоне (от 0,25 до 0,75, т. е. в 3 раза) привело к снижению температуры поверхностных слоев заготовки T_1 на 5 … 7 % и увеличению локальных температур на 14 … 15 % (рис. 4.14 – 4.16). Такая же закономерность влияния коэффициента ξ на температуры выявлена при коэффициенте $\mu_0 = 0{,}4$ (табл. 4.1).

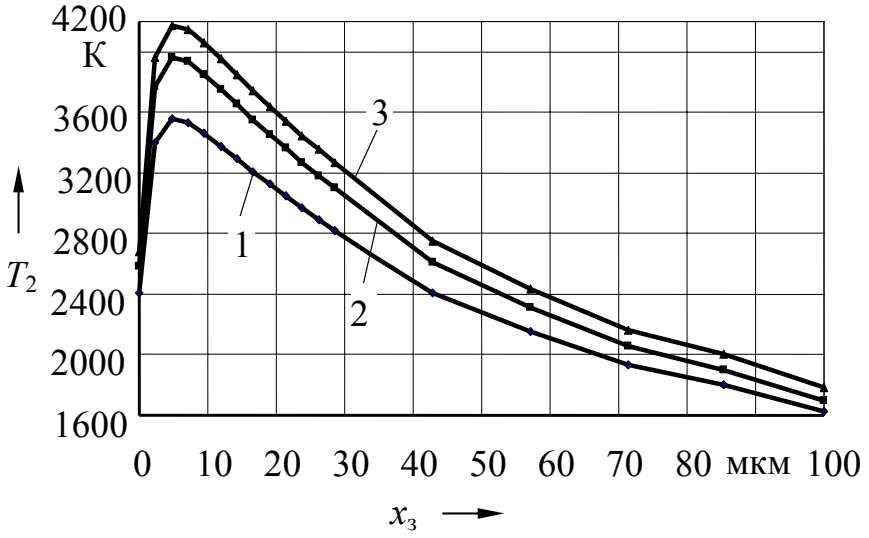


Рис. 4.14. Распределение температуры T_2 на площадке контакта режущего АЗ с заготовкой в момент времени $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с в зависимости от расстояния $x_з$ от вершины зерна и коэффициента ξ:
1, 2, 3 – ξ = 0,25; 0,5; 0,75; $\mu_0 = 0{,}2$; $\ell_2 = 100$ мкм; зерно № 30

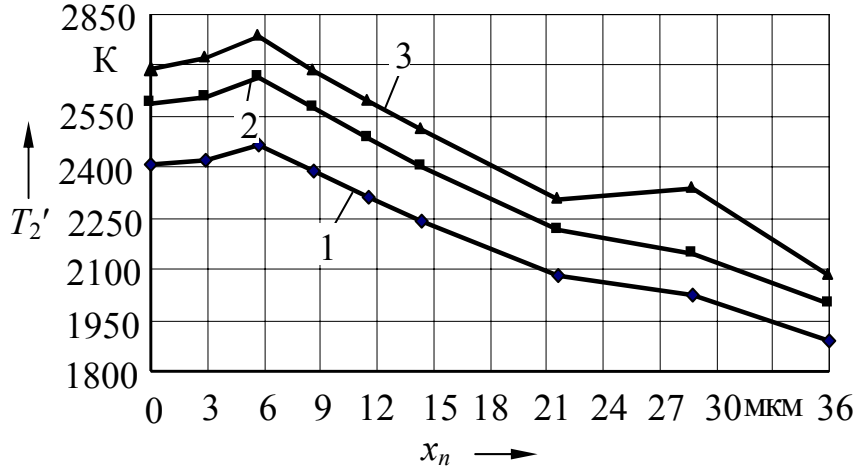


Рис. 4.15. Распределение температуры T_2' на площадке контакта режущего АЗ со стружкой в момент времени $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с в зависимости от расстояния x_n от вершины зерна и коэффициента ξ:
условия см. в подписи к рис. 4.14

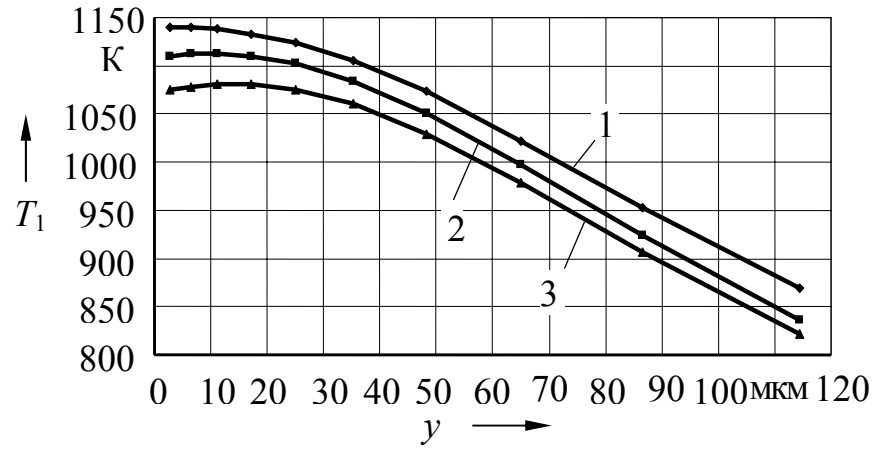


Рис. 4.16. Изменение температуры T_1 заготовки в зависимости от расстояния y от ее поверхности и коэффициента ξ в сечении, расположенном в середине дуги контакта круга с заготовкой в момент времени $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с:
условия см. в подписи к рис. 4. 14

4.1. Результаты численного моделирования температур при шлифовании заготовок из стали 40Х: t = 0,01 мм; $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин; зерно № 30

Рабочая скорость шлифовального круга $V_к$, м/с	Коэффициент, определяющий долю СОЖ в объеме воздушно-жидкостной смеси, ξ	Коэффициент внешнего трения зерна о заготовку, μ_0	Размер площадки затупления на АЗ ℓ_2, мкм	Выходные параметры			
				Средняя температура заготовки в сечении, расположенном в середине дуги контакта круга с заготовкой T_1, К		Средняя локальная температура на площадке контакта АЗ с заготовкой T_2, К	Средняя локальная температура на площадке контакта АЗ со стружкой T_2', К
				на глубине 10 мкм	на глубине 50 мкм		
35	0,25 0,5 0,75	0,2	100	1218 1210 1194	1066 1052 1031	2535 2652 2894	2179 2384 2505
35	0,25	0,15 0,3 0,4	100	1148 1269 1435	987 1121 1244	2512 2579 3071	2477 1868 2008
35	0,75	0,15 0,4	100	1086 1353	933 1193	2945 3356	2689 2152
60 100	0,25	0,2	100	1240 1386	1096 1173	4331 5881	2720 3222
35	0,25	0,2	75	921	823	2397	2049

Варьирование коэффициентом трения μ_0 напротив, оказывает существенное влияние как на температуру заготовки, так и на локальные температуры зерен. С увеличением этого коэффициента от 0,15 до 0,5 температура деформируемого слоя материала заготовки увеличивается на 50 %. В результате почти в 4 раза снижается мощность источника тепловыделения от работы деформирования W_∂, что объясняется снижением интенсивности напряжений с увеличением температуры деформируемого материала заготовки. Мощности источников тепловыделения от трения стружки о зерно $W_{1\text{Т}}$ и зерна о заготовку $W_{2\text{Т}}$ при увеличении μ_0 до 0,5 увеличиваются на 60 и 80 % соответственно, что и является причиной увеличения локальной температуры T_2 (рис. 4.17) и температуры заготовки T_1 (рис. 4.19).

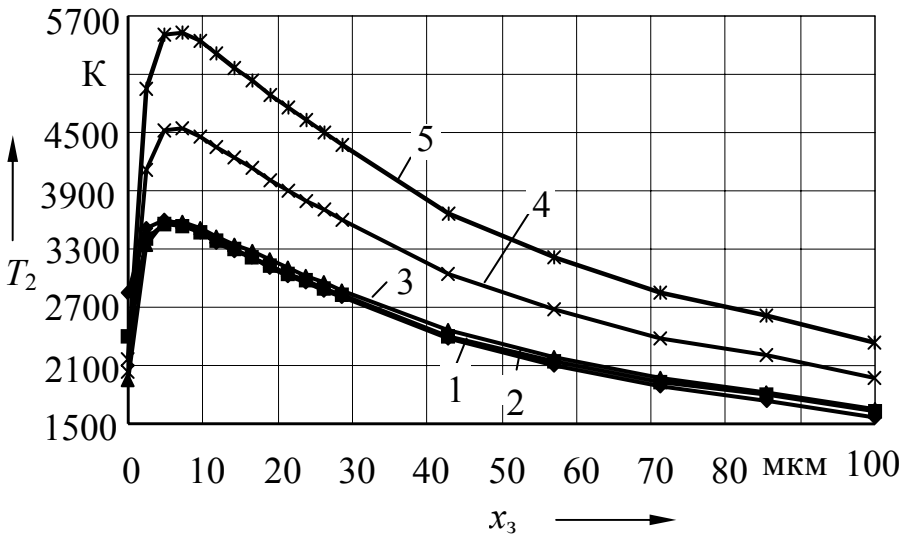


Рис. 4.17. Распределение температуры T_2 на площадке контакта АЗ (линия EV на рис. 4.2, а) с заготовкой в зависимости от расстояния $x_з$ от вершины зерна:
продолжительность контакта $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с; 1, 2, 3, 4, 5 – $\mu_0 = 0{,}15$; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5; $\xi = 0{,}25$; $\ell_2 = 100$ мкм; зерно № 30

Зависимость локальной температуры T_2' на площадке контакта АЗ со стружкой от μ_0 имеет экстремальный характер (рис. 4.18). При увеличении μ_0 до 0,3 T_2' снижается на 23 … 25 %, однако при дальнейшем увеличении μ_0 до 0,5 температура T_2' увеличивается.

Закономерности влияния коэффициента μ_0 на температуры при увеличении ξ до 0,75 не изменяются (см. табл. 4.1).

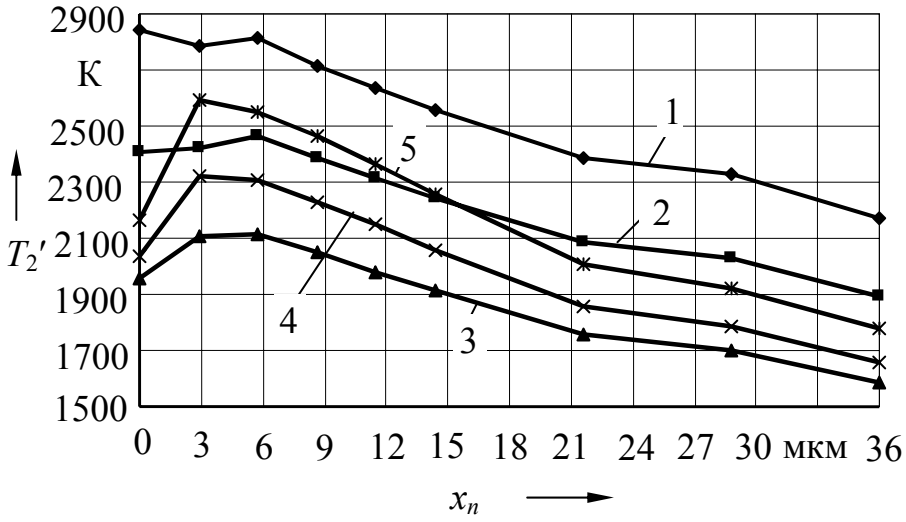


Рис. 4.18. Распределение температуры T_2' на площадке контакта АЗ со стружкой (линия EN на рис. 4.2, а) в зависимости от расстояния x_n от вершины зерна:
условия см. в подписи к рис. 4.17

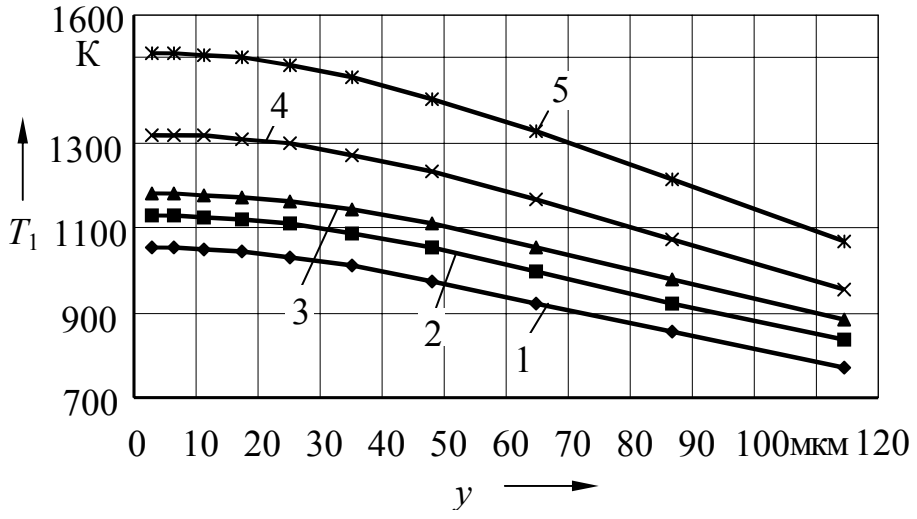


Рис. 4.19. Изменение температуры T_1 заготовки в зависимости от коэффициента μ_0 и расстояния y от ее поверхности:
1, 2, 3, 4, 5 – μ_0 = 0,15; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5 соответственно; ξ = 0,25; ℓ_2 = 100 мкм; зерно № 21

При изменении μ_0 от 0,15 до 0,3 мощности источников тепловыделения от трения стружки о зерно W_{1T} и зерна о заготовку W_{2T} увеличиваются незначительно (на 5 … 7 %), в то же время мощность источника от работы деформирования W_∂ снижается более, чем в 2 раза. В результате локальная температура T_2 на площадке контакта АЗ с заготовкой практически не изменяется, а T_2' существенно снижается. Это объясняется тем, что, поскольку площадка контакта АЗ со стружкой расположена в непосредственной близости от зоны деформирования (см. рис. 3.23), то теплота, выделяемая в этой зоне, оказывает превалирующее влияние на температуру T_2'. При μ_0 = 0,3 температура T_2' не достигает температуры плавления материала АЗ ни в одной точке.

Очевидно, для процесса шлифования, как и для лезвийной обработки [49], существует оптимальная температура деформируемого материала заготовки, обеспечивающая минимальные локальные температуры. Для данных условий и режима шлифования при температуре материала 1100 … 1180 К зафиксированы минимальные локальные температуры, что позволяет прогнозировать и минимальную интенсивность физико-химического взаимодействия АЗ с материалом заготовки.

Средняя температура деформируемого материала заготовки при работе 20-го зерна в наших исследованиях и полученная С. Н. Корчаком [38] составляют 1000 и 1070 К, т. е. отличаются всего на 7 %.

Для снижения интенсивности налипания частиц материала заготовки на АЗ круга за счет уменьшения локальных температур следует, в частности, использовать СОЖ с лучшими смазочными свойствами, чем с охлаждающими. Полученные результаты коррелируются с экспериментальными данными, полученными Л. В. Худобиным, Ю. В. Полянсковым и С.Н. Корчаком [37, 97, 98].

Из выражения (2.28) можно получить зависимость для расчета коэффициента засаливания АЗ, при котором коэффициент трения не превышает заданное предельное значение $\mu_{0\,пр}$:

$$К_{зпр} = \frac{\mu_{0пр} - \mu_{зм}}{\mu_{нм} - \mu_{зм}}. \qquad (4.16)$$

В частности, для того, чтобы коэффициент трения $\mu_{0\,пр}$ не превысил 0,3 при $\mu_{зм} = 0{,}12$ и $\mu_{нм} = 0{,}5$, коэффициент засаливания $К_{зпр}$ не должен быть более 0,47.

Как установлено в параграфе 2.4, большие значения коэффициента трения (0,6 … 0,8), могут иметь место в процессе шлифования зернами, поверхность которых практически полностью покрыта налипами материала заготовки в условиях сухого трения (при отсутствии в зоне контакта СОЖ). Следовательно, с целью недопустимости значительного роста контактных температур необходимо принимать меры по предотвращению или снижению интенсивности налипания частиц материала заготовки на АЗ, а также удалять налипшие частицы с рабочей поверхности ШК.

Закономерности влияния коэффициентов ξ и μ_0 на локальные температуры, возникающие на площадках контакта с заготовкой пластически деформирующего АЗ, практически не отличаются от закономерностей, выявленных для режущих зерен. Очевидно, наблюдаемое на практике снижение температуры в зоне шлифования с увеличением расхода СОЖ связано, прежде всего, не с увеличением ее охлаждающего действия, а с усилением других функциональных действий, прежде всего смазочного и моющего, благодаря которым снижается коэффициент трения.

Увеличение рабочей скорости круга с 35 до 60 м/с практически не сказалось на температуре T_1 в поверхностных слоях заготовки на глубине 10 мкм. Однако локальные температуры T_2 и T_2' увеличились на 56 и 28 % соответственно (см. табл. 4.1). При увеличении $V_к$ с 60 до 100 м/с T_1 увеличилась на 10 %; T_2 и T_2' – на 16 и 20 % соответственно. Следовательно, в этом диапазоне рабочих скоростей темп роста температуры заготовки гораздо выше, а локальных температур ниже, чем в диапазоне $V_к = 35$ … 60 м/с.

С увеличением скорости продольной подачи $V_{s\,пр}$ с 10 до 20 м/мин температура заготовки несколько снижается (см. рис. 4.4), а локальные температуры T_2 и T_2' увеличиваются на 25 и 14 % соответственно (см. табл. 4.2).

Закономерность влияния скоростей $V_к$ и $V_{s\,пр}$ на температуру объясняется следующим образом: с увеличением $V_к$ пропорционально увеличиваются мощности тепловыделения источников, вследствие чего в значительной степени увеличиваются локальные температуры T_2 и T_2'; однако, поскольку время контакта отдельных АЗ с заготовкой уменьшается с ростом $V_к$, то средняя температура в поверхностных слоях заготовки при увеличении $V_к$ с 35 до 100 м/с выросла лишь на 10 % (см. табл. 4.1). Увеличение $V_{s\,пр}$ приводит к росту мощности источников тепловыделения, поэтому локальные температуры также увеличи-

ваются; время действия источников теплоты на заготовку уменьшается, поэтому снизилась температура в ее поверхностных слоях.

Причиной увеличения мощности всех источников тепловыделения с увеличением $V_{s\,\text{пр}}$ является рост интенсивности напряжения, а следовательно, и напряжения сдвига τ_s вследствие уменьшения температуры деформируемого слоя материала заготовки. Другой причиной увеличения $W_{1\text{Т}}$ и W_{∂} являются рост глубины внедрения АЗ в заготовку a_z и ширины среза $b_{\text{к}}$.

С увеличением глубины резания температура заготовки и локальные температуры T_2 и T_2' увеличиваются (см. рис. 4.4, табл. 4.2).

Увеличение размера площадки затупления ℓ_2 приводит к увеличению ширины среза $b_{\text{к}}$, вследствие чего увеличиваются мощности источников тепловыделения от трения стружки о зерно $W_{1\text{Т}}$ и от работы деформирования W_{∂}. Однако в большей степени растет мощность источника тепловыделения от трения стружки о заготовку, поскольку с увеличением ℓ_2 увеличивается и соответствующая площадь трения. В результате возрастают локальные температуры T_2 и T_2' и температура заготовки T_1, причем интенсивность роста последней гораздо выше, чем локальных температур (см. табл. 4.1, 4.2).

4.2. Результаты численного моделирования локальных температур при шлифовании заготовок: $\xi = 0{,}25$; $\mu_0 = 0{,}2$; зерно № 30

Материал заготовки	Рабочая скорость шлифовального круга $V_{\text{к}}$, м/с	Глубина шлифования t, мм	Скорость продольной подачи $V_{s\,\text{пр}}$, м/мин	Средняя локальная температура на площадке контакта	
				АЗ с заготовкой T_2, К	АЗ со стружкой T_2', К
Сталь 40Х	35	0,01	10	1750/2535	1500/2179
		0,01	15	1930/2819	1585/2315
		0,01	20	2138/3122	1720/2502
		0,03	10	1880/2733	1600/2319
		0,03	15	2020/2953	1655/2422
		0,03	20	2250/3273	1790/2617
	60	0,03	10	3045/4568	1950/2836
			20	3187/4781	2030/2944
Сталь 30Х13	35	0,01	10	2070/2996	1870/2736
			15	2200/3212	2020/2931
		0,03	10	2185/3192	1950/2834
			15	2285/3314	2100/3049
Примечание. В числителе и знаменателе – температура при $\ell_2 = 30$ и 60					

мкм соответственно.

Локальные температуры, рассчитанные при $\ell_2 = 30$ мкм (площадка затупления такого размера образуется на АЗ после непродолжительной его работы) ниже температур, рассчитанных при $\ell_2 = 100$ мкм, почти в 1,5 раза. Для многих условий и режима температуры не достигают температур плавления материалов АЗ и заготовки (см. табл. 4.2, рис. 4.20).

Увеличение теплоемкости материала АЗ c_2 привело к снижению локальных температур; с увеличением коэффициента теплопроводности λ_2 температура T_2 на площадке контакта АЗ с заготовкой уменьшается, а T_2' – увеличивается. Следовательно, для снижения интенсивности налипания металла на площадку контакта АЗ с заготовкой следует использовать АЗ с большими значениями c_2 и λ_2 (рис. 4.21).

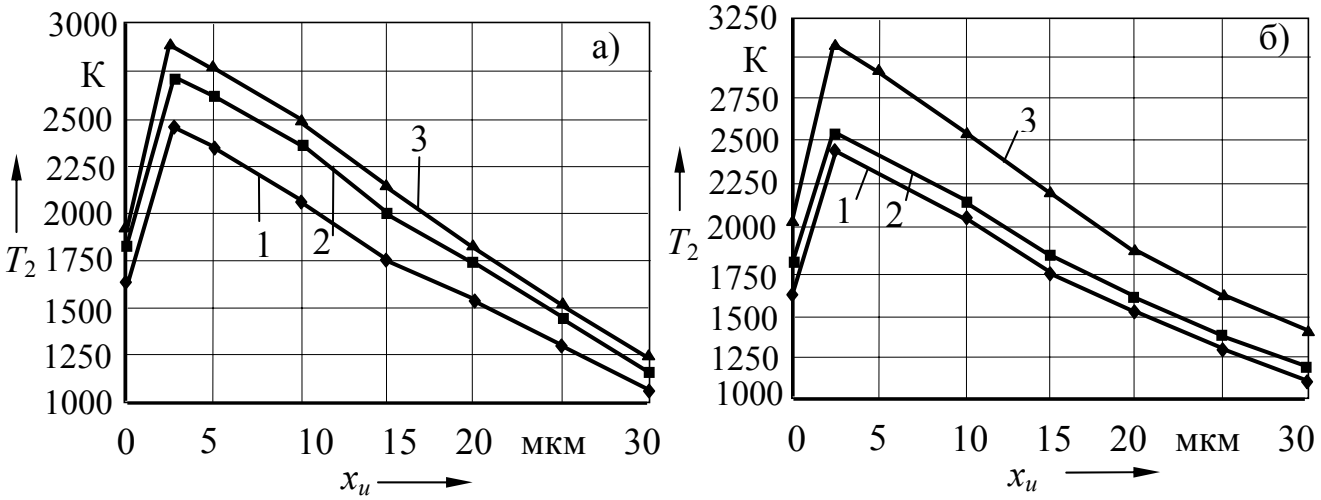


Рис. 4.20. Распределение температуры T_2 на площадке контакта режущего АЗ с заготовкой в момент времени $\tau = 17 \cdot 10^{-6}$ с в зависимости от расстояния $x_и$ от вершины зерна и коэффициента ξ:

а – 1, 2, 3 – $\xi = 0{,}25, 0{,}5, 0{,}75$; $\mu_0 = 0{,}2$; б – 1, 2, 3 – $\mu_0 = 0{,}2, 0{,}3, 0{,}4$; $\xi = 0{,}25$; зерно № 30

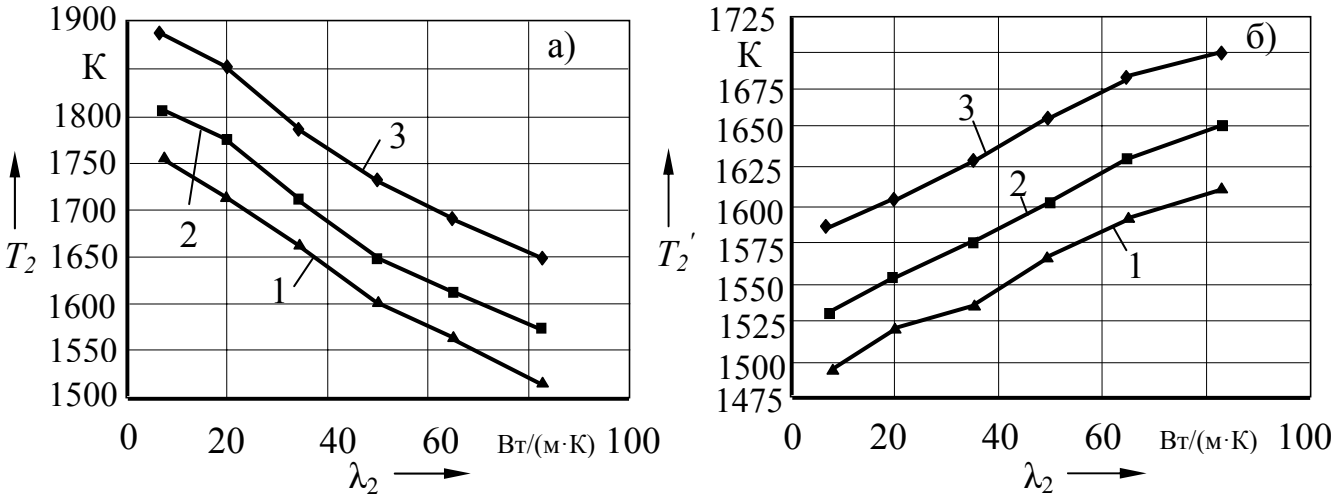


Рис. 4.21. Влияние коэффициента теплопроводности λ_2 и удельной теплоемкости c_2 материала АЗ на локальную температуру на площадке контакта режущего зерна с

заготовкой T_2 (а) и со стружкой T_2' (б):

1, 2, 3 – c_2 = 1085; 900; 670 кДж/(кг·К) соответственно; ξ = 0,25; μ_0 = 0,2; ℓ_2 = 30 мкм; зерно № 30

Таким образом, численное моделирование и экспериментальное исследование теплового состояния контактирующих при шлифовании объектов позволили получить следующие результаты:

- путем сопоставления результатов расчета температур с экспериментальными данными доказана возможность использования разработанной методики для расчета локальных температур и температуры заготовки при шлифовании;

- установлены закономерности распределения локальных температур на площадках контакта режущих и пластически деформирующих АЗ со стружкой и заготовкой в зависимости от продолжительности контакта, а также изменения температур на этих площадках в зависимости от номера последовательно работающего АЗ;

- увеличение охлаждающей способности внешней среды приводит к снижению температуры заготовки и увеличению локальных температур на площадках контакта зерна со стружкой и заготовкой;

- увеличение коэффициента трения зерна о заготовку приводит к увеличению температуры заготовки и локальной температуры на площадке контакта зерна с заготовкой, а зависимость температуры на площадке контакта зерна со стружкой от μ_0 имеет экстремальный характер;

- при шлифовании заготовок из пластичных материалов, с целью стабилизации локальных температур, оказывающих превалирующее влияние на интенсивность налипания частиц материала заготовки на АЗ, следует снижать и стабилизировать коэффициент трения зерна о заготовку, использовать СОЖ, обладающие хорошими смазочными свойствами, и материал АЗ с высокой теплоемкостью и коэффициентом теплопроводности;

- предложена зависимость (4.16) для расчета коэффициента засаливания, при котором коэффициент трения зерна о заготовку не превысит заданное предельное значение;

- установлены закономерности влияния элементов режима шлифования на температуру заготовки и локальные температуры.

Полученные результаты позволяют прогнозировать условия и режим шлифования, обеспечивающие локальные температуры, при которых интенсивность налипания частиц материала заготовки на АЗ будет минимальной, и температуру заготовки, обеспечивающую требуемое качество ее поверхностного слоя.

В итоге четвертой главы монографии можно сделать следующие выводы:

• разработаны алгоритмы, методики и программы для численного расчета температурных полей в контактирующих при микрорезании и шлифовании объектах;

• экспериментально доказана адекватность разработанных математических моделей, методики и программного обеспечения расчета локальных температур при микрорезании и контактных температур при шлифовании: результаты расчетов и экспериментальные значения локальных и контактных температур отличаются не более чем на 15 и 18 % соответственно;

• в результате численного моделирования теплового состояния контактирующих при шлифовании объектов выявлены закономерности распределения локальных температур на площадках контакта АЗ со стружкой и заготовкой и зависимость температур от продолжительности контакта зерна с заготовкой и номера последовательно работающего зерна;

• установлено, что усиление охлаждающего действия внешней среды приводит к снижению температуры заготовки и увеличению локальных температур, а увеличение коэффициента трения зерна о заготовку ведет к увеличению температуры заготовки и локальной температуры на площадке контакта зерна с заготовкой. При шлифовании заготовок из пластичных материалов для снижения интенсивности налипания частиц материала заготовки на АЗ следует снижать и стабилизировать коэффициент трения зерна о заготовку, использовать СОЖ, обладающие хорошими смазочными свойствами, а также материал АЗ круга с высокой теплоемкостью и коэффициентом теплопроводности. Предложена зависимость (4.16) для расчета коэффициента засаливания АЗ, при котором коэффициент трения зерна о заготовку не превышает заданное предельное значение, позволяющая определить периодичность механической очистки рабочей поверхности ШК;

• выявлены закономерности влияния элементов режима шлифования на температуру заготовки и локальные температуры;

• результаты моделирования использованы для определения типа связи налипа и АЗ и выбора на этой основе эффективных методов удаления налипов, а также для разработки методов и средств повышения эффективности шлифования заготовок деталей из пластичных материалов (см. главу 5).

ГЛАВА 5. ТЕХНОЛОГИИ И СРЕДСТВА ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ ПЛАСТИЧНЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

5.1. Выбор технологий и средств минимизации засаливания шлифовальных кругов

Как показано в предыдущих главах, для минимизации засаливания шлифовального круга при обработке заготовок из пластичных сталей и сплавов необходимы определенные энергетические воздействия на его рабочую поверхность с целью удаления с нее налипов металла и отходов обработки. Из главы 1 (см. § 1.3) следует, что для достижения этой цели целесообразно подавать СОЖ струйно-напорным внезонным (СНВ) и гидроаэродинамическим (ГАД) способами, внезонным способом и через поры круга с наложением УЗК, а также использовать магнитные поля. Однако сравнительная оценка эффективности этих воздействий до сих пор не производилась, что затрудняет выбор оптимального варианта.

Чтобы объективно оценить эффективность указанных способов подачи СОЖ, необходимо сравнить силы, действующие на налипы металла на зернах и частицы шлама, защемленные в пространстве между зернами. Определим сначала давление на налипы металла и частицы шлама, развиваемое при реализации каждого способа.

При подаче СОЖ струйно-напорным внезонным способом давление струи на рабочую поверхность круга по нормали к последней равно [99]:

$$p_1 = \frac{1{,}744 \cdot p_m \cdot \sin^2 \alpha_c}{1 - 0{,}93\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^4}, \qquad (5.1)$$

где p_m – давление СОЖ в подводящей трубе, Па; D_1 и D_2 – диаметр выходного отверстия в насадке и отверстия в трубе, м; α_c – угол между направлением струи и касательной к рабочей поверхности круга, град.

Оптимальные значения p_m и D_1 составляют 3 ... 3,5 МПа и 0,3 ... 1,0 мм, однако можно увеличить p_m до 15 МПа [99, 100].

Например, при $p_m = 15 \cdot 10^6$ Па, $D_1 = 1 \cdot 10^{-3}$ м, $D_2 = 8 \cdot 10^{-3}$ м, $\alpha_c = 90°$ [99], согласно расчета, $p_1 = 26{,}16 \cdot 10^6$ Па.

При подаче СОЖ гидроаэродинамическим способом (рис. 5.1, а) очистка рабочей поверхности ШК осуществляется потоком жидкости, ускоряемым воздушным потоком, окружающим ШК, и ударяющимся о рабочую поверхность круга в результате резкого изменения направления движения жидкости в насадке (рис. 5.1, б).

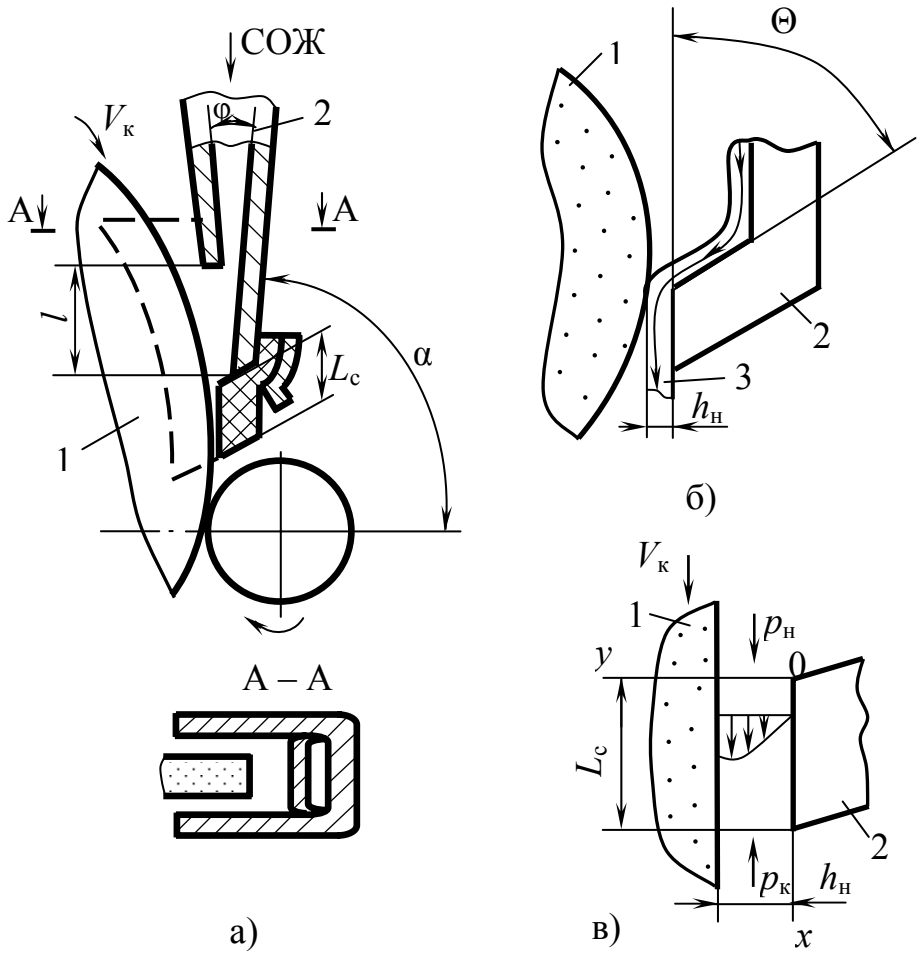


Рис. 5.1. Устройство для подачи СОЖ (а), схема течения СОЖ при подаче ее гидроаэродинамическим способом (б) и схема к определению скорости потока СОЖ (в):
1 – ШК; 2 – насадок для подачи СОЖ; 3 – поток СОЖ

Угол расположения сопла α должен составлять 75º ... 95º, угол φ = 20º, угол Θ = 60º, размер $L_с = 15 \cdot 10^{-3}$ м, зазор $h_н$ между кругом и соплом – $0{,}4 \cdot 10^{-3}$ м [100].

В силу неразрывности для установившегося движения жидкости ее массовый расход и скорость потока в различных его сечениях одинаковы. Из уравнения Навье-Стокса для потока СОЖ в зазоре величиной $h_н$ между кругом 1 и соплом 2 (рис. 5.1, в) можно получить зависимость для расчета средней скорости потока [90]:

$$U_н = \frac{V_к}{2} - \frac{1}{12 \cdot \mu_ж} \cdot \frac{dp_н}{dx} \cdot h_н^2,$$

где $\frac{dp_н}{dx}$ – градиент давления в направлении оси Оx (см. рис. 5.1, в), Па/м;

$$\frac{dp_н}{dx} = \frac{p_н - p_к}{L_с},$$

где $p_н$ и $p_к$ – давление в сечениях потока, расположенных на расстоянии $x = 0$ и $x = L_с$ от начала координат (точки 0 на рис. 5.1, в), Па; $L_с$ – размер сопла, м.

При оптимальной величине зазора между соплом и кругом $h_н$ = 0,4 · 10^{-3} м [99], $V_к$ = 50 м/с, $\mu_ж$ = 568,8 · 10^{-6} Па·с (3 %-ная эмульсия Укринол-1М при 293 К), $p_н - p_к$ = 0,06 · 10^6 Па, $L_с$ = 15 · 10^{-3} м скорость потока $U_н$ составляет 165 м/с.

Составляющая этой скорости, направленная по нормали к рабочей поверхности круга, равна

$$U_{нн} = U_н \cdot cos(90° - \Theta).$$

При оптимальном значении угла сопла Θ = 60º [100] $U_{нн}$ = 143,5 м/с.

Избыточное давление p_2 потока СОЖ на преграду, под которой будем понимать поверхности налипа и шлама,

$$p_2 = \frac{U_{нн}^2 \cdot \gamma_ж}{2g}. \qquad (5.2)$$

При $\gamma_ж = 10000 \frac{Н}{м^3}$ p_2 = 10,3 · 10^6 Па.

Давление СОЖ на рабочую поверхность круга при подаче ее ГАДС ниже, чем при подаче СНВС, что является, вероятно, одной из причин более высокой технологической эффективности этого последнего способа.

При УЗ-гидроочистке в качестве источника сигнала рекомендуют использовать ультразвуковые генераторы мощностью 0,2 ... 2,5 кВт; частота сигнала 20 ... 200 кГц; интенсивность колебаний насадка 40 ... 60 Вт/см^2. Зазор между торцем насадка и рабочей поверхностью ШК должен составлять 0,1 ... 0,2 мм. Очистка рабочей поверхности круга осуществляется за счет динамических нагрузок, возникающих при пульсациях кавитационных пузырьков. Максимальное давление внутри полости пузырька [89]

$$p_3 = \frac{3}{2} \cdot \dot{R}_{max}^2 \cdot \rho_ж \cdot \Gamma^{\frac{\Gamma}{\Gamma-1}}, \qquad (5.3)$$

где $\dot{R}_{max}$ – скорость сжатия стенок пузырька, м/с; Г – показатель адиабаты.

По данным [89], $\dot{R}_{max}$ составляет 250 м/с. При Г = 4/3 для СОЖ на водной основе p_3 = 300 · 10^6 Па. Очевидно, что при очистке ШК с реализацией гидродинамической кавитации обеспечивается такое же давление.

Размеры неровностей субмикрорельефа АЗ сопоставимы с диаметром кавитационной полости на стадии сжатия. Поэтому при расчете силы, действующей на налип, будем исходить из того, что эта сила порождается в результате захлопывания одной кавитационной полости. Размеры частиц шлама составляют десятки микрометров, т.е. многократно превосходят размеры отдельных кавитационных полостей. Следовательно, каждая частица испытывает воздействие со стороны множества кавитационных полостей.

При подаче СОЖ через поры шлифовального круга радиальная составляющая скорости движения жидкости [20]:

$$V_r = \frac{\text{К}}{\mu_{\text{ж}} \cdot \Pi}\left(\rho_{\text{ж}} \cdot \omega_{\text{к}}^2 \frac{D_{\text{к}}}{2} + \frac{dp}{dx}\right), \qquad (5.4)$$

где К – коэффициент проницаемости ШК, м^2; $\frac{dp}{dx}$ – градиент давления, Па/м; $\mu_{\text{ж}}$ – динамический коэффициент вязкости СОЖ, Н·с/м^2; $\omega_{\text{к}}$ – угловая скорость вращения ШК, рад/с; $D_{\text{к}}$ – наружный диаметр ШК, м.

Расчет при следующих данных: К = 0,33 · 10^{-12} м^2, $\rho_{\text{ж}}$ = 998,2 кг/м^3, ω = 140 с$^{-1}$, $\frac{dp}{dx} = 0$, $D_{\text{к}}$ = 0,25 м и П = 0,39 дает V_r = 0,03 м/с.

Соответствующее давление жидкости на преграду составит p_4 = 15 Па.

Заметим, что безнапорное течение СОЖ через поры круга реализуется, в частности, при подаче ее к торцу ШК через полуоткрытый насадок, в том числе с наложением УЗК.

Как видим, давление со стороны потока СОЖ при безнапорной подаче ее через поры круга на несколько порядков ниже, чем при реализации вышерассмотренных способов. Очевидно, высокая технологическая эффективность шлифования, в том числе заготовок из пластичных материалов [30, 90, 102], обеспечивается при подаче СОЖ через поры круга за счет эффективной реализации других функциональных действий СОЖ и, прежде всего, смазочного и охлаждающего, вследствие увеличения ее расхода через зону шлифования. При подаче жидкости через поры круга воздушные потоки, генерируемые ШК, и фазовые превращения жидкости [90] практически не влияют на ее расход через зону шлифования, благодаря чему создаются условия для снижения интенсивности засаливания.

Современные электромагниты обеспечивают давление до 1·10^6 Па, что несколько меньше давления, развиваемого при подаче СОЖ СНВС.

Как следует из вышеизложенного, максимальное давление на отходы шлифования достигается при гидроочистке с помощью УЗК и подаче СОЖ СНВС. Определим силы, действующие на налипы и частицы шлама при этих способах подачи СОЖ.

Воспользовавшись зависимостями (2.13), (2.21) – (2.23), определим условия удаления налипов металла при использовании наиболее эффективных способов воздействия на рабочую поверхность ШК (способах подачи СОЖ).

Оценим возможность удаления налипа с размерами d_1 и d_2, равными соответственно 0,5 и 0,13 мкм, удерживаемого во впадине субмикрорельефа

АЗ с параметрами $S = 0{,}5$ мкм и $h_в = 0{,}2$ мкм (см. рис. 2.5) за счет сил адгезионного взаимодействия. Остальные условия аналогичны приведенным в § 2.2. Там же установлено, что при $T = 293$ К этот налип испытывает растягивающие напряжения $\sigma_{нт} = 428{,}0 \cdot 10^6$ Па (см. с. 62, 63).

Чтобы воспользоваться условием (2.22) удаления налипа, по зависимости (2.13) определили напряжения $\sigma_а$ на площадке контакта налипа с поверхностью субмикрорельефа при различных методах воздействия на ШК.

Если межатомные связи возникли на части поверхности контакта налипа с АЗ, то условия удаления налипа примут следующий вид:

- когда направления сил $P_в$ и $F_ц$ совпадают

$$\sigma_а + \sigma_{нт} \geq K_{св} \cdot \sigma_{рт};$$

- когда силы $P_в$ и $F_ц$ направлены в противоположные стороны

$$\left|\sigma_а - \sigma_{нт}\right| \geq K_{св} \cdot \sigma_{рт},$$

где $\sigma_{рт}$ – допускаемые напряжения растяжения материала налипа, Па (для условий примера $\sigma_{рт} = 1200 \cdot 10^6$ Па); $K_{св}$ – коэффициент, определяемый по зависимости

$$K_{св} = F_а / F_с,$$

где $F_а$ – площадь поверхности контакта налипа и АЗ, на которой реализовались межатомные связи, м^2; $F_с$ – общая площадь поверхности контакта, м^2.

Налип будет удален, если

$$K_{св} \leq \frac{\sigma_а + \sigma_{нт}}{\sigma_{рт}}; \qquad (5.5)$$

или

$$K_{св} \leq \frac{\left|\sigma_а - \sigma_{нт}\right|}{\sigma_{рт}}. \qquad (5.6)$$

В табл. 5.1 приведены предельные значения коэффициента $K_{св}$, ниже которых налип металла будет удален при различных методах воздействия, когда $\sigma_{нт} = 0$ (что имеет место, когда коэффициенты линейного расширения налипа и АЗ равны).

Оценим возможность удаления частицы шлама, защемленной между двумя АЗ из электрокорунда белого, и удерживаемой за счет механических сил. Остальные условия идентичны приведенным в § 3.1: АЗ из электрокорунда белого 16-й зернистости; $D_к = 0{,}25$ м; $\omega_к = 140$ 1/с; $2\gamma = 90^\circ$; $\gamma_2 = 35^\circ$; $\varphi = 20^\circ$; $\rho_1 = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3.

5.1. Сравнительная эффективность различных способов воздействия на рабочую поверхность ШК

№	Способ воздействия на рабочую поверхность ШК	Давление на рабочую поверхность ШК p, Па	Предельное значение коэффициента $K_{св}$
1	СНВС подачи СОЖ	$26{,}16 \cdot 10^6$	0,019
2	ГАДС подачи СОЖ	$10{,}3 \cdot 10^6$	0,009
3	Очистка ШК с УЗК и за счет гидродинамической кавитации	$300 \cdot 10^6$	0,25
4	Очистка с помощью энергии магнитного поля	$1 \cdot 10^6$	0,0008
5	Подача СОЖ через поры ШК	15	–
6	Очистка ШК абразивным бруском	$\sigma_{ЛШ}$	1
$\sigma_{ЛШ}$ – интенсивность напряжений при микрорезании палипов.			

При гидроочистке круга с УЗК, когда сила $P_{вс3}$, действующая на частицу шлама, больше, чем при использовании других методов очистки, суммарная внешняя сила

$$P_{в3} = P_{вс3} + F_{ц}.$$

При $d_{ш}$ = 20 ... 40 мкм сила $F_{ц} = (39{,}7...159) \cdot 10^{-8}$ Н, т. е. весьма мала.

Процент частиц шлама, удаляемых под действием силы $P_{в3}$, рассчитанный по зависимости (3.11), составляет 0,2 ... 0,8 %; при подаче СОЖ СНВС – 0,025 ... 0,1 %, т. е. относительно невелик.

Таким образом, УЗ-очистка и СНВС подачи СОЖ являются наиболее эффективными из рассмотренных способов очистки рабочей поверхности ШК от частиц шлама.

Из § 3.1 следует, что вероятность защемления частиц шлама между смежными АЗ относительно невелика, поэтому вышерассмотренные способы подачи СОЖ должны обеспечивать, в первую очередь, удаление с АЗ налипов металла заготовки.

При очистке круга с УЗК и подаче СОЖ СНВС силы, действующие на налип, больше, а коэффициент $K_{св}$ меньше, чем при использовании других способов воздействия на рабочую поверхность круга. При реализации этих способов обеспечивается также хорошее смазочное действие СОЖ (табл. 5.1), что весьма актуально при шлифовании заготовок из пластичных материалов

[1, 22, 56, 97 – 99]. СНВ способ подачи СОЖ исследован достаточно полно, области его рационального применения при обработке заготовок из пластичных материалов определены, поэтому в дополнительных исследованиях этот вопрос не нуждается [97 – 99].

УЗ-очистка круга не требует большого расхода экологически небезопасных СОЖ и обеспечивает высокие технико-экономические показатели процесса шлифования (см. табл. 5.1). Учитывая возможность повышения эффективности этого способа за счет мероприятий, обозначенных в § 1.3, способ имеет хорошие перспективы для интенсификации процесса шлифования заготовок из пластичных материалов.

Подача СОЖ к торцу круга через полуоткрытый клиновой насадок с наложением УЗК обеспечивает максимальную степень реализации смазочного действия, что актуально для предотвращения засаливания.

Однако ни один из рассмотренных выше способов воздействия на рабочую поверхность круга, в том числе и гидроочистка с УЗК, не обеспечивает удаление налипа, имеющего межатомные связи с впадиной субмикропрофиля по всей поверхности контакта. Эффективным средством удаления налипов является, на наш взгляд, их механическое диспергирование абразивными зернами бруска. Учитывая аналогию этого способа очистки с абразивно-алмазной обработкой заготовок деталей машин, можно полагать, что АЗ бруска способны удалить налипы, наиболее прочно соединенные с поверхностью зерен круга, поскольку, как установлено в главе 2, прочность этого соединения не превышает прочность самого налипа.

Для успешной реализации процесса очистки рабочей поверхности ШК абразивными брусками необходимо оптимизировать размеры, характеристику бруска, режим и периодичность очистки.

5.2. Теоретико-экспериментальное исследование взаимодействия абразивного бруска с рабочей поверхностью шлифовального круга при его очистке

В параграфе 1.3 показано, что для очистки рабочей поверхности ШК абразивные зерна бруска должны срезать налипы материала заготовки на АЗ. Поэтому параметры субмикрорельефа АЗ бруска и очищаемого круга должны быть близки, а радиус при вершине зерна (радиус окружности, описанной около граней режущей кромки АЗ бруска) должен быть меньше предельного значения, при котором еще возможно микрорезание налипов. Так как радиус АЗ зависит от его среднего вероятного размера, то последний должен быть ограничен. С другой стороны, размер АЗ бруска должен быть достаточным, чтобы обеспечить очистку зерен, более удаленных от наружной поверхности

ШК. Для достижения этой цели потребуется также выявить необходимые характеристики связки бруска – жесткость и коэффициент вязкого демпфирования.

Вероятность удаления налипов с АЗ зависит от продолжительности контакта ШК с бруском, периодичности очистки и высоты бруска, поэтому необходимо определить минимальные значения этих параметров. Сила прижима бруска к кругу должна обеспечивать диспергирование налипов, но не вызывать интенсивного изнашивания зерен ШК и бруска и их разрушения.

Результаты исследований, представленных в 4-й главе (см. рис. 4.17 – 4.19), показали, что увеличение коэффициента трения АЗ о заготовку μ_0 с 0,2 до 0,3 не сказалось на локальной температуре T_2 и привело к снижению локальной температуры T_2', при этом температура T_1 в поверхностных слоях заготовки увеличилась лишь на 5 %. Расчет по зависимости (4.16) показал, что увеличению μ_0 в диапазоне 0,2 ... 0,3 соответствует увеличение коэффициента засаливания $К_з$ с 0,27 до 0,47. Из результатов исследований, представленных во второй главе (см. рис. 2.18 – 2.20), следует, что увеличение коэффициента засаливания режущих АЗ на 0,2 происходит в среднем за 500 ... 1000 взаимодействий АЗ с заготовкой. Следовательно, если очистку круга производить периодически через 500 ... 1000 взаимодействий ($n_в$), то в интервале времени между очистками не произойдет заметного снижения режущей способности ШК вследствие его засаливания.

Зная допустимое число $n_в$, можно определить интервал машинного времени, через который следует производить периодическую очистку. Например, для плоского маятникового шлифования без поперечной подачи зависимости для расчета этого интервала при шлифовании с врезной подачей на каждый ход или двойной ход имеют вид

$$\Delta T_{маш} = n_в \left(L + l'_z + l''_z\right)/\left(L \cdot n_к\right); \tag{5.7}$$

$$\Delta T_{маш} = 2n_в \left(L + l'_z + l''_z\right)/\left(L \cdot n_к\right), \tag{5.8}$$

где L – длина обрабатываемой заготовки, м; l'_z и l''_z – перебеги шлифовального круга, м; $n_к$ – частота вращения ШК, $с^{-1}$.

Разработка рекомендаций, касающихся выбора характеристики, размера бруска и режима очистки, возможна на основе изучения процесса взаимодействия последнего с поверхностью засаленного ШК.

Исследуем процесс удаления налипов металла заготовки с зерен круга абразивными брусками различной зернистости. Эффективное удаление налипов возможно, если радиус окружности $\rho_{зп}$, описанной около граней режущих кромок зерен бруска, не превысит критического (максимального) значения,

при котором происходит микрорезание налипов, толщина которых достигает нескольких микрометров [9]:

$$\rho_{зn} \le \frac{a_{mn}}{m_{кр}},$$

где a_{mn} – глубина внедрения АЗ бруска в материал налипа, м; $m_{кр}$ – критерий, характеризующий переход от пластического деформирования к микрорезанию, мкм.

Учитывая, что радиус $\rho_{зn}$ связан с начальным радиусом $\rho_{з0}$ зависимостью [20]

$$\rho_{зn} = \rho_{з0} \cdot \left(1 + \frac{h_{nn}}{a_{mn}}\right),$$

где h_{nn} – средний износ зерен бруска, м; $\rho_{з0} = c \cdot d_{0n}$, где c – коэффициент [61], получим зависимость для расчета средневероятного размера абразивных зерен бруска:

$$d_{0n} \le \frac{a_{mn}^2}{c \cdot m_{кр} \cdot (a_{mn} + h_{nn})}. \qquad (5.9)$$

Радиус $\rho_{зn}$ при вершине АЗ, представленного в виде усеченного конуса (см. § 2.1), связан с его износом h_{nn} зависимостью

$$\rho_{зn} = \frac{h_{nn} \cdot sin\gamma_n}{1 - sin\gamma_n},$$

где γ_n – половина угла при вершине зерна, град.

Следовательно, условие удаления налипа примет вид:

$$h_{nn} \le \frac{a_{mn} \cdot (1 - sin\gamma_n)}{m_{кр} \cdot sin\gamma_n}.$$

Поскольку h_{nn} связан с размером площадки затупления на зерне b_n зависимостью $b_n = 2 \cdot h_{nn} \cdot tg\gamma_n$, получим формулу для расчета максимального значения этого параметра:

$$b_{nmax} \le \frac{2 \cdot a_{mn}(1 - sin\gamma_n)}{m_{кр} \cdot cos\gamma_n}. \qquad (5.10)$$

Таким образом, чтобы обеспечить эффективное удаление налипов с АЗ, размер b_n площадки затупления на зерне бруска не должен превышать b_{nmax}, в противном случае будет превалировать пластическое оттеснение ма-

териала налипов и эффективность очистки снизится. Условие $b_n \le b_{n\max}$ будет выполнено, если подобрать твердость бруска, при которой при $b_n \ge b_{n\max}$ АЗ выпадет из связки, либо использовать брусок со средневероятным размером зерен $d_{0n} \le \dfrac{b_{n\,max}}{2 \cdot tg\gamma_n \cdot (1-\varepsilon)}$. В последнем случае условие $b_n \le b_{n\max}$ будет обеспечено при любой твердости бруска, а для расчета d_{0n} получим условие:

$$d_{0n} \le \frac{a_{mn} \cdot (1 - sin\,\gamma_n)}{m_{\text{кр}} \cdot cos\,\gamma_n \cdot tg\gamma_n \cdot (1-\varepsilon)}. \qquad (5.11)$$

Очистка АЗ круга, вершины которых расположены на расстоянии $h_з$ от вершины наиболее выступающего зерна, возможна, если выполняется соотношение

$$\Delta_{max_n} \ge h_з + h_{nn},$$

где Δ_{max_n} – толщина рабочего слоя бруска, м (рис. 5.2):

$$\Delta_{max_n} = k_n \cdot d_{0n},$$

где k_n – коэффициент [34].

Условие для определения минимального размера зерна бруска примет следующий вид:

$$d_{0n} \ge \frac{2 \cdot h_з}{2 \cdot k_n + \varepsilon - 1}. \qquad (5.12)$$

Зерна бруска могут разместиться между зернами круга (см. рис. 5.2) при выполнении условия $b_n \le l_1$, где l_1 – расстояние между зернами ШК, м.

Принимая во внимание, что b_n не может превысить d_{0n}, и выразив l_1 в зависимости от размера d_0 зерна круга и расстояния между его зернами на расстоянии $h_u + h_з$ от вершины наиболее выступающего зерна, получим

$$d_{0n} \le \frac{2}{\sqrt{z_0 \cdot c_{к1} \cdot \left(\dfrac{h_u + h_з}{d_0}\right)^{\alpha}}} - 2 \cdot (h_u + h_з) \cdot tg\gamma, \qquad (5.13)$$

где $c_{к1}$ и α – коэффициенты [34].

В табл. 5.2 приведены результаты расчета по зависимости (5.11) максимального значения размера АЗ бруска d_{0n} для глубин внедрения АЗ бруска в материал налипа a_{mn} = 0,5 ... 2 мкм, γ_n = 45º, $m_{\text{кр}}$ = 0,07 ... 0,25 [9, 19, 61] и ε = 0,7 [1]. Минимальное значение параметра d_{0n}, рассчитанное по зависимости

(5.12) для $h_з$ = 5, 7,5 и 10 мкм (что соответствует средним значениям глубины внедрения зерен в заготовку при шлифовании [38], ε = 0,7 [1] и k_n = 1,75 [34], равно 3,1, 4,7 и 6,2 мкм соответственно.

Расчеты показали, что значения d_{0n}, полученные по зависимости (5.13), на порядок больше значений, полученных по зависимости (5.11). Это свидетельствует о том, что максимальное значение d_{0n} определяется прежде всего возможностью микрорезания материала налипа.

Для некоторых сочетаний параметров зависимостей (5.11) – (5.13) возможна ситуация, когда максимальное значение d_{0n}, определенное по зависимости (5.11), окажется меньше значения этого параметра, рассчитанного по зависимости (5.12). В подобных случаях при выборе значения d_{0n} следует искать компромиссное решение между возможностью эффективного микрорезания налипов и очистки зерен ШК, расположенных на глубине $h_з$.

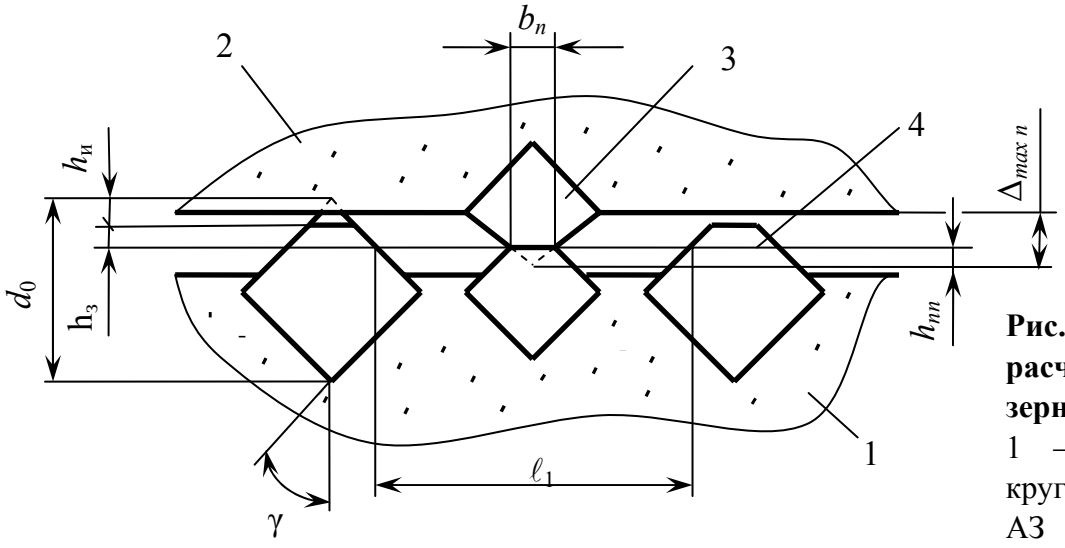


Рис. 5.2. Схема к расчету размера зерна бруска:
1 – шлифовальный круг; 2 – брусок; 3 – АЗ бруска; 4 – АЗ круга

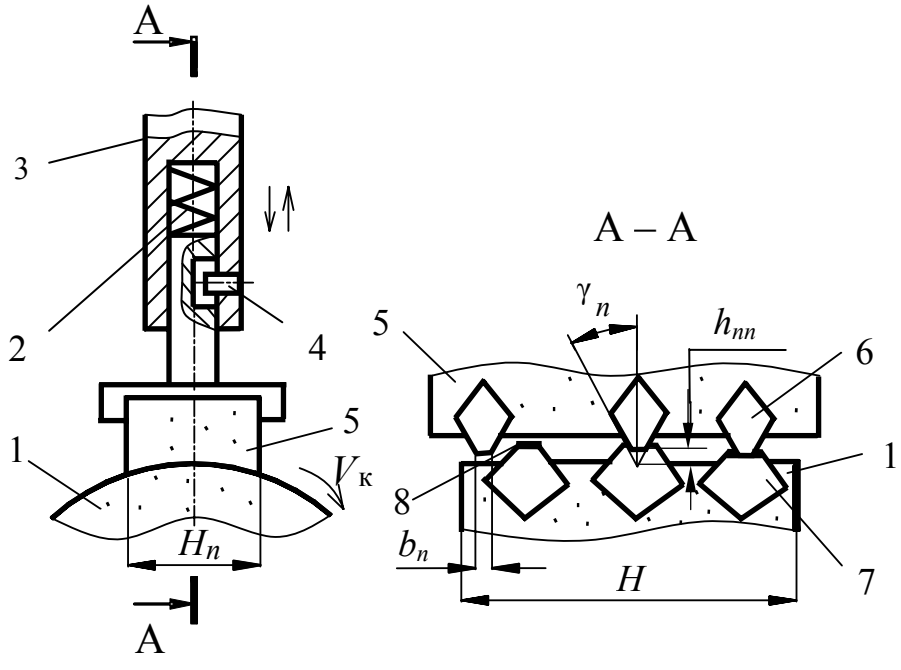


Рис. 5.3. Схема к расчету высоты бруска:
1 – шлифовальный круг; 2 – пружина; 3 – шток; 4 – фиксатор; 5 – брусок; 6 – АЗ бруска; 7 – АЗ круга; 8 – налип материала заготовки

5.2. Расчетные максимальные значения d_{0n}

Глубина внедрения АЗ бруска в материал налипа a_{mn}, мкм	Критерий перехода к микрорезанию $m_{кр}$	Максимальное значение d_{0n}, мкм
1	0,07	19,73
1	0,15	9,2
1	0,25	5,52
1,5	0,07	29,57
1,5	0,15	13,8
1,5	0,25	8,28
2	0,07	39,46
2	0,15	18,4
2	0,25	11,04

Определим высоту бруска H_n (рис. 5.3), обеспечивающего с заданной вероятностью удаление налипов металла с АЗ круга за определенное время.

Вероятность удаления налипов зернами бруска, расположенными в его сечении, параллельном оси вращения ШК,

$$P_{hn} = L_n / H , \tag{5.14}$$

где L_n – суммарная длина следов зерен бруска в этом сечении на уровне h_{nn} от вершины его наиболее выступающего зерна, м; H – высота ШК, м.

Для расчета L_n справедлива зависимость:

$$L_n = b_n \cdot z(h_{nn}), \tag{5.15}$$

где $z(h_{nn})$ – число зерен бруска, расположенных в рассматриваемом сечении на расстоянии h_{nn} от вершины наиболее выступающего зерна:

$$z(h_{nn}) = \sqrt{z_{0n}} \cdot H \cdot c_{кп} \cdot \left(\frac{h_{nn}}{d_{0n}} \right)^{\alpha},$$

где z_{0n} – число АЗ на единичной площадке бруска, 1/м^2; $c_{кп}$ – коэффициент [34].

$$P_{hn} = c_{кп} \cdot \sqrt{z_{0n}} \cdot b_n \left(\frac{b_n}{2 \cdot tg\gamma_n \cdot d_{0n}} \right)^{\alpha}.$$

Параметр z_{0n} можно определить, если выполнить преобразования зависимости [57] для расчета среднего расстояния между зернами ШК:

$$z_{0n} = \frac{W_{зn} \cdot W_{сn}}{\left(W_{зn} + W_{сn} + W_{пn}\right) \cdot W_{пn} \cdot d_{0n}^2}, \qquad (5.16)$$

где $W_{зn}$, $W_{сn}$, $W_{пn}$ – объемное содержание соответственно зерен, связки и пор в бруске.

При очистке произвольное сечение ШК «взаимодействует» с рядом сечений бруска, условно расположенных на расстоянии друг от друга, равном среднему расстоянию между его зернами, причем за счет вращения ШК во время очистки каждое сечение ШК многократно взаимодействует с бруском.

Для оценки суммарной вероятности удаления налипов воспользуемся зависимостью [19]:

$$P_m = 1 - \left(1 - P_{hn}\right)^m, \qquad (5.17)$$

где m – число сечений бруска, взаимодействующих с произвольным сечением ШК.

$$m = \sqrt{z_{0n}} \cdot H_n \cdot c_{кn} \left(\frac{b_n}{2 \cdot tg\gamma_n \cdot d_{0n}} \right)^{\alpha} \cdot n_к \cdot T_о,$$

где $n_к$ – частота вращения ШК, с$^{-1}$; $T_о$ – продолжительность очистки, с; H_n – высота бруска, м (см. рис. 5.3).

Подставив последнее выражение для m в зависимость (5.19) для расчета P_m и выполнив преобразования, получим зависимость для расчета высоты бруска, обеспечивающей заданную вероятность P_m удаления налипов

$$H_n = \frac{lg\left(1 - P_m\right)}{\sqrt{z_{0n}} \cdot c_{кn} \cdot lg\left(1 - P_{hn}\right) \cdot \left(b_n / \left(2 \cdot tg\gamma_n \cdot d_{0n}\right)\right)^{\alpha} \cdot n_к \cdot T_о}. \qquad (5.18)$$

Результаты расчета H_n для бруска зернистостью М10 при $T_о$ = 0,5 ... 2 с, b_n = 3,3 мкм и частоте вращения круга $n_к$ = 50 с$^{-1}$ сведены в табл. 5.3.

Определим силу, с которой брусок следует прижимать к рабочей поверхности ШК. Как уже отмечалось, эта сила должна быть достаточной, чтобы происходило микрорезание налипов, но в то же время она не должна вызывать интенсивного изнашивания ШК и бруска. Прежде всего, разумеется, недопустимо скалывание вершин АЗ ШК и вырывание их из связки.

5.3. Расчетные значения высоты бруска H_n

Заданная вероятность P_m	Продолжительность очистки T_o, с	Высота бруска $H_n \cdot 10^3$, м
0,95	0,5	2,31
0,95	1	1,15
0,95	2	0,58
0,99	0,5	3,56
0,99	1	1,78
0,99	2	0,89

Составляющие силы микрорезания $\overline{P_z}$ и $\overline{P_y}$ при очистке представим в следующем виде:

$$\overline{P}_y = \overline{P}_{y\text{р}1} + \overline{P}_{y\text{р}2} + \overline{P}_{y\text{д}1} + \overline{P}_{y\text{д}2}; \tag{5.19}$$

$$\overline{P}_z = \overline{P}_{z\text{р}1} + \overline{P}_{z\text{р}2} + \overline{P}_{z\text{д}1} + \overline{P}_{z\text{д}2}, \tag{5.20}$$

где $\overline{P}_{y\text{р}1}$ и $\overline{P}_{z\text{р}1}$, $\overline{P}_{y\text{р}2}$ и $\overline{P}_{z\text{р}2}$ – составляющие силы микрорезания, обусловленные соответственно диспергированием налипов и трением режущих АЗ бруска о налипы и об АЗ круга, Н; $\overline{P}_{y\text{д}1}$ и $\overline{P}_{z\text{д}1}$, $\overline{P}_{y\text{д}2}$ и $\overline{P}_{z\text{д}2}$ – составляющие силы микрорезания, обусловленные соответственно пластическим деформированием налипов и трением давящих зерен бруска о налипы и об АЗ круга, Н.

Силы микрорезания для всех находящихся в контакте с налипами зерен бруска определим суммированием сил от зерен, расположенных на различных уровнях от вершины наиболее выступающего зерна бруска.

Для расчета $P_{y\text{р}1}$ определим площадь налипов металла, удаляемого всеми режущими зернами бруска в плоскости, проходящей через ось ШК. Предположим, что на площадках затупления АЗ 2, расположенных на расстоянии $h_з$ от вершины наиболее выступающего зерна круга, образовались налипы высотой $a_н$ (рис. 5.4).

Режущие и пластически деформирующие АЗ круга, на которые налипает материал заготовки (см. § 2.4), располагаются на расстоянии 0 ... a_m от вершины наиболее выступающего зерна ШК. Это расстояние (назовем его глубиной засаливания), с учетом образования навалов по краям шлифовочных рисок, равно

$$h_з = a_m(1 + \varepsilon_н),$$

где a_m – максимальная глубина внедрения АЗ в заготовку, м; $\varepsilon_н$ – коэффициент навалов.

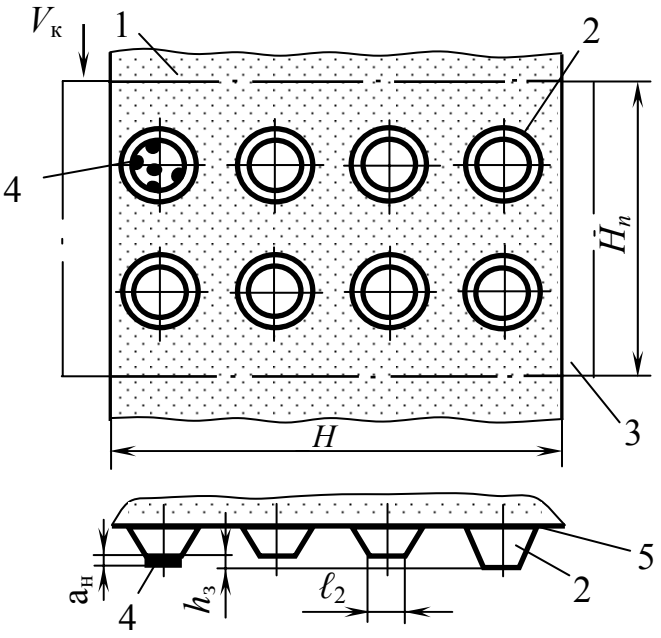


Рис. 5.4. Схема взаимодействия бруска и ШК:
1 – ШК; 2 – АЗ круга; 3 – брусок; 4 – налип; 5 – условная наружная поверхность связки ШК

Суммарный размер налипов в плоскости, параллельной оси круга,

$$L_{\text{Н}} = 0{,}5\ell_2 \cdot z(h_{\text{з}}), \quad (5.21)$$

где 0,5 ℓ_2 – математическое ожидание размера площадки затупления на АЗ круга в этой плоскости, м (см. рис. 5.4); $z(h_з)$ – число зерен ШК, расположенных в рассматриваемой плоскости на расстоянии $h_з$ от вершины наиболее выступающего зерна:

$$z(h_{\text{з}}) = c_{\text{к1}} \cdot \sqrt{z_0} \cdot H \cdot \left(\frac{h_u + h_{\text{з}}}{d_0} \right)^{\alpha}.$$

Искомая площадь налипов в рассматриваемой плоскости

$$F_{\text{н}} = a_{\text{н}} \cdot L_{\text{н}},$$

где $a_н$ – высота налипа, м.

$$\overline{P}_{y\text{р}1} = \tau_s \cdot F_{\text{н}} \cdot K_y \cdot K_F, \quad (5.22)$$

где K_F – коэффициент, равный отношению площади налипов на зерне к площади площадки затупления на зерне. Полагаем, что $K_F = K_з$.

$$\overline{P}_{y\text{р}2} = \frac{\tau_s \cdot f_{\text{тр}.n}}{3\mu_s}, \quad (5.23)$$

где $f_{тр.n}$ – сумма площадей поверхностей трения режущих АЗ бруска о налипы металла, м^2:

$$f_{\text{тр}.n} = z_{n\text{р}} \cdot f_{\text{з}},$$

где $z_{nр}$ – число режущих зерен бруска, контактирующих с налипами; $f_з$ – площадь площадки затупления АЗ бруска, м^2, равная $f_{\text{з}} = \pi \cdot b_n^2 / 4$.

$$z_{n\text{р}} = z_{0n} \cdot L_{\text{Н}} \cdot L_{\text{Н}_1} \cdot F(h_{nn} + a_{\text{н}} + \text{а}_{\text{крн}}),$$

где $L_{Н1}$ – суммарный размер налипов в плоскости, параллельной вектору рабочей скорости круга, м; $а_{крн}$ – критическая глубина микрорезания налипов, м; z_{0n} – число зерен на единице поверхности бруска, 1/м^2.

$$L_{Н1} = \frac{c_{к1}}{2} \cdot \ell_2 \cdot \sqrt{z_0} \cdot H_n \left(\frac{h_u + h_з}{d_0} \right)^{\alpha}.$$

Зависимость для расчета $z_{пр}$ примет вид:

$$z_{пр} = c_{кп} \cdot z_{0n} \left(\frac{c_{к1}}{2} \cdot \ell_2 \cdot \sqrt{z_0} \cdot \left(\frac{h_u + h_з}{d_0} \right)^{\alpha} \right)^2 \cdot H \cdot H_n \cdot \left(\frac{h_{пп} + a_н - а_{крн}}{d_{0n}} \right)^{\alpha}.$$

$$\overline{P}_{уд1} = \overline{P}_{уд1i} \cdot z_{ип} \cdot K_F, \qquad (5.24)$$

где $\overline{P}_{уд1i}$ – радиальная составляющая силы от единичного пластически деформирующего зерна бруска, обусловленная диспергированием материала налипа, Н; $z_{ип}$ – количество пластически деформирующих АЗ бруска, контактирующих с налипами на зернах ШК.

Полагая, что процесс диспергирования зернами бруска материала налипов принципиально не отличается от процесса диспергирования в процессе шлифования, запишем

$$\overline{P}_{уд1i} = \frac{c \cdot \sigma_m \cdot a_{нi}}{2} \left(sin\gamma_n + \overline{\mu}_0 \cdot cos\gamma_n \right) \cdot b_n,$$

где $a_{нi}$ – математическое ожидание глубины внедрения i-го пластически деформирующего зерна бруска, м, равное половине максимальной глубины внедрения, т. е. $a_{нi} = 0{,}5а_{крн}$; $\overline{\mu}_0$ – коэффициент трения АЗ бруска о налипы на АЗ круга.

Для расчета $z_{ип}$ получена зависимость:

$$z_{ип} = c_{кп} \cdot z_{0n} \left(\frac{c_{кп}}{2} \cdot \ell_2 \cdot \sqrt{z_0} \left(\frac{h_u + h_з}{d_0} \right)^{\alpha} \right)^2 \cdot H \cdot H_n \cdot$$

$$\cdot \left(\left(\frac{h_{пп} + a_н}{d_{0n}} \right)^{\alpha} - \left(\frac{h_{пп} + a_н - а_{крн}}{d_{0n}} \right)^{\alpha} \right) \cdot K_{ср},$$

где $K_{ср}$ – коэффициент, учитывающий съем материала налипов режущими АЗ бруска.

$$\overline{P}_{уд2} = \overline{P}_{уд2i} \cdot z_{ип}, \qquad (5.25)$$

где $\overline{P}_{уд2i}$ – радиальная составляющая силы от *i*-го пластически деформирующего АЗ бруска, обусловленная трением этого АЗ о налипы на АЗ шлифовального круга:

$$\overline{P}_{уд2i} = \frac{f_з \cdot H_м}{3}.$$

Запишем зависимости для расчета составляющих силы $\overline{P}_z$ микрорезания налипов:

$$\overline{P}_{zр1} = \tau_s \cdot K_z \cdot F_н \cdot K_F; \quad (5.26)$$

$$\overline{P}_{zр2} = \overline{P}_{ур2} \cdot \overline{\mu}_0; \quad (5.27)$$

$$\overline{P}_{zд1} = \overline{P}_{zд1i} \cdot z_{ип} \cdot K_F, \quad (5.28)$$

где $\overline{P}_{zд1i}$ – касательная составляющая силы от единичного пластически деформирующего зерна бруска, обусловленная оттеснением материала налипа, Н [19]:

$$\overline{P}_{zд1i} = \frac{\mu_0 \cdot c \cdot \sigma_m \cdot a_{нi}}{2}\left(sin\gamma_n + \frac{cos\gamma_n}{\mu_0}\right) \cdot b_n.$$

$$\overline{P}_{zд2} = \overline{P}_{уд2} \cdot \overline{\mu}_0. \quad (5.29)$$

На значение силы $\overline{P}_y$ следует ориентироваться при выборе силы прижима бруска к кругу.

Определим силы, действующие на отдельные АЗ круга и бруска, и сопоставим их с критическими силами, при которых происходит вырывание зерен из связки или их разрушение. Составляющие силы, действующей на одно зерно ШК, представим в следующем виде:

$$P_{yk} = P_{ур1k} + P_{ур2k} + P_{уд1k} + P_{уд2k};$$
$$P_{zk} = P_{zр1k} + P_{zр2k} + P_{zд1k} + P_{zд2k},$$

где $P_{ур1k}$ и $P_{zр1k}$, $P_{ур2k}$ и $P_{zр2k}$ – составляющие силы, обусловленные соответственно диспергированием налипов и трением режущих АЗ бруска о налипы, Н; $P_{уд1k}$ и $P_{zд1k}$, $P_{уд2k}$ и $P_{zд2k}$ – составляющие силы, обусловленные соответственно пластическим деформированием налипа и трением давящих зерен о налип, Н.

Очевидно, что сила, действующая на АЗ круга, непостоянна на траектории движения его относительно бруска и больше в начале траектории, когда вероятность образования полных срезов зернами бруска максимальна. Составляющие силы, обусловленные диспергированием налипов режущими

зернами бруска, определим, ориентируясь на случай, когда длина следов зерен бруска равна размеру b_n площадок затупления на этих зернах. В таком случае площадь материала налипа, удаляемого режущими зернами бруска с зерна круга, составит

$$F_{\text{нк}} = a_{\text{н}} \cdot b_n \cdot z_{\text{ик}},$$

где $z_{\text{ик}}$ – число режущих АЗ бруска, контактирующих с налипом на зерне круга.

Составляющие силы, действующей на зерно круга, и обусловленные диспергированием налипа режущими зернами бруска:

$$P_{y\text{p}1k} = \tau_s \cdot K_y \cdot F_{\text{нк}} \cdot K_F; \tag{5.30}$$

$$P_{z\text{p}1k} = \tau_s \cdot K_z \cdot F_{\text{нк}} \cdot K_F. \tag{5.31}$$

Составляющие силы, обусловленные трением этих зерен о налипы

$$P_{y\text{p}2k} = \frac{\tau_s \cdot f_{\text{тр.к}}}{3 \cdot \mu_s}; \tag{5.32}$$

$$P_{z\text{p}2k} = P_{y\text{p}2k} \cdot \bar{\mu}_0, \tag{5.33}$$

где $f_{\text{тр.к}}$ – площадь поверхностей трения режущих АЗ бруска о налипы металла на одном зерне круга, м^2, равная $f_{\text{тр.к}} = z_{\text{ик}} \cdot f_{\text{з}}$.

Зависимость для расчета $z_{\text{ик}}$ имеет следующий вид:

$$z_{\text{ик}} = 0{,}5 \cdot \text{z}_{0\text{n}} \cdot c_{\text{к}n} \left(\frac{h_{nn} + a_{\text{н}} - \text{a}_{\text{крн}}}{\text{d}_{0\text{n}}} \right)^{\alpha} \cdot \ell_2^2; \tag{5.34}$$

$$P_{y\text{д}1k} = \bar{P}_{y\text{д}1i} \cdot z_{\text{ик}} \cdot K_F; \tag{5.35}$$

$$P_{z\text{д}1k} = \bar{P}_{z\text{д}1i} \cdot z_{\text{ик}} \cdot K_F, \tag{5.36}$$

где $z_{\text{ик}}$ – число пластически деформирующих зерен бруска, контактирующих с налипом на одном АЗ круга:

$$z_{\text{ик}} = 0{,}5 \cdot z_{0n} \cdot c_{\text{к}n} \left(\left(\frac{h_{nn} + a_{\text{н}}}{d_{0n}} \right)^{\alpha} - \left(\frac{h_{nn} + a_{\text{н}} - \text{a}_{\text{крн}}}{d_{0n}} \right)^{\alpha} \right) \cdot \ell_2^2;$$

$$P_{y\text{д}2k} = \bar{P}_{y\text{д}2i} \cdot z_{\text{ик}}; \tag{5.37}$$

$$P_{z\text{д}2k} = P_{y\text{д}2k} \cdot \bar{\mu}_0. \tag{5.38}$$

Не повторяя вышеприведенные рассуждения, запишем зависимости для расчета составляющих силы, действующей в процессе очистки на одно зерно бруска:

$$P_{yn} = P_{y\text{р}1n} + P_{y\text{р}2n} + P_{y\text{д}1n} + P_{y\text{д}2n}; \tag{5.39}$$

$$P_{zn} = P_{z\text{р}1n} + P_{z\text{р}2n} + P_{z\text{д}1n} + P_{z\text{д}2n}; \tag{5.40}$$

$$P_{y\text{р}1n} = \tau_s \cdot K_y \cdot b_n \cdot a_{\text{н}} \cdot K_F; \tag{5.41}$$

$$P_{z\text{р}1n} = \tau_s \cdot K_z \cdot b_n \cdot a_{\text{н}} \cdot K_F; \tag{5.42}$$

$$P_{y\text{р}2n} = \frac{\tau_s \cdot f_{\text{з}}}{3 \cdot \mu_s}; P_{z\text{р}2n} = P_{y\text{р}2n} \cdot \bar{\mu}_0; \tag{5.43}$$

$$P_{y\text{д}1n} = \overline{P}_{y\text{д}1i} \cdot K_F; P_{y\text{д}2n} = \overline{P}_{y\text{д}2i}; \tag{5.44}$$

$$P_{z\text{д}1n} = \overline{P}_{y\text{д}1i} \cdot K_F; P_{z\text{д}2n} = \overline{P}_{y\text{д}2n} \cdot \bar{\mu}_0. \tag{5.45}$$

При расчете составляющих силы, действующей на одно зерно ШК, следует иметь в виду, что если в результате расчета получено, что $z_{u\text{к}}$ или $z_{un\text{к}}$ меньше 1, следует принять их равными единице, т.е. принять наиболее неблагоприятный случай. Для расчета средних критических сил, при которых происходит разрушение АЗ и связки круга, воспользуемся зависимостями [62]

$$\left[P_{y\text{з}}\right] = \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma_{\text{з}} \cdot E_{\text{з}}}{d_{\text{з}}}} \cdot \frac{\pi d_{\text{з}}^2}{4}; \tag{5.46}$$

$$\left[P_{y\text{с}}\right] = \sqrt{\frac{K_{\text{с}} \cdot \gamma_{\text{с}} \cdot E_{\text{с}}}{D_{\text{м}}}} \cdot \frac{\pi D_{\text{м}}^2}{4}, \tag{5.47}$$

где $D_{\text{м}}$ – диаметр мостика связки, м^2; $d_{\text{з}}$ – диаметр АЗ, м.

При расчете критической силы для АЗ круга $d_{\text{з}}$ эквивалентно d_0, т.е. $d_{\text{з}} = d_0$; для АЗ бруска $d_{\text{з}} = d_{0n}$.

Выполним расчеты составляющих силы, в том числе приходящейся на единичное зерно бруска и круга, при очистке ШК 16-ой и 40-ой зернистости средней степени твердости 7-ой структуры на керамической связке бруском из электрокорунда зернистости М10 с объемным содержанием зерен и связки 0,5. Полагаем, что на зернах круга образовались площадки износа размером ℓ_2 = 50 ... 100 мкм [38, 61, 93], на которых появились налипы высотой $a_{\text{н}}$ = 2 мкм [9]. Для кругов 16-ой и 40-ой зернистости число зерен на 1 мм^2 рабочей поверхности составляет z_0 = 23,4 и 5,3 соответственно. Для бруска зернистостью М10 по зависимости (5.16) z_{0n}= 5 · 10^3 1/мм^2. Высота круга H = 20 · 10^{-3} м, бруска для очистки H_n = 10 · 10^{-3} м. Половина угла при вершине АЗ $\gamma = \gamma_n$ = 45º. Напряжения сдвига при микрорезании налипов состав-

ляют $\tau_s = 1370 \cdot 10^6$ Па (материал налипа – сталь 40Х); коэффициент внутреннего трения в плоскости сдвига $\mu_s = 0{,}38$ [19]; коэффициент внешнего трения $\mu_0 = 0{,}5$ [38, 61, 93, 98]; твердость материала налипа $H_м = 2055 \cdot 10^6$ Па.

По зависимости (5.10) максимальное значение размера площадки затупления на зернах бруска при $a_{mн} = a_н = 2$ мкм $= 2 \cdot 10^{-6}$ м и $m_{кр} = 0{,}25$ [19] (очистка без применения СОТС) составляет $b_{n\,max} = 6{,}6 \cdot 10^{-6}$ м = 6,6 мкм. При превышении $b_{n\,max}$ этой величины АЗ бруска будут осуществлять лишь пластическое оттеснение материала налипа. Расчеты выполнены для среднего значения b_n из диапазона 0 ... 6,6 мкм, т.е. $b_n = 3{,}3$ мкм.

Результаты расчета сил резания (табл. 5.4) свидетельствуют, что составляющие $\overline{P}_{y\text{р}1}$ и $\overline{P}_{z\text{р}1}$, связанные с микрорезанием материала налипа, оказывают доминирующее влияние на силы $\overline{P}_y$ и $\overline{P}_z$. При одинаковых значениях размеров площадок затупления на зернах и их износе ($h_u = 25$ мкм) силы $\overline{P}_y$ и $\overline{P}_z$ значительно больше при очистке более мелкозернистого круга 16-ой зернистости. Объясняется это расположением большего количества вершин зерен на одинаковом уровне от наиболее выступающего зерна у круга меньшей зернистости [34]. Поэтому у такого круга при прочих равных условиях больше площадь налипов $F_н$ и составляющие $\overline{P}_{y\text{р}1}$ и $\overline{P}_{z\text{р}1}$.

5.4. Расчетные значения составляющих силы, действующей при очистке круга 16-ой зернистости с площадкой затупления размером $\ell_2 = 0{,}05$ мм бруском из электрокорунда зернистостью М10

Коэффициент K_F	Глубина засаливания ШК $h_з$, мм	Составляющие силы, Н									
		$\overline{P}_{y\text{р}1}$	$\overline{P}_{y\text{р}2}$	$\overline{P}_{y\text{д}1}$	$\overline{P}_{y\text{д}2}$	$\overline{P}_y$	$\overline{P}_{z\text{р}1}$	$\overline{P}_{z\text{р}2}$	$\overline{P}_{z\text{д}1}$	$\overline{P}_{z\text{д}2}$	$\overline{P}_z$
1	0,005	1,02	0,01	0,018	0,009	1,06	0,92	0,005	0,009	0,0046	0,94
	0,010	1,58	0,026	0,05	0,026	1,68	1,41	0,013	0,026	0,013	1,46
0,5	0,005	0,51	0,01	0,009	0,009	0,538	0,46	0,005	0,0045	0,0046	0,47
	0,010	0,79	0,026	0,025	0,026	0,867	0,705	0,013	0,013	0,013	0,744

Для круга 25-ой зернистости средней степени твердости на керамической связке выполнены расчеты составляющей силы $\overline{P}_y$ очистки для различных значений напряжений сдвига τ_s, а также $h_з$, h_u и K_F ($K_з$) (рис. 5.5). Значением τ_s варьировали в пределах 1300 ... 2400 МПа (для стали 40Х при 600 ºС τ_s = 1370 МПа; для стали 3Х3М3Ф τ_s = 2340 МПа при 20 ºС).

Из рис. 5.5 следует, что сила $\overline{P}_y$ увеличивается практически пропорционально значению τ_s, что объясняется превалирующим влиянием на силу $\overline{P}_y$ ее составляющей $\overline{P}_{y1}$, значение которой, в свою очередь, изменяется пропорционально τ_s. Увеличение износа зерен круга h_u с 25 до 50 мкм, т.е. в 2 раза, привело к увеличению $\overline{P}_y$ до 10 раз, что объясняется прежде всего увеличением количества очищаемых зерен, а также суммарного размера налипов в плоскости, параллельной вектору рабочей скорости круга.

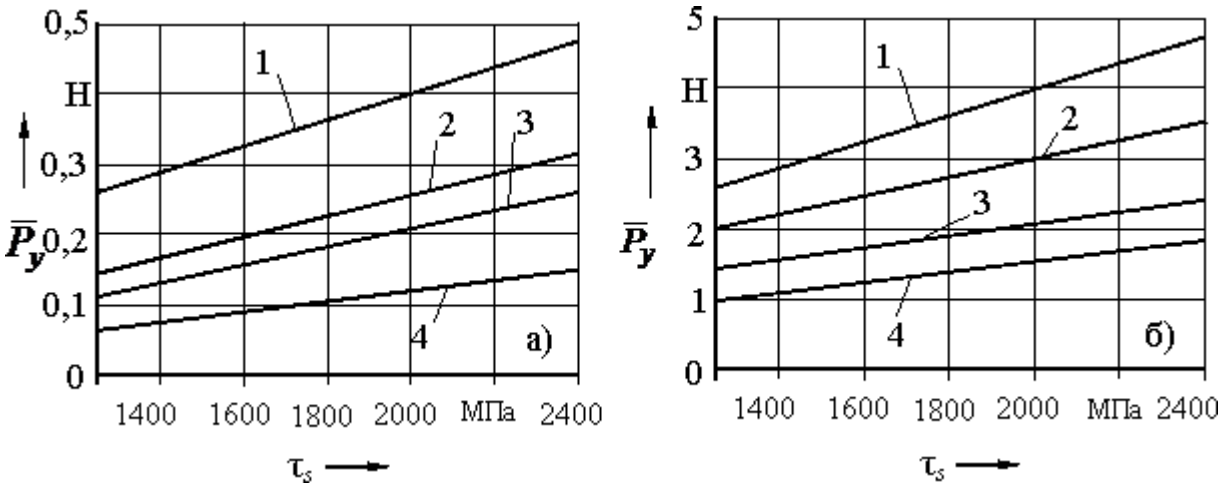


Рис. 5.5. Зависимость составляющей силы $\overline{P}_y$, действующей при очистке круга 25-ой зернистости бруском из электрокорунда зернистости М10, от напряжений сдвига τ_s:

а – h_u = 25 мкм, б – h_u = 50 мкм; 1 – $h_з$ = 10 мкм, K_F = 1; 2 – $h_з$ = 5 мкм, K_F = 1; 3 – $h_з$ = 10 мкм, K_F = 0,5; 4 – $h_з$ = 5 мкм, K_F = 0,5

Из табл. 5.5. следует, что при увеличении площадки затупления (и износа круга h_u) в 2 раза составляющие P_{yk} и P_{zk} силы, действующей на одно зерно ШК, увеличиваются в 4 раза.

При $E_з$ = 3,64 · 10^{11} Н/м^2, $\gamma_з$ = 72,9 Дж/м^2, $K_с$ = 1,71, $\gamma_с$ = 33,8 Дж/м^2 и E_c = 0,735 · 10^{11} Н/м^2 [62] средние критические силы, способные вызвать разрушение зерен кругов 16-ой и 40-ой зернистости, равны 14,9 и 54,5 Н; силы, при которых возможно разрушение связки, – 4,2 и 15,45 Н соответственно. Таким образом, радиальная составляющая силы, приходящейся на одно зерно ШК при очистке (см. табл. 5.5), более чем на порядок меньше соответствующей критической силы, при которой возможно разрушение АЗ круга или вырывание их из связки.

Средняя критическая сила, при которой возможно разрушение АЗ бруска зернистостью М10 из электрокорунда ($E_з$ = 3,64 · 10^{11} Н/м^2, $\gamma_з$ = 72,9 Дж/м^2), составляет 1,8 Н. Керамическая связка бруска ($K_с$ = 1,71, $\gamma_с$ = 33,8 Дж/м^2, $E_с$ = 0,735 · 10^{11} Н/м^2) разрушится силой, равной 0,51 Н, которая на порядок превышает радиальную составляющую силы, приходящейся на одно АЗ бруска (табл. 5.6).

5.5. Расчетные значения составляющих силы, действующей на одно зерно шлифовального круга в процессе его очистки

Коэффициент K_F	Размер площадки затупления ℓ_2, мм	Составляющие силы, Н									
		P_{yp1k}	P_{yp2k}	$P_{yд1k}$	$P_{yд2k}$	P_{yk}	P_{zp1k}	P_{zp2k}	$P_{zд1k}$	$P_{zд2k}$	P_{zk}
1	0,05	0,052	0,0065	0,0105	0,0055	0,0745	0,047	0,0032	0,0054	0,0028	0,058
	0,1	0,208	0,026	0,042	0,022	0,298	0,188	0,013	0,021	0,011	0,233
0,5	0,05	0,026	0,0065	0,005	0,0055	0,043	0,0235	0,0032	0,0027	0,0028	0,032
	0,1	0,104	0,026	0,021	0,022	0,173	0,094	0,013	0,0105	0,011	0,129

5.6. Расчетные значения составляющих силы, действующей на одно зерно бруска в процессе очистки круга

Коэффициент K_F	Составляющие силы, Н									
	$\overline{P}_{yp1n}$	$\overline{P}_{yp2n}$	$\overline{P}_{yд1n}$	$\overline{P}_{yд2n}$	$\overline{P}_{yn}$	$\overline{P}_{zp1n}$	$\overline{P}_{zp2n}$	$\overline{P}_{zд1n}$	$\overline{P}_{zд2n}$	$\overline{P}_{zn}$
0,5	0,026	0,0065	0,0035	0,0037	0,04	0,0235	0,0032	0,0018	0,0018	0,0303
1	0,052	0,0065	0,007	0,0037	0,069	0,047	0,0032	0,0036	0,0018	0,056

Таким образом, силы, действующие на одно зерно шлифовального круга и бруска в процессе очистки рабочей поверхности круга, на порядок ниже критических сил, приводящих к разрушению АЗ круга и бруска и вырыванию их из связки. Следовательно, если в процессе очистки прижимать брусок к рабочей поверхности ШК с силой, достаточной для удаления налипов (см. табл. 5.4, рис. 5.5), или незначительно ее превышающей, то интенсивное изнашивание круга и бруска исключаются.

Очевидно, очистка АЗ круга, вершины которых расположены на максимальном удалении от его условной наружной поверхности, возможна также наиболее выступающими зернами бруска. Чтобы выявить условия, при которых возможна очистка удаленных АЗ круга, рассмотрим случай, когда в плоскости, перпендикулярной оси его вращения, наиболее удаленное и выступающее зерна расположены рядом.

Каждое зерно бруска на эластичной связке (например, бакелитовой, вулканитовой и др.) имеет возможность частично углубиться в связку за счет ее упругих свойств. Поэтому при взаимодействии с АЗ круга зерно бруска сместится в направлении, перпендикулярном рабочей скорости круга относительно исходного положения равновесия (рис. 5.6) на величину [34]:

$$a_n = \frac{6 \cdot \bar{P}_{yn} \cdot l_{mu}}{\pi \cdot d_{0n}^2 \cdot E_{cn}\left(1 - \cos^3 \gamma_1\right)} \sqrt[3]{\frac{\left(W_{cn} + W_{nn}\right)^2}{W_{cn}^2}},$$

где $l_{ми}$ – средняя длина мостика связки бруска, м; d_{0n} – размер зерна бруска, м; E_{cn} – модуль упругости связки бруска, Па; γ_1 – угол между нормалью к рабочей поверхности бруска и радиусом, проходящим через точку касания АЗ со связкой, град. [34]: W_{cn}, W_{nn} – объемное содержание связки и пор в бруске.

$$l_{mu} = l_n - \frac{d_{0n}}{2},$$

где l_n – среднее расстояние между АЗ бруска, м.

Для $\bar{P}_{yn}$= 0,1 Н; $d_n = d_{0n}$ = 10 мкм; $E_{cn} = 3 \cdot 10^9$ Н/м^2 (брусок на вулканитовой связке [34]); $W_{cn} = W_{nn} = 0{,}5$; $\cos\gamma_1 = 0{,}48$ АЗ способно углубиться в связку на величину a_n = 6 мкм.

Для возможности очистки зерна 5 шлифовального круга 1 (см. рис. 5.6) необходимо, чтобы АЗ 3 бруска, выведенное из положения равновесия при контакте с АЗ 4 круга, вернулось в это положение, прежде чем АЗ 5 переместится за счет вращения ШК в положение зерна 4. АЗ 3 должно вернуться в положение равновесия, которое оно занимало, когда отсутствовали внешние силы, через период времени:

$$\tau_p = \frac{\ell_{\phi 1}}{V_k},$$

где $\ell_{\phi 1}$ – среднее расстояние между АЗ круга, м.

Для определения перемещения АЗ бруска воспользуемся моделью, приведенной в работе [104], согласно которой эластичный инструмент можно рассматривать как бесконечное множество упруго закрепленных элементарных масс (абразивных зерен), которые могут перемещаться только в одном направлении.

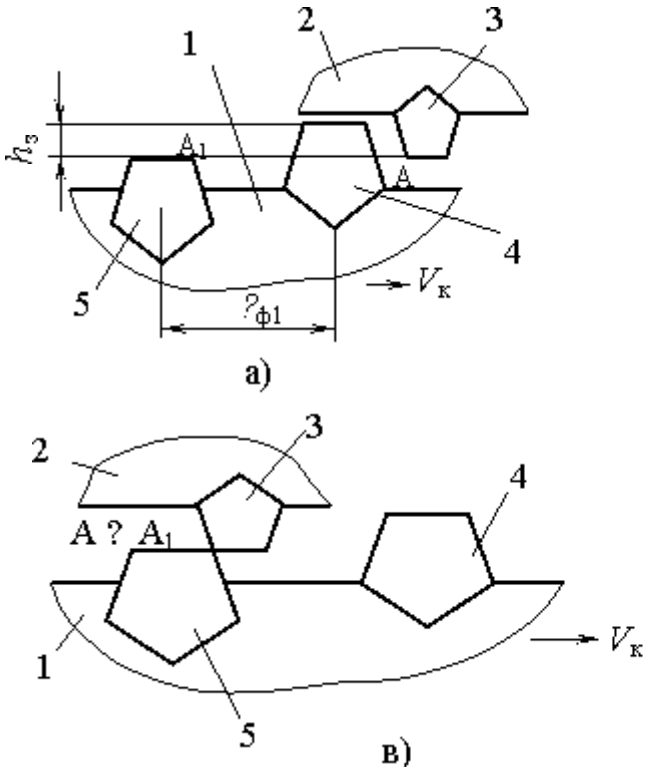


Рис. 5.6. Схема взаимодействия абразивных зерен бруска и круга: 1 – ШК; 2 – брусок; 3 – АЗ бруска; 4, 5 – АЗ круга

Рассмотрим колебания АЗ, закрепленного в связке, которую представим в виде пружины, обладающей жесткостью, и демпфера (рис. 5.7), сопротивление которого пропорционально скорости перемещения (колебания) АЗ (вязкое демпфирование). Если считать, что перемещение зерна возможно лишь в одном направлении, а масса пружины-связки мала по сравнению с массой АЗ, то систему можно рассматривать как имеющую одну степень свободы. Дифференциальное уравнение движения АЗ в этом случае имеет следующий вид:

$$\frac{W}{g}\cdot\ddot{x} = -k_c\dot{x} - c_c\cdot\dot{x}, \qquad (5.48)$$

где W – вес АЗ, Н; k_c – жесткость связки, Н/м; x – величина смещения АЗ от положения равновесия, м; c_c – коэффициент вязкого демпфирования связки, Н·с/м.

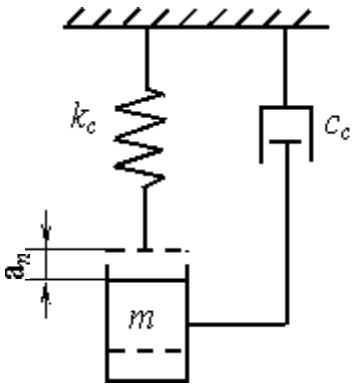


Рис. 5.7. Схема к исследованию колебательных движений АЗ бруска:
m – масса АЗ; k_c – жесткость связки; c_c – коэффициент вязкого демпфирования связки

Используя обозначения

$$p^2 = \frac{k_c \cdot g}{W}; \quad 2n = \frac{c_c \cdot g}{W},$$

запишем уравнение (5.48) в виде

$$\ddot{x} + 2n\dot{x} + p^2 \cdot x = 0.$$

Для абразивов различных характеристик при различных условиях нагружения статическая жесткость опоры зерна равна (4 ... 7) · 10^6 Н/м [23]; коэффициент c находится в пределах (1 ... 800) Н·с/м [55]. Согласно выполненного расчета, вес АЗ, имеющего размер d_{0n}, равный 10 мкм, составляет 6,54 · 10^{-12} Н. Следовательно, n^2 равен (0,56 · 10^{24} ... 36 · 10^{28}) 1/с^2; параметр p^2 = (6 · 10^{18} ... 13,5 · 10^{18}) 1/с^2, т. е. n^2 превышает p^2 на несколько порядков.

Если $n > p$, решение уравнения (5.48) примет вид

$$x = c_1 \cdot e^{-\eta_1 \cdot \tau} + c_2 \cdot e^{r_2 \cdot \tau}. \qquad (5.49)$$

В этом случае вязкое сопротивление велико и АЗ не будет совершать колебательные движения, а возвратится в положение равновесия (апериодическое движение).

Определив постоянные c_1 и c_2 и подставив значения $x = x_0$ и $\dot{x} = \dot{x}_0$ при $\tau = 0$ в уравнение (5.49) и его первую производную, получим

$$x = \frac{V_к / tg\gamma_1 - r_2 \cdot a_n}{r_1 - r_2} \cdot e^{r_1 \tau} + \frac{r_1 \cdot a_n - \ell_к / tg\gamma_1}{r_1 - r_2} \cdot e^{r_2 \tau}, \qquad (5.50)$$

где $r_1 = -n + \sqrt{n^2 - p^2}$; $r_2 = -n - \sqrt{n^2 - p^2}$.

Из выражения (5.50) следует, во-первых, что АЗ вернется в положение равновесия (при этом $x = 0$) при $\tau = \infty$, а во-вторых, из него можно определить период времени τ_p, через который АЗ будет находиться относительно положения равновесия на расстоянии $x = \varepsilon_{01}$ (где ε_{01} – заданная малая величина, м).

Однако уравнение (5.50) не имеет решения, поэтому определить из него параметры r_1 и r_2, а затем k_c и c_c связки, обеспечивающие необходимый период времени движения зерна в положение равновесия, не представляется возможным.

Для разработки рекомендаций по выбору параметров связки бруска выполнили численное моделирование движения АЗ при следующих исходных данных: W = 6,54 · 10^{-12} Н; k_c = (4 … 7) · 10^6 Н/м; c_c = (1 … 800) Н·с/м; $V_к$ = 50 м/с; $\ell_{ф1}$ = 0,0033 м; γ_1 = 45°; $x_0 = a_n$ = 6 · 10^{-6} м (значение получено расчетом).

Установлено, что при любом сочетании вышеперечисленных параметров $\tau_p >> \frac{\ell_{ф1}}{V_к}$. Следовательно, АЗ бруска способно очистить удаленное от условной наружной поверхности круга АЗ, которое расположено на значительном расстоянии от наиболее выступающего зерна ($>>\ell_{ф1}$). При этом угол между траекторией движения АЗ бруска и касательной к рабочей поверхности круга будет весьма мал, а вероятность взаимодействия АЗ бруска с менее удаленным АЗ круга велика. Чтобы увеличить этот угол, а следовательно, и вероятность очистки наиболее удаленных зерен, следует использовать бруски с минимальными значениями c_c и максимальными значениями k_c.

В результате получены: математические зависимости (5.11) и (5.12) для расчета зернистости бруска, который может осуществлять эффективное диспергирование материала налипа; зависимость (5.18) для расчета высоты бруска, обеспечивающего заданную вероятность удаления налипов при заданной продолжительности очистки; зависимости (5.19), (5.20), (5.22) – (5.25) для расчета радиальной составляющей силы, возникающей при очистке, а следовательно, и силы, с которой следует прижимать брусок к ШК. Установлено, что сила прижима уменьшается с увеличением зернистости очищаемого круга. При этом силы, приходящиеся на одно зерно ШК и бруска, ниже критических сил, при которых возможно разрушение зерен или вырывание их из связки. Поэтому можно прогнозировать, что износ круга и бруска в процессе очистки будет незначительным. Получена зависимости (5.50) для расчета жесткости и коэффициента вязкого демпфирования связки бруска, обеспечивающих эффективную очистку ШК.

Для оценки адекватности полученных зависимостей и определения влияния характеристики бруска и режима очистки на процесс шлифования выполнены экспериментальные исследования (см. параграф 5.3).

5.3. Экспериментальное исследование процесса шлифования с очисткой рабочей поверхности круга абразивным бруском

5.3.1. Методика экспериментального исследования

Методика разработана с целью проверки адекватности математических моделей, полученных в параграфе 5.2, и определения оптимальной характеристики бруска для очистки и режима очистки.

Исследования проводили при плоском маятниковом шлифовании на станке 3Е710В-1.

Для оценки эффективности процесса шлифования использовали следующие показатели:

период стойкости шлифовального круга τ_c, мин;

размерный износ шлифовального круга ΔR и бруска ΔR_b, мкм;

составляющие силы шлифования P_z и P_y, Н;

коэффициенты KP_y и KP_z, характеризующие интенсивность увеличения составляющих силы шлифования с увеличением наработки ШК, которые рассчитывали по формулам:

$$KP_y = \frac{\Delta P_y}{\tau_c}; \quad KP_z = \frac{\Delta P_z}{\tau_c},$$

где ΔP_y и ΔP_z – разность между максимальными и минимальными значениями параметров P_y и P_z при шлифовании партии заготовок, Н;

коэффициент режущей способности шлифовального круга $К_р$, мм^3/(мин·Н), определяемый по зависимости

$$К_р = \frac{Q_{м1}}{P_y},$$

где $Q_{м1}$ – скорость съема металла, мм^3/мин:

$$Q_{м1} = \frac{t \cdot s}{\tau},$$

где t – толщина слоя материала заготовки, удаляемого за время опыта (припуск), мм; s – площадь шлифуемой поверхности, мм^2; τ – продолжительность шлифования, мин;

коэффициент шлифования $К_ш$ по ГОСТ 2424;

контактная температура $T_к$, ºС;

параметры шероховатости шлифованной поверхности *Ra*, *Rz*, *Rmax*, мкм, по ГОСТ 25142;

погрешность формы шлифованных деталей $\Delta_ф$, мкм;

глубина h и знак остаточных напряжений σ_z, МПа.

Поскольку, как установлено выше, механическая очистка рабочей поверхности ШК, снижая коэффициент трения АЗ о заготовку, приводит тем самым к снижению силы шлифования, то при оценке эффективности процесса шлифования ориентировались, в первую очередь, на составляющие силы.

В ходе исследований контролировали следующие параметры:

1. Элементы режима шлифования: рабочую скорость круга $V_к$, м/с, скорость продольной подачи $V_{s\ пр}$, м/мин, и врезную подачу $S_в$, мм/дв. ход, с помощью универсальных измерительных средств (тахометр, секундомер).

2. Силы шлифования P_z и P_y измеряли с помощью динамометра УДН-100, усилителя 8АНЧ-26 и осциллографа «Нева МТ-1».

3. Параметры шероховатости измеряли на профилометре мод. 117662.

4. Припуск t определяли по разности показаний индикатора типа МК мод. 102, ГОСТ 6507–78 с ценой деления 10 мкм до и после опыта (шлифования).

5. Износ абразивного бруска ΔR_b и шлифовального круга ΔR вычисляли по показаниям микрометра типа МК мод. 102, ГОСТ 6507–78 с ценой деления 0,01 мм и индикатора 1МИГ (ГОСТ 9696-82) с ценой деления 1 мкм соответственно. Индикаторную головку закрепляли на стойке, установленной на столе шлифовального станка (рис. 5.8). Измерения выполняли через каждые 3 мм по высоте рабочей поверхности круга и не менее чем в четырех сечениях круга в окружном направлении.

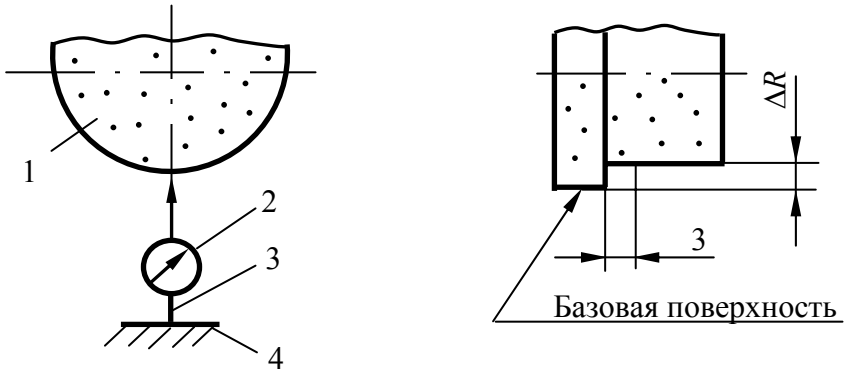


Рис. 5.8. Схема измерения износа ШК:
1 – шлифовальный круг;
2 – индикаторная головка 1МИГ; 3 – стойка;
4 – стол станка

6. Наличие прижогов на обработанной поверхности заготовки определяли осмотром травленых в растворах кислот поверхностей [27].

7. Контактную температуру измеряли полуискусственной термопарой. Регистрацию возникающей термоэлектродвижущей силы вели с помощью осциллографа «Нева МТ-1».

8. Погрешность формы и расположения шлифованной поверхности (суммарное отклонение от параллельности и плоскостности) определяли по показаниям индикаторной головки 1МИГ, закрепленной на шлифовальной бабке станка. Не снимая заготовку со станка, индикатор настраивали таким образом, чтобы его показание над одной из точек (например, А) было равно нулю

(рис. 5.9). Затем снимали показания индикатора в других точках (всего 12 точек). Погрешность формы и расположения рассчитывали по формуле

$$\Delta_{ф} = H_{max} - H_{min},$$

где H_{max} и H_{min} – соответственно наибольшее и наименьшее показание индикатора, мкм

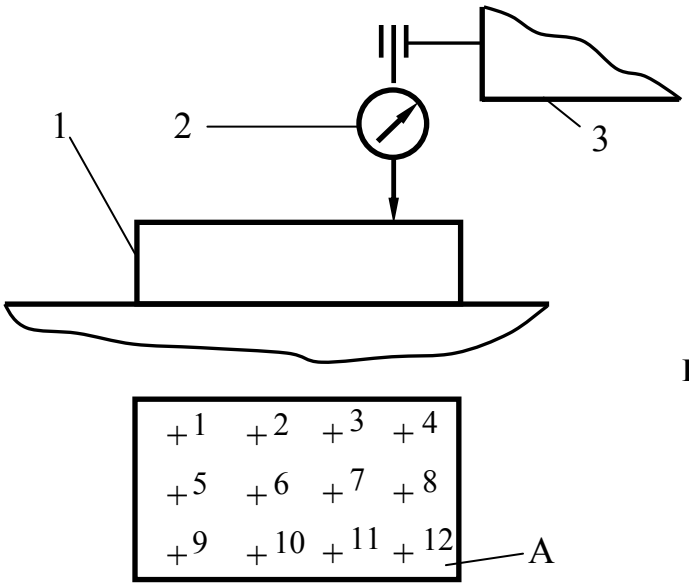


Рис. 5.9. Схема измерения погрешности формы и расположения поверхностей шлифованных деталей:
1 – деталь; 2 – индикаторная головка; 3 – шлифовальная бабка

9. Остаточные напряжения измеряли с помощью прибора «Ситон-АРМ».

В соответствии с рекомендациями [1, 27] шлифование осуществляли кругами 1–250×20×32: 24А25ПСТ16К5, 25А16НСТ17К5, 64С16НС18К6, 25А10ПСТ26К2; 1–200×20×32: 92А25ПСТ16К2, 14А25ПСМ17К6; 1А1 – 1–200×20×32×5 ЛО125/100СТ1К.

Обработка мелкозернистыми кругами, обладающими относительно высокой твердостью, осуществляется на операциях окончательного шлифования в режиме преимущественного затупления или частичного самозатачивания ШК и сопровождается интенсивным налипанием материала заготовки на площадки износа на зернах (см. главу 1). При обработке мелкозернистыми кругами можно обеспечить значительное снижение сил шлифования за счет стабилизации коэффициента трения в результате удаления налипов металла путем очистки рабочей поверхности ШК (см. главу 4). Поэтому значительная часть опытов выполнена при шлифовании кругом 25А10ПСТ26К2. За исключением круга 14А25ПСМ17К6 все используемые круги обладают относительно высокой твердостью. Круг твердостью СМ1 выбран с целью сравнения эффективности его очистки с очисткой более твердых кругов (при плоском маятниковом шлифовании заготовок из легированных и коррозионностойких сталей рекомендуют круги твердостью СМ1 … СТ1).

Номенклатура и свойства материалов образцов (заготовок) представлены в табл. 5.7. Эти материалы имеют высокие пластические свойства и (или) обладают высокой вязкостью, относятся к различным группам обрабатываемости шлифованием и используются для изготовления деталей, заготовки которых обрабатывают шлифованием.

5.7. Номенклатура материалов обрабатываемых заготовок

Марка материала	Группа материала по обрабатываемости шлифованием [27, 38, 40]	Режим термообработки	Физико-механические свойства			
			$\sigma_в$, МПа	δ_5, %	Ψ, %	*KCU*, Дж/см^2
5ХНМ	1	3, 850, М + 0, 400	1040	10	42	40
3Х3М3Ф	1	3, 1040, М + 0, 550	1310	14	45	22
40Х	2	3, 850, М + 0, 500	980	10	45	59
95Х18	3	3, 780, М + 0, 150	1040	15	30	22
ВТ22	4	–	–	15	40	–
Примечание. З – закалка, О – отпуск, М – охлаждение в масле.						

Режим шлифования установили в соответствии с рекомендациями [1, 27]. Рабочая скорость круга составляла 35 м/с; скорость продольной подачи стола $V_{s\ пр}$ = 8 … 10 м/мин; врезная подача $S_в$ = 0,005 … 0, 015 мм/дв. ход (окончательное шлифование). В качестве СОЖ использовали 3 %-ный водный раствор продукта Велс-1, который подавали в зону шлифования поливом с расходом 10 дм^3/мин.

Круги из электрокорунда и карбида кремния правили алмазным карандашом типа 01 со скоростью продольной подачи 0,3 м/мин: 3 рабочих хода с поперечной подачей 0,02 мм/дв. ход и 4 без поперечной подачи (выхаживающих). Эльборовые круги правили со скоростью продольной подачи 0,05 м/мин и поперечной подачей 0,005 мм на ход (3 рабочих хода) [1, 27].

Механическую очистку круга осуществляли с помощью абразивного бруска 1, закрепленного на упругой пластине 2 (рис. 5.10). Брусок прижимали к рабочей поверхности ШК 4 за счет упругих свойств пластины.

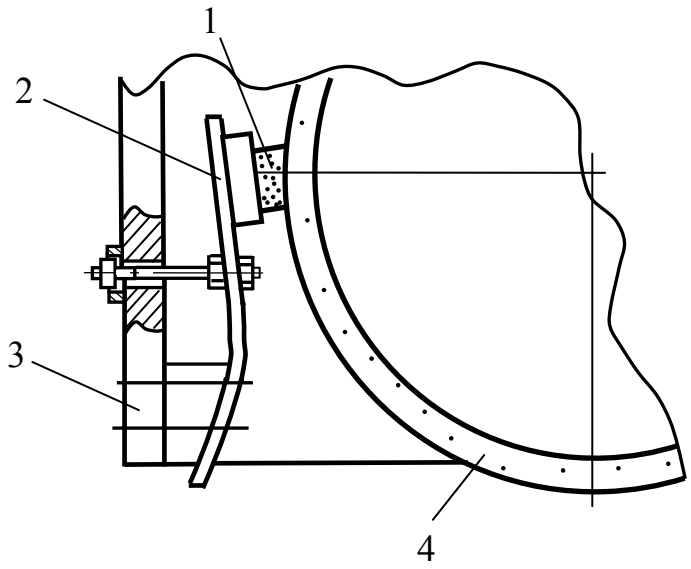


Рис. 5.10. Схема устройства для механической очистки рабочей поверхности шлифовального круга:
1 – абразивный брусок; 2 – упругая пластина; 3 – кожух шлифовального круга; 4 – шлифовальный круг

Высота H_n бруска составляла 10 … 15 мм, что, согласно расчета по зависимости (5.18) (параграф 5.2), при продолжительности очистки T_o = 1 … 2 с, обеспечивает возможность удаления налипа с вероятностью не менее 0,95.

При сравнении эффективности различных методов предотвращения засаливания осуществляли УЗ-очистку эльборового круга, накладывая на насадок (см. рис. 5.45) колебания частотой 18,6 кГц; расход СОЖ через насадок – 8 дм^3/мин.

Для расчета числа параллельных опытов, метрологической оценки критериев эффективности, оценки достоверности полученных результатов и обработки данных экспериментальных исследований использовали фрагменты методики, приведенной в п. 2.4.1.

Согласно расчета, максимальная относительная погрешность измерения для контактной температуры – ± 8,7 %, минимальная – для износа круга – ± 1,3 %. Необходимое число параллельных опытов, рассчитанное с использованием зависимости (2.37), – 3.

При исследовании влияния на эффективность шлифования материала и концентрации АЗ бруска, а также силы прижима бруска к кругу использовали однофакторное планирование, при котором каждый фактор (параметр) принимает несколько значений, что позволяет выявить его оптимальную величину (номер серии опытов 1 – 118). Для оценки влияния на процесс шлифования продолжительности и периодичности очистки использовали многофакторное планирование [4]. Состав опытов приведен в табл. 5.8 и 5.9.

При исследовании влияния характеристики бруска на эффективность шлифования сначала преследовали цель выявить абразивный материал и связку бруска, обеспечивающие наибольшую эффективность процесса шлифования. При этом использовали бруски с АЗ из электрокорунда, твердость которых равна твердости АЗ шлифовального круга, а также зерна из технического стекла, имеющие меньшую твердость.

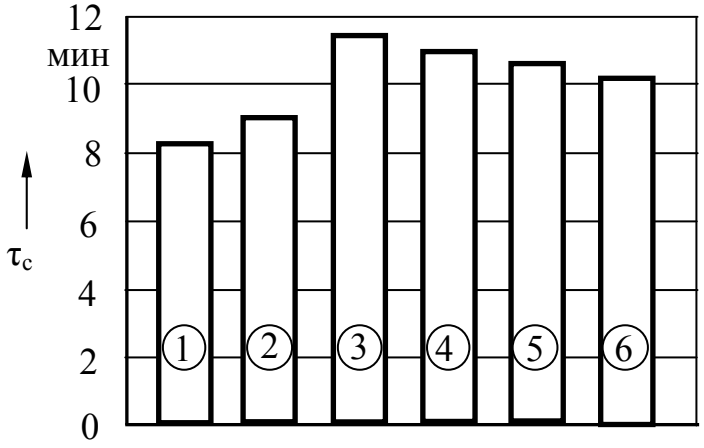


Рис. 5.24. Влияние силы прижима F_o упруго закрепленного абразивного бруска на τ_c:
1, 2, 3, 4, 5, 6 – F_o = 0,5, 1, 2, 3, 4, 5 Н; материал заготовки – сталь 5ХНМ; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин; T_o = 2 с; τ_o = 2 мин

Уравнения регрессии, описывающие взаимосвязь выходных и входных параметров операции шлифования, имеют вид:

$$
\begin{aligned}
&P_y = 136{,}8 + 1{,}5 \cdot \tau_o - 0{,}25 \cdot T_o + 0{,}75 \cdot F_o - 0{,}25 \cdot T_o \cdot F_o - \\
&- 0{,}5 \cdot \tau_o \cdot T_o \cdot F_o; \\
&P_z = 77{,}56 + 1{,}313 \cdot \tau_o - 0{,}313 \cdot T_o + 0{,}563 \cdot F_o; \\
&KP_y = 1{,}793 + 0{,}348 \cdot \tau_o - 0{,}205 \cdot T_o + 0{,}175 \cdot F_o - \\
&0{,}065 \cdot \tau_o \cdot T_o - 0{,}048 \cdot \tau_o \cdot T_o \cdot F_o; \\
&KP_z = 1{,}35 + 0{,}29 \cdot \tau_o - 0{,}17 \cdot T_o + 0{,}12 \cdot F_o; \\
&\tau_c = 7{,}125 - 0{,}625 \cdot \tau_o + 0{,}625 \cdot T_o - 0{,}25 \cdot F_o + \\
&+ 0{,}25 \cdot \tau_o \cdot F_o.
\end{aligned}
\qquad (5.51)
$$

5.11. Результаты экспериментальных исследований влияния режима механической очистки круга 24А10ПСТ26К2 на эффективность шлифования заготовок из стали 3Х3М3Ф (через 6 мин шлифования)

Варьируемые параметры			Выходные параметры						
Периодичность очистки τ_o, мин	Продолжительность очистки T_o, с	Сила прижима бруска F_o, Н	Составляющие силы шлифования, Н		Период стойкости круга τ_c, мин	Коэффициенты, Н/мин		Износ круга ΔR, мкм	Износ бруска ΔR_b, мкм
			P_y	P_z		KP_y	KP_z		
1,5	1	2	133	75	7,5	1,47	1,07	1*)	13*)
2	1	2	137	79	6	2,16	1,83	1	13
1,5	2	2	130	73	9	1,11	0,78	2	26
2	2	2	134	76	8	1,75	1,25	2	26
1,5	1	4	134	75,5	7	1,71	1,28	1,3	16,9
2	1	4	140	80	6	2,67	2	1,3	16,9
1,5	2	4	132,5	74	8	1,5	1,12	2,6	33,8
2	2	4	136,0	77	7	2,	1,57	2,6	33,8

*) За время одной очистки круга.

Составляющие силы шлифования уменьшаются, а период стойкости круга увеличивается с уменьшением периодичности очистки τ_o и с увеличением ее продолжительности T_o, что объясняется увеличением вероятности удаления налипов с зерен круга (табл. 5.11, рис. 5.25, 5.26).

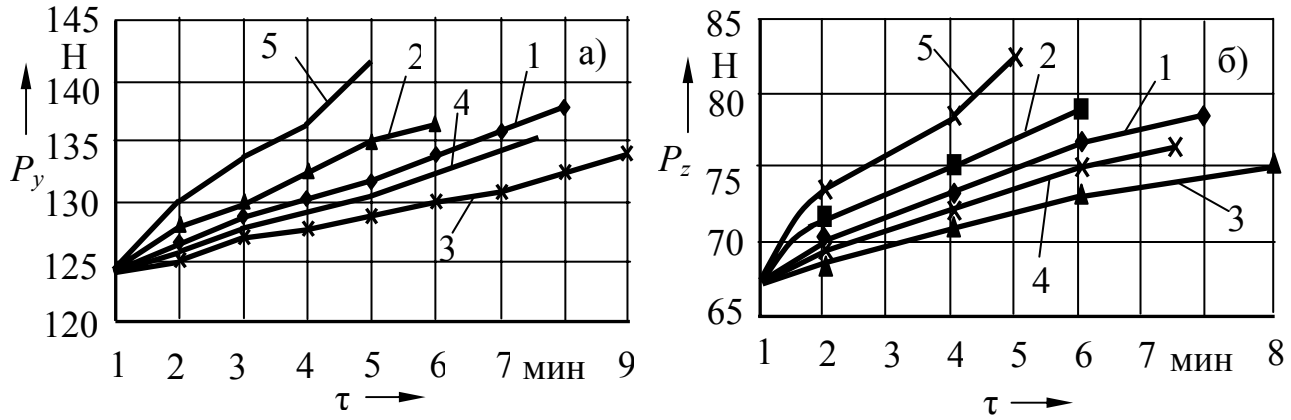


Рис. 5.25. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ, периодичности τ_o и продолжительности T_o очистки:

1 – τ_o = 2 мин, T_o = 2 с; 2 – τ_o = 2 мин, T_o = 1 с; 3 – τ_o = 1,5 мин, T_o = 2 с; 4 – τ_o = 1,5 мин, T_o = 1 с; 5 – без очистки; F_o = 2 Н; ШК – 24А10ПСТ26К2; материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф; $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход

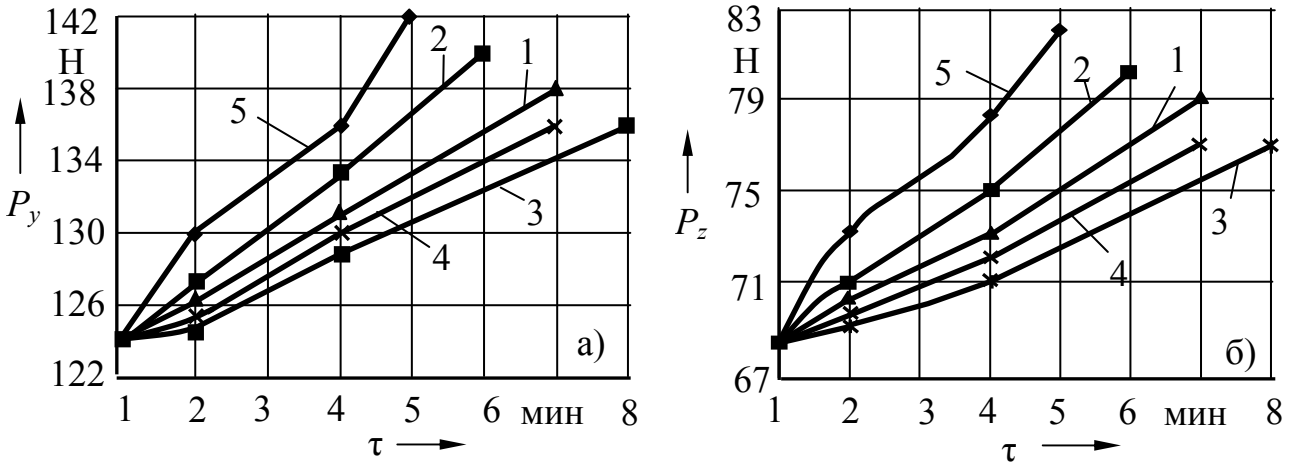


Рис. 5.26. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ, периодичности и продолжительности очистки:

F_o = 4 Н; остальные условия см. в подписи к рис. 5.25

Увеличение силы прижима F_o с 2 до 4 Н привело к увеличению P_y и P_z. Однако в большей степени изменяются коэффициенты KP_y и KP_z, характеризующие интенсивность роста составляющих силы шлифования P_y и P_z: для различных комбинаций варьируемых (входных) параметров эта разность составила более

100 % (см. табл. 5.11). При F_o = 4 Н увеличился износ круга и бруска, следовательно, для удаления налипов металла достаточно приложить силу, равную 2Н.

Лучшие результаты зафиксированы при периодической очистке ШК через 1,5 мин машинного времени при силе прижима бруска к кругу 2Н и продолжительности очистки 2 с. При этом режиме, в сравнении с обработкой без очистки, силы P_y и P_z после 5 мин шлифования были меньше на 12 и 13 % соответственно, период стойкости ШК больше на 90 %, а коэффициенты KP_y и KP_z меньше в 2 раза (см. рис. 5.25, 5.26).

Параметр *Ra* шероховатости поверхности заготовки после очистки несколько снижается, а после временной наработки круга, равной периодичности очистки τ_o, возрастает до уровня, практически одинакового для всех режимов очистки (рис. 5.27).

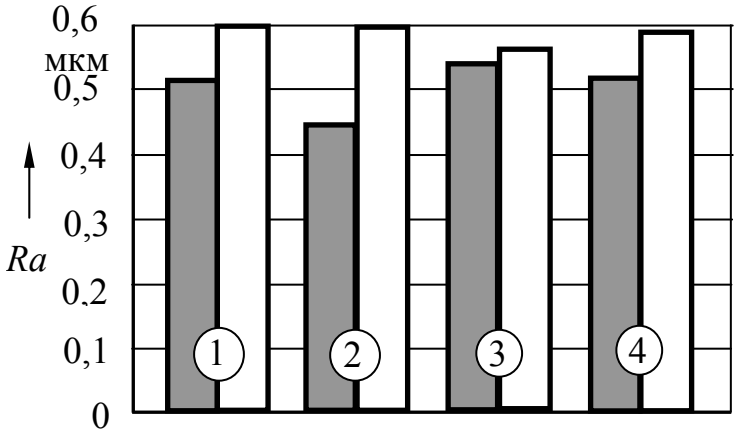


Рис. 5.27. Зависимость параметра шероховатости *Ra* шлифованной поверхности от силы прижима, периодичности и продолжительности очистки:
1 – F_o = 2 Н, τ_o = 1,5 мин, T_o = 1 с; 2 – F_o = 2 Н, τ_o = 1,5 мин, T_o = 2 с; 3 – F_o = 4 Н, τ_o = 1,5 мин, T_o = 2 с; 4 – F_o = 2 Н, τ_o = 2 мин, T_o = 2 с; ШК – 25А10ПСТ26К2; материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф; $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; ▭ – до очистки; ▬ – после очистки бруском на основе ТС с концентрацией 50 %

Износ круга и бруска за время, равное продолжительности очистки, зависит от F_o и T_o и увеличивается пропорционально их значениям.

Определим объемный расход круга в единицу времени при шлифовании без очистки и с очисткой его рабочей поверхности. Поскольку, как показали экспериментальные исследования, скорость изнашивания круга непосредственно в процессе обработки по обоим вариантам отличается незначительно, то при расчете соответствующий износ учитывать не будем.

Объемный расход круга, работающего периферией, в единицу времени при шлифовании без очистки составит

$$G_{к1} = \frac{Q_{к.пр}}{\tau_{с1}},$$

где $Q_{к.пр}$ – объемный расход ШК при правке, мм^3; $\tau_{с1}$ – период стойкости ШК при обработке без очистки, мин.

$$Q_{к.пр} = \pi \cdot D_к \cdot z_{пр} \cdot H,$$

где $D_к$ – диаметр ШК, мм; $z_{пр}$ – толщина слоя абразива, снимаемого при правке круга, мм; H – высота ШК, мм.

При $D_к$ = 250 мм, $z_{пр}$ = 0,06 мм и H = 15 мм значение $Q_{к.пр}$ составляет 700,5 мм^3.

При шлифовании с очисткой объемный расход ШК, работающего периферией, за единицу времени составит:

$$G_{к2} = \frac{Q_{к.пр} + Q_{к.ч} \cdot n_ч}{\tau_{с2}},$$

где $Q_{к.ч}$ – объемный расход ШК за время одной очистки, мм^3; $n_ч$ – количество очисток круга, выполняемых между двумя последовательными правками; $\tau_{с2}$ – период стойкости ШК при обработке с очисткой круга, мин

$$Q_{к.ч} = \pi \cdot D_к \cdot \Delta R \cdot H .$$

При режиме очистки, обеспечившим лучшие показатели шлифования ($T_о$ = 2 с, $\tau_о$ = 1,5 мин, $F_о$ = 2 Н), $Q_{к.ч}$ = 25,2 мм^3.

При $\tau_{с2}$ = 9 мин и $n_ч$ = 5 значение $G_{к2}$ = 92,5 мм^3/мин.

При шлифовании без очистки, когда $\tau_{с1}$ = 5 мин, $G_{к1}$ = 188,4 мм^3/мин.

Таким образом, шлифование с очисткой круга позволяет уменьшить его расход на 50 %.

Расход бруска за период стойкости круга составляет

$$Q_{бр} = \Delta R_b \cdot H_n \cdot H \cdot n_ч ,$$

и при ΔR_b = 0,026 мм и H_n = 10 мм составил $Q_{бр}$ = 19,5 мм^3, т.е. весьма мал в сравнении с объемным расходом ШК.

Таким образом, очистка ШК обеспечивает значительное снижение расхода абразивного материала.

При исследовании влияния силы прижима бруска к кругу 92А25ПСТ16К20 на эффективность шлифования заготовок из различных материалов диапазон значений силы прижима выбирали, ориентируясь на результаты теоретических исследований, представленных в параграфе 5.2. Из результатов расчета следует, что для круга 25-ой зернистости, для которого h_u = 50 мкм (ℓ_2 = 100 мкм [38]) и $h_з$ = 5 … 10 мкм, радиальная составляющая $\overline{P}_y$ силы очистки составляет 1 … 2,5 Н (см. рис. 5.5).

Силы P_y и P_z уменьшились после 5 мин обработки на 8 … 9 % и 10 …13 % (рис. 5.28, 5.29), а коэффициенты KP_y и KP_z на 60 … 64 % и 59 …60 % соответственно (рис. 5.31, 5.32) в сравнении с обработкой без очистки. Период стойкости ШК увеличился на 70 % (рис. 5.30).

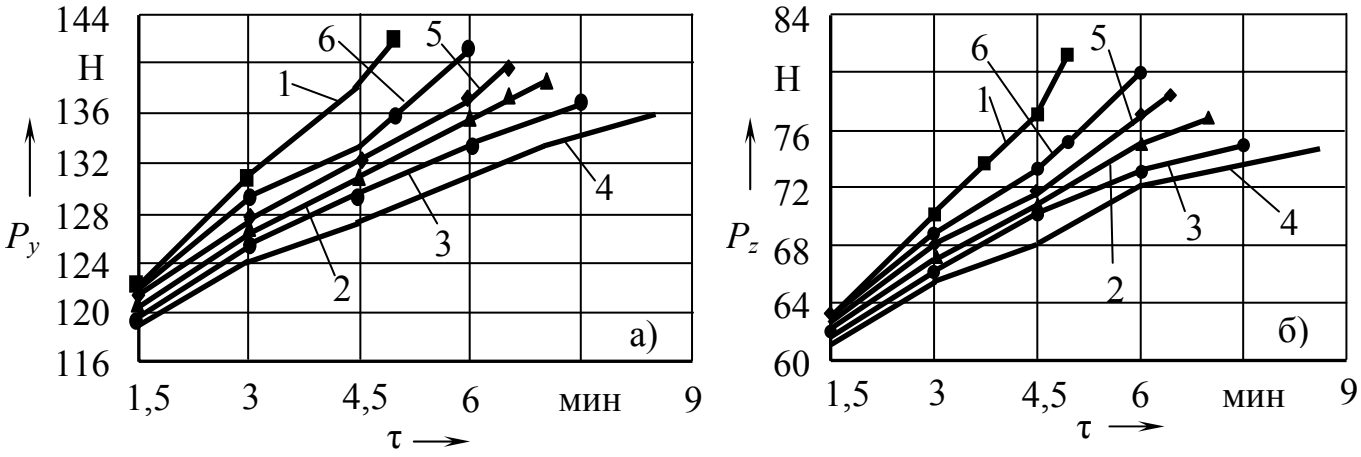


Рис. 5.28. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ и силы прижима упруго закрепленного абразивного бруска F_o:
1, 2, 3, 4, 5, 6 – F_o = 0 (без очистки), 0,5, 1, 1,5, 2, 2,5 Н; материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин; T_o = 2 с; τ_o = 2 мин

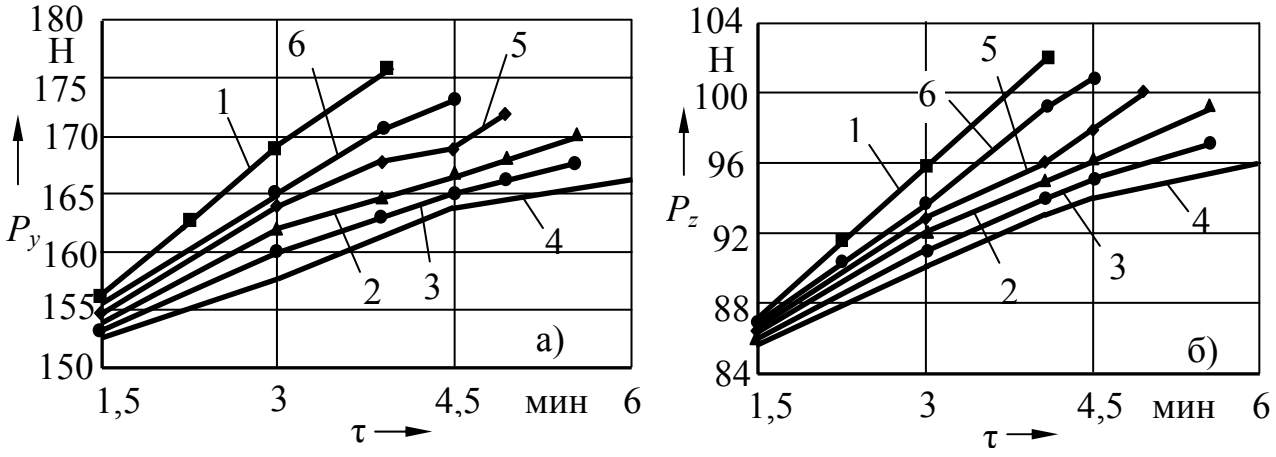


Рис. 5.29. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ и силы прижима упруго закрепленного абразивного бруска F_o:
$V_{s\,пр}$ = 10 м/мин; остальные условия см. в подписи к рис. 5.28

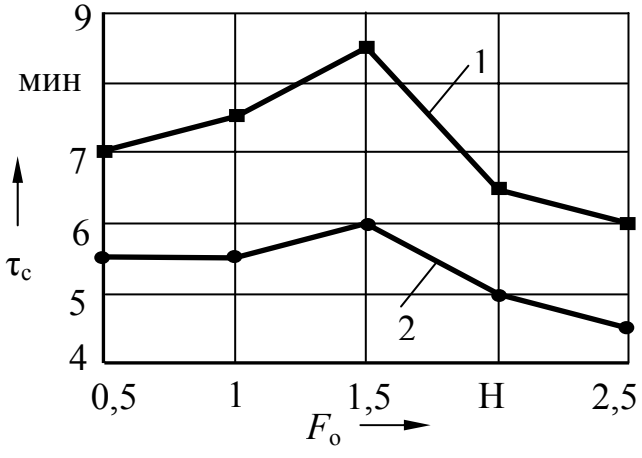


Рис. 5.30. Зависимость периода стойкости τ_c ШК от силы прижима упруго закрепленного абразивного бруска F_o:
1 – $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; 2 – $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф; $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин; T_o = 2 с; τ_o = 2 мин

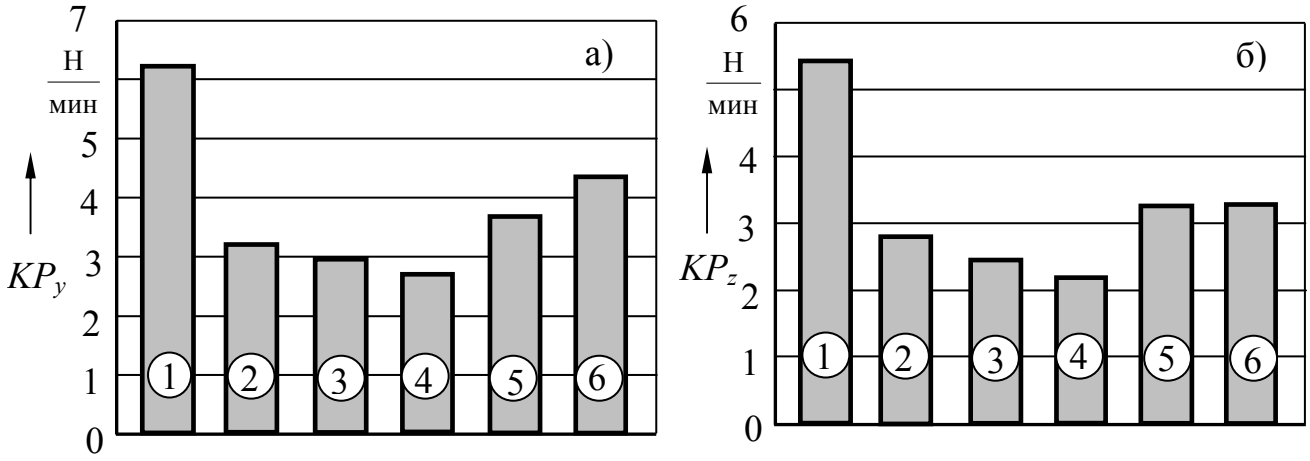


Рис. 5.31. Интенсивность роста радиальной KP_y (а) и касательной KP_z (б) сил за 5 мин шлифования в зависимости от силы прижима упруго закрепленного абразивного бруска F_o:

условия см. в подписи к рис. 5.28

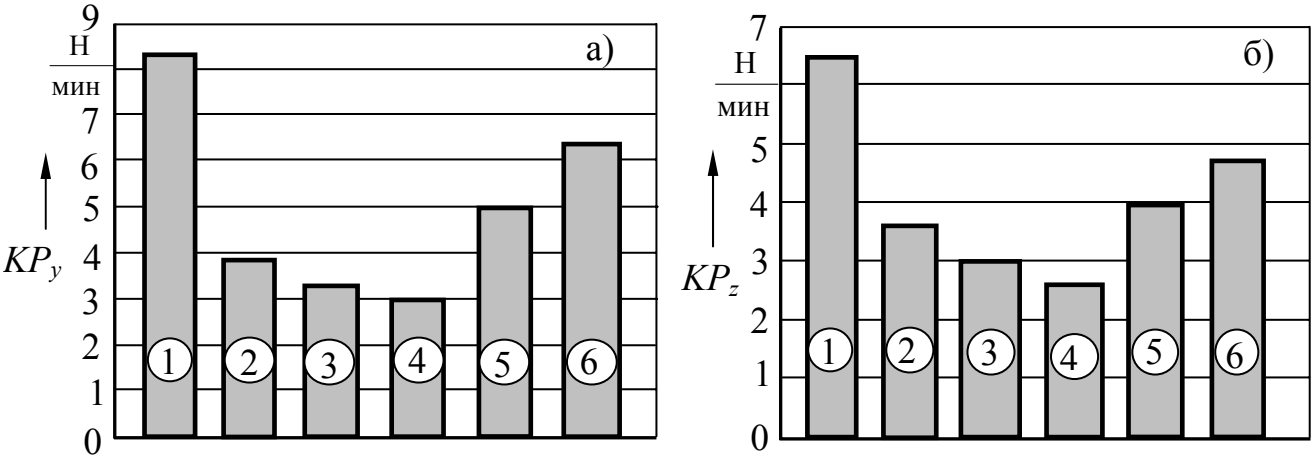


Рис. 5.32. Интенсивность роста радиальной KP_y (а) и касательной KP_z (б) сил за 4 мин шлифования в зависимости от силы прижима упруго закрепленного абразивного бруска F_o:

$S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; остальные условия см. в подписи к рис. 5.28

Снижение эффективности шлифования при очистке ШК с силой F_o = 2 и 2,5 Н объясняется тем, что в этом случае брусок не только снимает налипы с АЗ шлифовального круга, но и интенсивно их затупляет, в результате чего увеличиваются силы шлифования и уменьшается период стойкости ШК. При силе прижима, равной 0,5 и 1 Н, снижается эффективность удаления налипов, в результате чего увеличивается сила трения засаленных АЗ о поверхность заготовки, а следовательно, и сила шлифования. При этом период стойкости круга уменьшается.

При шлифовании заготовок из сталей 40Х и 95Х18 лучшие результаты также получены при прижиме бруска к кругу с силой F_o = 1,5 Н. При этом общие закономерности влияния силы прижима на показатели эффективности процесса шлифования не отличаются от закономерностей, отмеченных для процесса шлифования заготовок из стали 3Х3М3Ф. Период стойкости ШК при

шлифовании заготовок из сталей 40Х и 95Х18 с очисткой также увеличился в большей степени при $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход – на 85 и 50 % соответственно, в то время как при обработке с $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход – на 63 и 30 %. Среднее значение радиальной составляющей силы очистки для данных условий, полученное расчетным путем, составляет 1,75 Н, что на 16 % выше оптимального значения силы прижима, полученного экспериментально.

При силе прижима $F_о$ = 1,5 Н и размерах сечения бруска 20 х 10 мм номинальное давление в зоне контакта бруска с кругом составляет 7500 Па. Таким образом, расхождение между расчетными и экспериментальными значениями оптимальной силы прижима бруска к рабочей поверхности ШК не превышает 30 % (рис. 5.33), что дает основание использовать зависимости (5.19) – (5.29) для расчета этой силы в процессе очистки.

Результаты экспериментальных исследований по оценке влияния режима очистки на эффективность шлифования заготовок из различных материалов представлены в табл. 5.12 и 5.13 и на рис. 5.34 – 5.38.

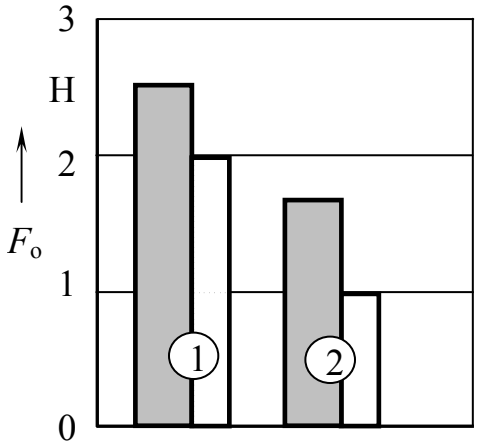


Рис. 5.33. Расчетные и экспериментальные значения оптимальной силы прижима бруска к рабочей поверхности ШК в процессе очистки:
1 – ШК 24А10ПСТ26К2; 2 – ШК 92А25ПСТ16К20;
– расчет; – эксперимент

При обработке без очистки максимальная интенсивность роста силы шлифования зафиксирована для стали 3Х3М3Ф, о чем свидетельствуют наибольшие значения коэффициентов KP_y и KP_z – 6,2 и 5,4 Н/мин соответственно при $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход и 8,4 и 6,3 Н/мин при $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход. Эта сталь имеет наибольшее значение предела прочности $\sigma_в$ и высокие пластические свойства (см. табл. 5.7), что, как установлено в п. 2.4.2, обуславливает высокую интенсивность налипания частиц материала заготовки на АЗ. Минимальная интенсивность увеличения сил шлифования при обработке без очистки отмечена при шлифовании заготовок из стали 95Х18: коэффициенты KP_y и KP_z составляют 3,7 и 2,7 Н/мин при $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход и 4,8 и 3,2 Н/мин при $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход, что почти в 2 раза меньше, чем при шлифовании заготовок из стали 3Х3М3Ф. Одной из причин этого является, очевидно, то обстоятельство, что интенсивность налипания на АЗ круга частиц материала из этой стали, обладающей относительно низкими пластическими свойствами, невелика.

5.12. Результаты экспериментальных исследований влияния режима механической очистки круга 92А25ПСТ16К20 на эффективность шлифования заготовок из стали 3Х3М3Ф при $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход

Варьируемые параметры			Выходные параметры						
Периодичность очистки $\tau_о$, мин	Продолжительность очистки $T_о$, с	Сила прижима бруска $F_о$, Н	Составляющие силы шлифования, Н		Период стойкости круга $\tau_с$, мин	Износ круга ΔR, мкм	Коэффициент шлифования $К_ш$	Коэффициент KP_y, $\frac{Н}{мин}$	Коэффициент KP_z, $\frac{Н}{мин}$
			P_y	P_z					
2	1	1	134	74	7	2	16,3	3,1	2,6
3	1	1	137	76	6	2	16,2	3,7	3,1
2	2	1	133	73	7,5	3	17,4	2,9	2,4
3	2	1	137	75	6	3	16	3,7	2,9
2	1	1,5	133	73	7,5	4	14,7	2,9	2,4
3	1	1,5	135	74	6,5	3	16,8	3,3	2,6
2	2	1,5	132	72	8,5	4	18,1	2,6	2,2
3	2	1,5	134	73	7	4	13,9	3,1	2,4
–	–	–	142	81	5	2	13,5	6,2	5,4

5.13. Результаты экспериментальных исследований влияния режима механической очистки круга 92А25ПСТ16К20 на эффективность шлифования заготовок из стали 3Х3М3Ф при $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход

Варьируемые параметры			Выходные параметры						
Периодичность очистки $\tau_о$, мин	Продолжительность очистки $T_о$, с	Сила прижима бруска $F_о$, Н	Составляющие силы шлифования, Н		Период стойкости круга $\tau_с$, мин	Износ круга ΔR, мкм	Коэффициент шлифования $К_ш$	Коэффициент KP_y, $\frac{Н}{мин}$	Коэффициент KP_z, $\frac{Н}{мин}$
			P_y	P_z					
2	1	1	166	96	5	4	9,7	3,7	3,3
3	1	1	169	99	4,5	3	9,8	4,6	4,3
2	2	1	165	95	5,5	5	9	3,3	3
3	2	1	167	97	5	3	10,2	4	3,6
2	1	1,5	165	95	5,5	5	8,8	3,3	3
3	1	1,5	167	96	5	4	9,8	4	3,3
2	2	1,5	164	94	6	5	10,6	3	2,6
	2	1,5	166	95	5,5	5	8,1	3,6	3
–	–	–	176	102	4	4	7,6	8,4	6,3

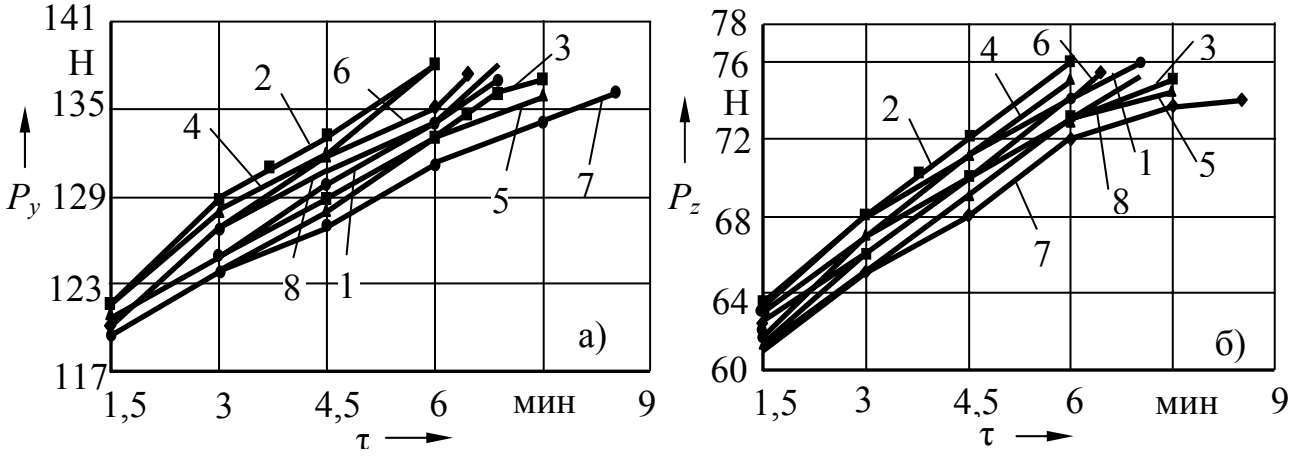


Рис. 5.34. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ, силы прижима, периодичности и продолжительности очистки:
1 – F_o = 1 Н, τ_o =2 мин, T_o = 1 с; 2 – F_o = 1 Н, τ_o = 3 мин, T_o = 1 с; 3 – F_o = 1 Н, τ_o = 2 мин, T_o = 2 с; 4 – F_o = 1 Н, τ_o = 3 мин, T_o = 2 с; 5 – F_o = 1,5 Н, τ_o = 2 мин, T_o = 1 с; 6 – F_o = 1,5 Н, τ_o = 3 мин, T_o = 1 с; 7 – F_o = 1,5 Н, τ_o = 2 мин, T_o = 2 с; 8 – F_o = 1,5 Н, τ_o = 3 мин, T_o = 2 с; материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин

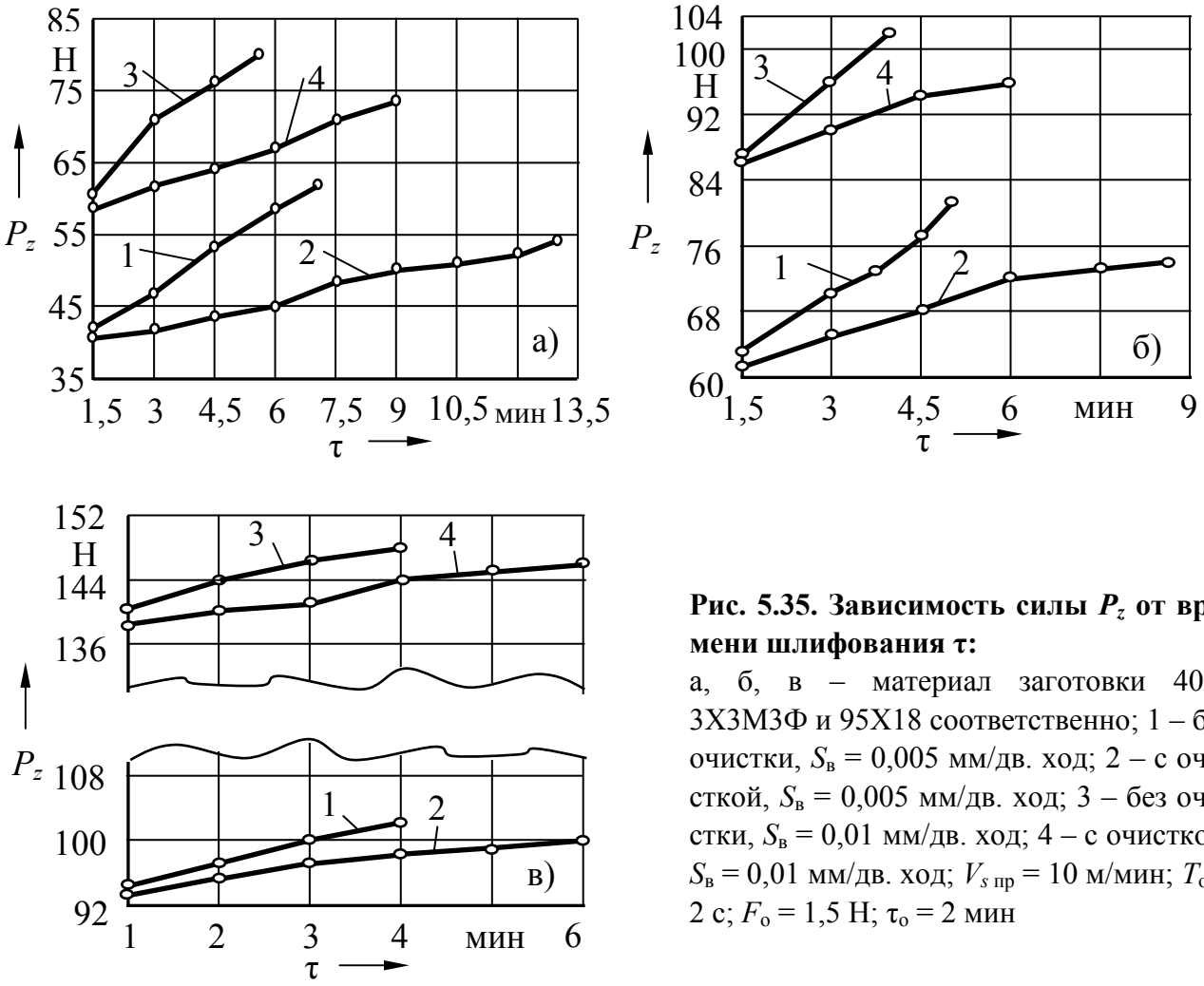


Рис. 5.35. Зависимость силы P_z от времени шлифования τ:
а, б, в – материал заготовки 40Х, 3Х3М3Ф и 95Х18 соответственно; 1 – без очистки, $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; 2 – с очисткой, $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; 3 – без очистки, $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; 4 – с очисткой, $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин; T_o = 2 с; F_o = 1,5 Н; τ_o = 2 мин

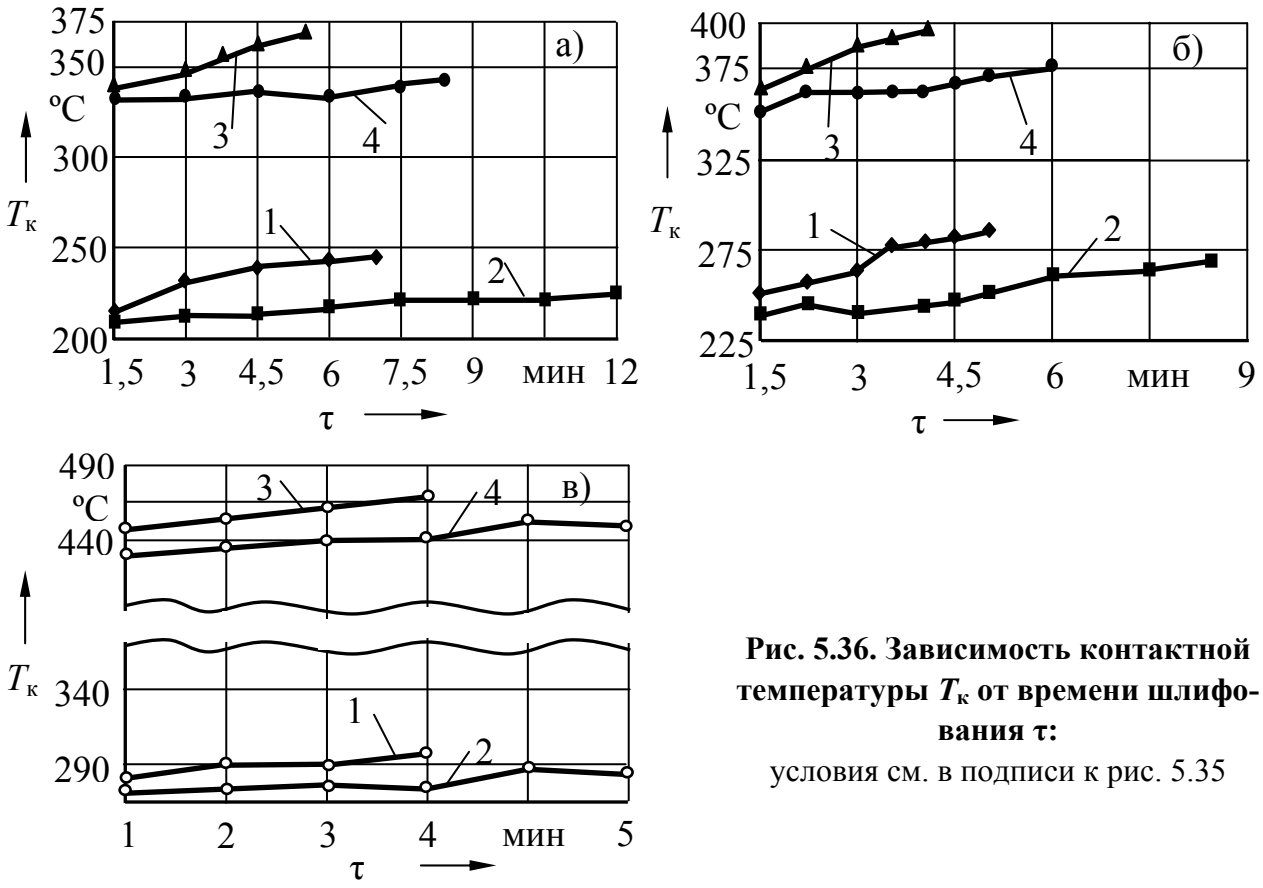


Рис. 5.36. Зависимость контактной температуры $T_к$ от времени шлифования τ:
условия см. в подписи к рис. 5.35

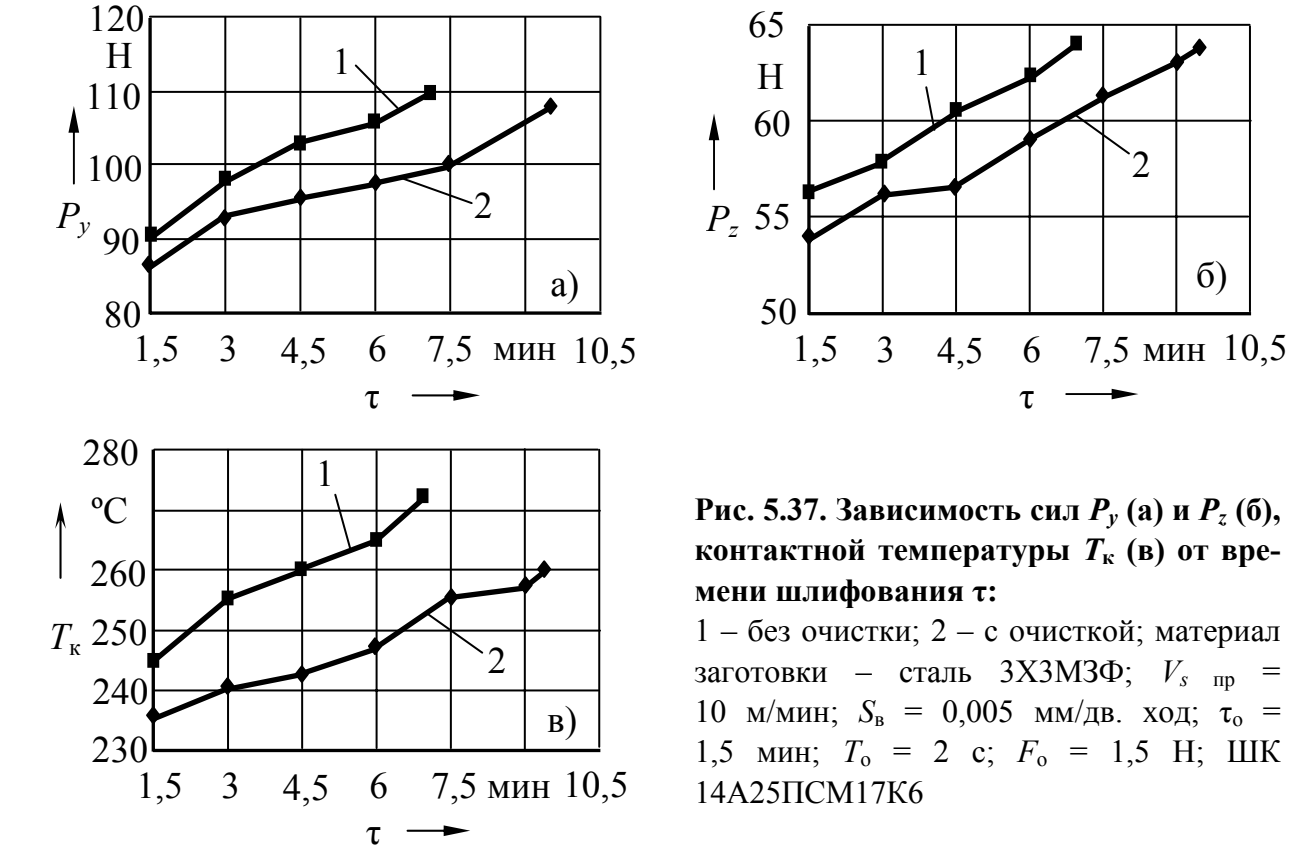


Рис. 5.37. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б), контактной температуры $T_к$ (в) от времени шлифования τ:
1 – без очистки; 2 – с очисткой; материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф; $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; $\tau_о$ = 1,5 мин; $T_о$ = 2 с; $F_о$ = 1,5 Н; ШК 14А25ПСМ17К6

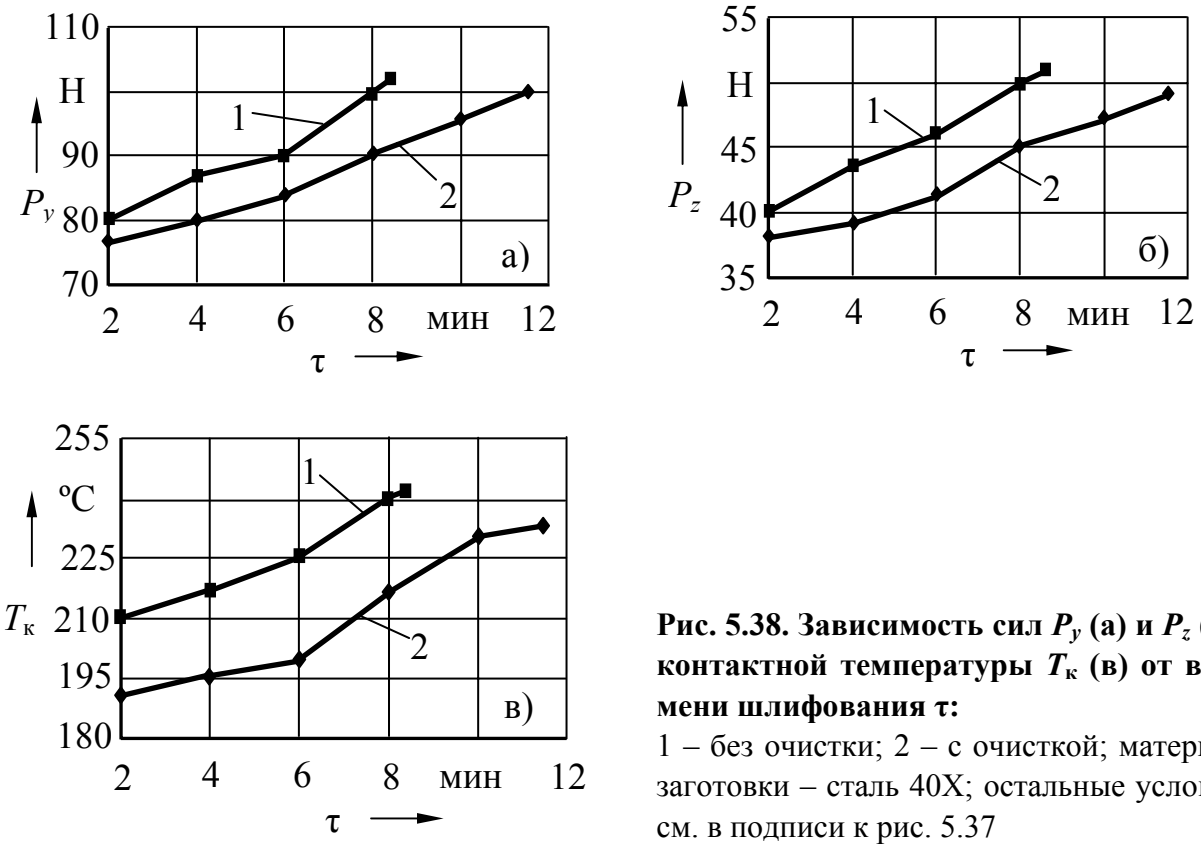


Рис. 5.38. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б), контактной температуры $T_к$ (в) от времени шлифования τ:
1 – без очистки; 2 – с очисткой; материал заготовки – сталь 40Х; остальные условия см. в подписи к рис. 5.37

Варьирование элементами режима очистки влияет на выходные параметры процесса шлифования следующим образом. Увеличение периодичности очистки $\tau_о$ с 2 до 3 мин и уменьшение ее продолжительности с 2 до 1 с привело к снижению эффективности процесса: увеличились составляющие силы шлифования и интенсивность их роста с увеличением наработки круга (коэффициенты KP_y и KP_z), а также износ шлифовального круга; период стойкости ШК уменьшился. Увеличение силы прижима бруска к кругу с 1 до 1,5 Н привело к увеличению эффективности процесса шлифования.

Лучший результат получен при периодической очистке через 2 мин машинного времени, силе прижима бруска к кругу 1,5 Н и продолжительности очистки 2 с.

При обработке заготовок из стали 3Х3М3Ф с $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход, в сравнении с обработкой без очистки период стойкости круга $\tau_с$ увеличился на 70 %, а коэффициенты KP_y и KP_z уменьшились в 2,4 и 2,5 раза соответственно; при шлифовании с $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход $\tau_с$ увеличился на 50 %, а KP_y и KP_z уменьшились в 2,8 и 2,4 раза соответственно (см. табл. 5.12, 5.13). При шлифовании заготовок из стали 40Х в сравнении с обработкой без очистки $\tau_с$ увеличился на 86 и 64 % при $S_в$ = 0,005 и 0,01 мм/дв. ход соответственно.

Применение механической очистки при обработке заготовок из стали 95Х18 оказалось менее эффективным, чем при обработке заготовок из сталей 3Х3М3Ф и 40Х. При шлифовании с $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход $\tau_с$ увеличился лишь на 50 %, а коэффициенты KP_y и KP_z снизились в 2,17 и 2,1 раза соответственно, т.е. в меньшей степени, чем при обработке заготовок из других материалов.

Сталь 95Х18 обладает более низкими пластическими свойствами, поэтому интенсивность налипания частиц материала из этой стали на АЗ круга ниже, чем при обработке заготовок из других использованных материалов.

При увеличении врезной подачи работа круга переходит из режима затупления в режим частичного самозатачивания, вследствие чего эффект от применения очистки несколько снижается.

Износ ШК с его очисткой по режиму, обеспечивающему наибольшую эффективность процесса шлифования, лишь на 1 … 2 мкм больше, чем при шлифовании без очистки (см. табл. 5.12, 5.13). Однако, поскольку толщина слоя абразивного материала, снимаемого с ШК при правке, многократно превышает его износ за период стойкости, в результате объемный расход ШК, приходящийся на одну минуту его наработки, как показано выше, снижается, а коэффициент $К_ш$ увеличивается примерно пропорционально увеличению периода стойкости круга.

Износ ШК 92А25ПСТ16К20 за несколько очисток оказался примерно таким же, как износ круга 24А10ПСТ26К2 за время одной очистки, т.е. меньше в несколько раз. Причиной этого является, на наш взгляд, то обстоятельство, что во-первых, с увеличением зернистости круга снижается необходимая для его очистки сила прижима, а во-вторых, абразивный материал 92А обладает большей микротвердостью в сравнении с 24А.

Уравнения регрессии, описывающие взаимосвязь выходных (P_y, P_z, τ_c, KP_y, KP_z) и входных (τ_o, T_o, F_o) параметров процесса шлифования, приведены в табл. 5.14. За исключением коэффициентов регрессии при параметре T_o в уравнениях для расчета KP_y и KP_z при шлифовании заготовок из стали 95Х18 все остальные коэффициенты уравнений оказались значимыми.

5.14. Математические модели, полученные по результатам многофакторного эксперимента

Материал заготовки	Врезная подача $S_в$, мм/дв. ход	Математическая модель
1	2	3
40Х	0,005	$P_y = 101{,}38 + 2{,}38 \cdot X_1 - 0{,}38 \cdot X_2 - 1{,}13 \cdot X_3 - 0{,}13 \cdot X_1 \cdot X_3$ $P_z = 52{,}04 + 0{,}96 \cdot X_1 - 0{,}54 \cdot X_2 - 0{,}46 \cdot X_3 - 0{,}04 \cdot X_2 \cdot X_3$ $\tau_c = 10{,}81 - 1{,}06 \cdot X_1 + 0{,}44 \cdot X_2 + 0{,}44 \cdot X_3$ (5.52) $KP_y = 2{,}13 + 0{,}28 \cdot X_1 - 0{,}08 \cdot X_2 - 0{,}13 \cdot X_3$ $KP_z = 1{,}51 + 0{,}16 \cdot X_1 - 0{,}08 \cdot X_2 - 0{,}10 \cdot X_3 + 0{,}05 \cdot X_2 \cdot X_3$

Окончание табл. 5.14

1	2	3
	0,01	$P_y = 141{,}38 + 0{,}88 \cdot X_1 - 0{,}63 \cdot X_2 - 2{,}71 \cdot X_3 - 0{,}46 \cdot X_1 \cdot X_3 - -0{,}4 \cdot X_2 \cdot X_3$ $P_z = 71{,}08 + 1{,}17 \cdot X_1 - 0{,}50 \cdot X_2 - 1{,}33 \cdot X_3 - 0{,}25 \cdot X_2 \cdot X_3$ $\tau_c = 8 - 0{,}46 \cdot X_1 + 0{,}33 \cdot X_2 + 0{,}46 \cdot X_3$ (5.53) $KP_y = 2{,}58 + 0{,}16 \cdot X_1 - 0{,}13 \cdot X_2 - 0{,}44 \cdot X_3 + 0{,}06 \cdot X_2 \cdot X_3$ $KP_z = 2{,}17 + 0{,}19 \cdot X_1 - 0{,}10 \cdot X_2 - 0{,}29 \cdot X_3 + 0{,}04 \cdot X_1 \cdot X_2 + +0{,}07 X_1 \cdot X_3 - 0{,}04 \cdot X_2 \cdot X_3$
3Х3М3Ф	0,005	$P_y = 134{,}46 + 0{,}13 \cdot X_1 - 0{,}96 \cdot X_2 - 0{,}46 \cdot X_3 - 1{,}13 \cdot X_1 \cdot X_3$ $P_z = 73{,}88 + 0{,}79 \cdot X_1 - 0{,}29 \cdot X_2 - 0{,}96 \cdot X_3 + 0{,}13 \cdot X_1 \cdot X_2$ $\tau_c = 6{,}98 - 0{,}65 \cdot X_1 + 0{,}19 \cdot X_2 + 0{,}35 \cdot X_3 - 0{,}19 \cdot X_1 \cdot X_2$ (5.54) $KP_y = 3{,}18 + 0{,}29 \cdot X_1 - 0{,}09 \cdot X_2 - 0{,}18 \cdot X_3 - 0{,}07 \cdot X_1 \cdot X_3$ $KP_z = 2{,}57 + 0{,}17 \cdot X_1 - 0{,}12 \cdot X_2 - 0{,}18 \cdot X_3 - 0{,}08 \cdot X_1 \cdot X_3$
	0,01	$P_y = 166{,}17 + 1{,}17 \cdot X_1 - 0{,}58 \cdot X_2 - 0{,}75 \cdot X_3$ $P_z = 96{,}04 + 1{,}13 \cdot X_1 - 0{,}79 \cdot X_2 - 1{,}04 \cdot X_3$ $\tau_c = 5{,}26 - 0{,}28 \cdot X_1 + 0{,}20 \cdot X_2 + 0{,}26 \cdot X_3$ $KP_y = 3{,}70 + 0{,}37 \cdot X_1 - 0{,}20 \cdot X_2 - 0{,}22 \cdot X_3 - 0{,}05 \cdot X_1 \cdot X_2 -$ (5.55) $-0{,}05 \cdot X_1 \cdot X_3 + 0{,}03 \cdot X_2 \cdot X_3$ $KP_z = 3{,}25 + 0{,}30 \cdot X_1 - 0{,}21 \cdot X_2 - 0{,}29 \cdot X_3 - 0{,}05 \cdot X_1 \cdot X_2 - -0{,}10 \cdot X_1 \cdot X_3 + 0{,}05 \cdot X_2 \cdot X_3 + 0{,}08 \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot X_3$
95Х18	0,005	$P_y = 176{,}52 + 1{,}35 \cdot X_1 - 0{,}10 \cdot X_2 - 0{,}69 \cdot X_3 + 0{,}35 \cdot X_2 \cdot X_3$ $P_z = 99{,}81 + 0{,}98 \cdot X_1 - 0{,}10 \cdot X_2 - 0{,}48 \cdot X_3$ $\tau_c = 4{,}85 - 0{,}56 \cdot X_1 + 0{,}15 \cdot X_2 + 0{,}23 \cdot X_3$ $KP_y = 2{,}45 + 0{,}48 \cdot X_1 - 0{,}24 \cdot X_3 + 0{,}07 \cdot X_1 \cdot X_2 - 0{,}04 \cdot X_1 \cdot$ (5.56) $\cdot X_3 + 0{,}08 \cdot X_2 \cdot X_3$ $KP_z = 1{,}93 + 0{,}34 \cdot X_1 - 0{,}16 \cdot X_3 + 0{,}06 \cdot X_1 \cdot X_2 + 0{,}06 \cdot X_1 \cdot$ $\cdot X_2 \cdot X_3$
Примечание. Символам X_1, X_2, X_3 соответствуют τ_o, T_o, F_o		

Контактную температуру измеряли при шлифовании без очистки и с очисткой круга по режиму, обеспечивающему наибольшую эффективность процесса шлифования. Касательная составляющая силы шлифования P_z, функционально связанная с контактной температурой, при шлифовании с очисткой в

большей степени снизилась при обработке заготовок из сталей 40Х и 3Х3М3Ф. В момент времени, равный периоду стойкости ШК при обработке без очистки, сила P_z при шлифовании заготовок из этих сталей с $S_в$ 0,005 и 0,01 мм/дв. ход при очистке круга оказалась меньше на 24 и 21 % (сталь 40Х) и 15 и 9 % (сталь 3Х3М3Ф) соответственно (см. рис. 5.35). При шлифовании заготовок из стали 95Х18 очистка позволила уменьшить силу P_z лишь на 4 и 3 % соответственно при $S_в$ 0,005 и 0,01 мм/дв. ход вследствие указанных выше причин.

При шлифовании без очистки контактная температура с увеличением наработки круга увеличивается, причем наиболее интенсивно при обработке заготовок из сталей 40Х и 3Х3М3Ф: на 16 и 12 % при $S_в$ = 0,005 и 0,01 мм/дв. ход для стали 40Х и на 20 и 11 % соответственно для стали 3Х3М3Ф (см. рис. 5.36).

Применение механической очистки позволило стабилизировать контактную температуру. При шлифовании с очисткой в момент времени, равный периоду стойкости ШК при обработке без очистки, контактная температура снизилась на 12 и 9 % при $S_в$ = 0,005 и 0,01 мм/дв. ход при шлифовании заготовок из стали 40Х, на 12 и 10 % из стали 3Х3М3Ф и на 8 и 6 % из стали 95Х18 соответственно (см. рис. 5.36). Как и следовало ожидать, температуры стабилизировались в меньшей степени при шлифовании заготовок из стали 95Х18. Следует отметить, что в конце периода стойкости круга при обработке с очисткой сила P_z и контактная температура несколько ниже, чем при обработке без очистки, несмотря на то, что в первом случае $\tau_с$ больше на 50 … 86 %.

При шлифовании кругом 14А25ПСМ17К5 заготовок из стали 3Х3М3Ф применение механической очистки позволило увеличить период стойкости на 40 % (см. рис. 5.37). Силы P_y и P_z после 7 мин шлифования с очисткой оказались меньше на 8 и 7 % соответственно, а коэффициенты KP_y и KP_z снизились на 30 и 15 %. Контактная температура после 7 мин шлифования была на 9 % меньше в сравнении с обработкой без очистки. При шлифовании этим же кругом заготовок из стали 40Х период стойкости увеличился на 35 %, а параметры P_y, P_z и $T_к$ после 8,5 мин шлифования снизились на 10, 20 и 9 % соответственно (см. рис. 5.38).

Снижение эффективности очистки при обработке кругом 14А25ПСМ17К6 в сравнении с кругами, использованными на предыдущих этапах исследования, объясняется тем, что этот круг имеет меньшую твердость и поэтому в большей степени склонен к работе в режиме самозатачивания.

Стабилизация контактной температуры при механической очистке круга привела к снижению максимальных остаточных напряжений в тонком (h = 0,005 … 0,01 мм) поверхностном слое заготовок из стали 3Х3М3Ф с 900 до 600 МПа, т. е. на 30 %, а заготовок из 95Х18 – с 350 до 280 МПа (на 20 %) (рис. 5.39). То обстоятельство, что в заготовках из стали 95Х18 остаточные напряжения снизились в меньшей степени, чем в заготовках из стали 3Х3М3Ф, связано с тем, что при шлифовании заготовок из стали 95Х18 с механической очисткой контактная температура снижается также в меньшей степени.

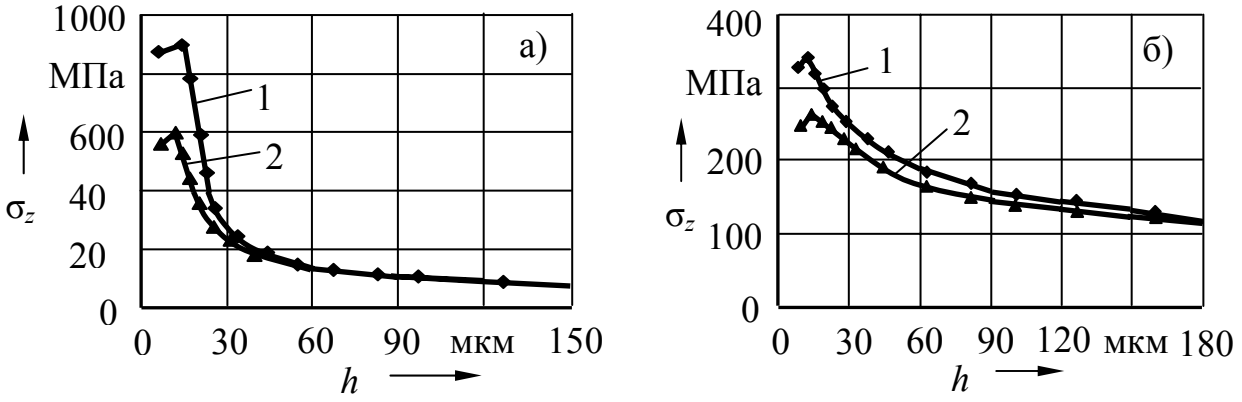


Рис. 5.39. Распределение остаточных напряжений σ_z по глубине поверхностного слоя *h* в материале заготовки при различных видах внешнего воздействия:
а – материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф, б – 95Х18; 1 – шлифование без воздействия; 2 – шлифование с механической очисткой (брусок с АЗ из ТС (50 % по объему) на ЭС (50 %), $\tau_о$ = 1,5 мин, $T_о$ = 2 с, $F_о$ = 1,5 мин); $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; $V_{s\,пр}$ = 10 м/мин

Исследования следующего этапа направлены на выявление возможности повышения эффективности шлифования за счет прижима к рабочей поверхности ШК монолитного бруска из технического стекла. Было выдвинуто предположение, что при контакте бруска с рабочей поверхностью вращающегося круга под действием теплоты, выделяющейся в зоне контакта, техническое стекло расплавляется и заполняет впадины субмикрорельефа на АЗ круга. Поскольку налипы металла вначале заполняют именно впадины субмикрорельефа, то прижим бруска является превентивным мероприятием, позволяющим замедлить процесс налипания частиц металла на АЗ круга.

Эффективность воздействия на рабочую поверхность ШК монолитным бруском из ТС оказалась ниже эффективности очистки абразивным бруском, поскольку при прижиме к кругу этого последнего не только заполняются стеклом впадины микрорельефа на АЗ круга, но и происходит очистка зерен от налипов металла.

Очевидно, более рационально прижимать монолитный брусок к рабочей поверхности ШК после правки, а в процессе шлифования производить периодическую очистку круга абразивным бруском.

5.3.2.3. Эльборовое шлифование с очисткой круга

При механической очистке эльборового круга ЛО125/100СТ1К сначала выявляли режим очистки, обеспечивающий относительно стабильные значения сил шлифования: обусловили, что максимальные значения P_z и P_y не должны

превышать соответствующие значения, зафиксированные после правки круга, более чем на 5 %. Эксперименты проводили однофакторным планом.

При $\tau_о$ = 4 мин и $F_о$ = 2 Н стабилизация сил происходила при $T_о$ = 1 и 2 с, но при $T_о$ = 2 с значения P_y и P_z были несколько меньше, чем при $T_о$ = 1 с (рис. 5.40).

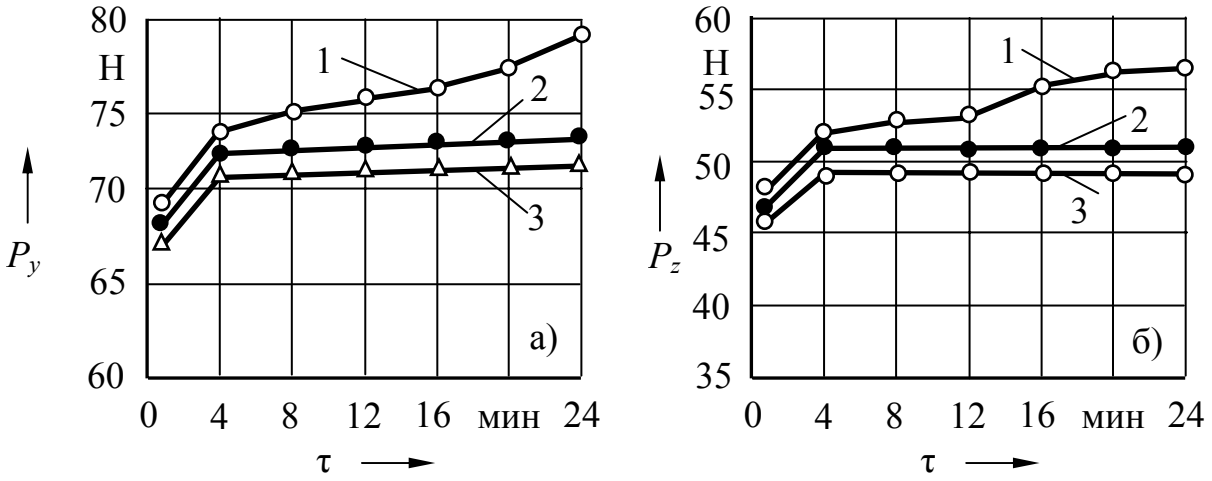


Рис. 5.40. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) шлифования кругом ЛО125/100СТ1К заготовок из сплава ВТ22 от времени шлифования τ и режима очистки:
1, 2, 3 – $T_о$ = 0,5, 1 и 2 с соответственно; $\tau_о$ = 4 мин; $F_о$ = 2 Н; $V_{s\ пр}$ = 8 м/мин; $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход

При $T_о$ = 0,5 с силы шлифования увеличиваются с увеличением времени шлифования. Когда $\tau_о$ = 6 мин, стабилизация сил была обеспечена лишь при $T_о$ = 2 с; меньшая продолжительность очистки ($T_о$ = 0,5 и 1 с) привела к росту P_z и P_y с увеличением временной наработки круга (рис. 5.41). Очистка с силой прижима бруска к кругу $F_о$ = 4 Н привела к увеличению сил во времени при всех исследованных режимах (рис. 5.42).

Параметр *Ra* шероховатости шлифованной поверхности зависит от режима очистки. Минимальное значение *Ra* зафиксировано при $\tau_о$ = 4 мин, $T_о$ = 2 с и $F_о$ = 2 Н, причем непосредственно после очистки ШК шероховатость уменьшается (рис. 5.43), что связано, очевидно, со снижением разновысотности активных зерен круга вследствие их износа при очистке и снижения высоты навалов при уменьшении степени засаливания АЗ.

На втором этапе, после выявления диапазонов рационального варьирования параметрами $F_о$, $\tau_о$ и $T_о$, исследования проводили по плану многофакторного эксперимента, результаты которого представлены в табл. 5.15.

Получены уравнения регрессии, описывающие взаимосвязь выходных и входных параметров операции шлифования с механической очисткой ШК:

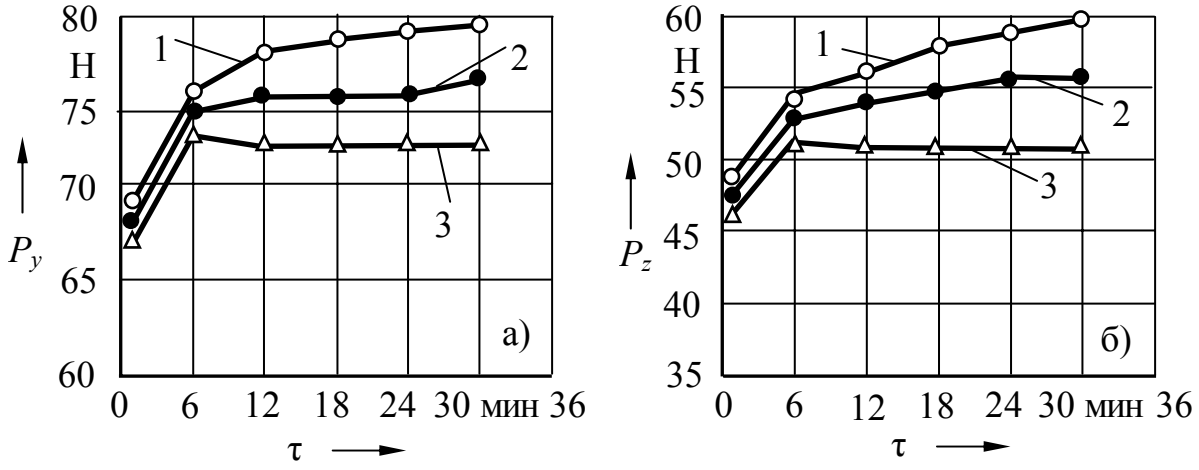


Рис. 5.41. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) шлифования кругом ЛО125/100СТ1К заготовок из сплава ВТ22 от времени шлифования τ и режима очистки:
1, 2, 3 – T_o = 0,5, 1 и 2 с соответственно; τ_o = 6 мин; остальные условия см. в подписи к рис. 5.40

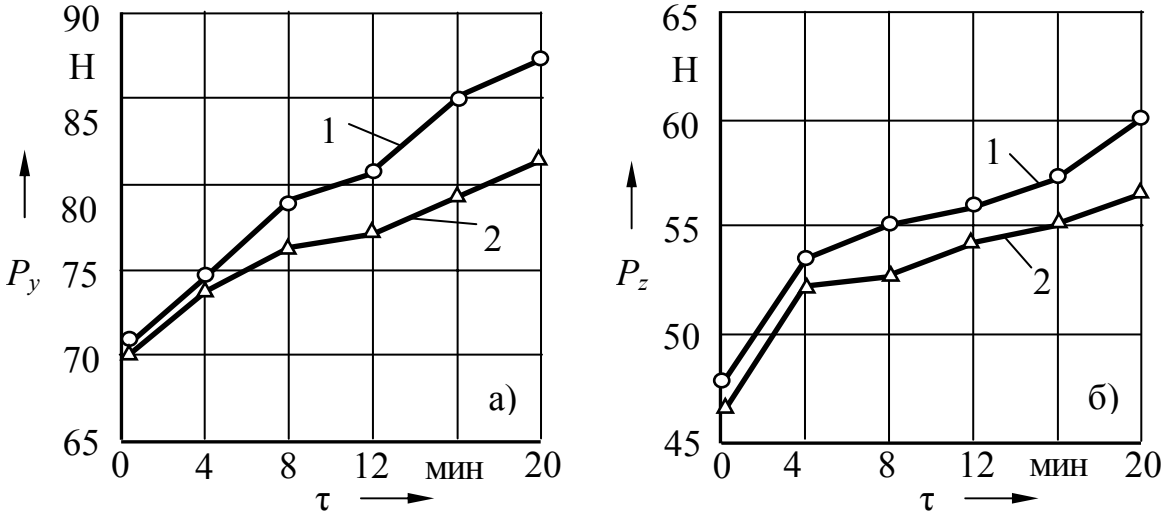


Рис. 5.42. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) шлифования кругом ЛО125/100СТ1К заготовок из сплава ВТ22 от времени шлифования τ и режима очистки: 1, 2 – T_o = 1 и 2 с соответственно; τ_o = 4 мин; F_o = 4 Н; $V_{s\,пр}$ = 8 м/мин; $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход

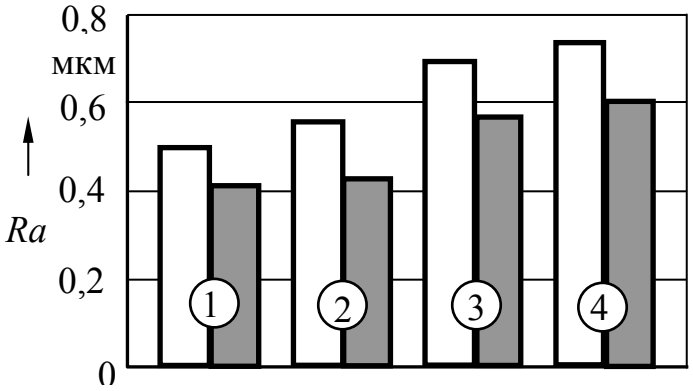


Рис. 5.43. Зависимость параметра *Ra* шероховатости поверхности заготовки от режима очистки:
1 – τ_o = 4 мин, T_o = 2 с, F_o = 2 Н; 2 – τ_o = 4 мин, T_o = 0,5 с, F_o = 2 Н; 3 – τ_o = 6 мин, T_o = 0,5 с, F_o = 2 Н; 4 – τ_o = 6 мин, T_o = 0,5 с, F_o = 4 Н; круг ЛО125/100СТ1К; материал заготовки – ВТ22; $V_{s\,пр}$ = 8 м/мин; $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; ▭ – до очистки; ▬ – после очистки

$$
\begin{aligned}
P_y &= 77{,}18 + 1{,}16 \cdot \tau_o - 1{,}66 \cdot T_o + 2{,}03 \cdot F_o + 0{,}88 \cdot T_o \cdot F_o; \\
P_z &= 54{,}72 + 1{,}30 \cdot \tau_o - 1{,}60 \cdot T_o + 1{,}83 \cdot F_o + 0{,}79 \cdot T_o \cdot F_o; \\
Ra &= 0{,}57 + 0{,}04 \cdot \tau_o - 0{,}04 \cdot T_o + 0{,}04 \cdot F_o; \\
\Delta P_y &= 4{,}61 + 0{,}51 \cdot \tau_o - 0{,}46 \cdot T_o + 0{,}36 \cdot F_o; \\
\Delta P_z &= 3{,}93 + 0{,}91 \cdot \tau_o - 0{,}41 \cdot T_o + 0{,}28 \cdot F_o; \\
\Delta Ra &= 0{,}11 + 0{,}01 \cdot \tau_o - 0{,}01 \cdot T_o + 0{,}01 \cdot F_o.
\end{aligned}
\qquad (5.57)
$$

5.15. Результаты экспериментальных исследований влияния режима механической очистки эльборового круга ЛО125/100СТ1К на эффективность шлифования заготовок из сплава ВТ22

Варьируемые параметры			Выходные параметры				
Периодичность очистки τ_o, мин	Продолжительность очистки T_o, мин	Сила прижима бруска F_o, Н	Составляющие силы шлифования, Н		Параметр шероховатости Ra / ΔRa, мкм	Износ круга ΔR, мкм/ч	Износ бруска ΔR_b, мкм/ч
			P_y / ΔP_y	P_z / ΔP_z			
4	0,5	2	76,5/4,3*)	53,9/3*)	0,52/0,1*)	6	38
6	0,5	2	78,9/5,2	56,7/5	0,64/0,12	4	25
4	2	2	71,4/3,4	49,6/2,6	0,45/0,08	24	150
6	2	2	73,8/4,1	51,4/4	0,52/0,1	16	100
4	0,5	4	79/4,8	55,8/3,6	0,62/0,13	9	75
6	0,5	4	81/6	58,9/5,8	0,68/0,15	6	50
4	2	4	77,2/3,9	54,4/2,9	0,54/0,1	36	300
6	2	4	79,7/5,2	57,1/4,6	0,63/0,12	24	200

*) В числителе – среднее в партии значение параметров P_z, P_y и Ra, в знаменателе – величина рассеивания этих параметров.

С увеличением промежутка времени τ_o между очистками рабочей поверхности ШК силы P_z, P_y, параметр Ra и величины их рассеивания ΔP_z, ΔP_y и ΔRa возрастают, а с увеличением продолжительности очистки T_o уменьшаются. Последнее обстоятельство объясняется увеличением вероятности удаления налипов металла с зерен круга. Увеличение силы прижима F_o с 2 до 4 Н привело к увеличению всех выходных параметров процесса (см. табл. 5.15), причем в большей степени (в 1,5 – 2 раза) износа круга и бруска. При F_o = 4 Н взаимо-

действие зерен бруска и круга приводит к их интенсивному износу, а для удаления налипов достаточно силы, равной 2 Н.

При шлифовании заготовок из сплава ВТ22 с подачей СОЖ поливом через 16 мин силы P_y и P_z увеличились на 40 и 60 % соответственно, при гидроочистке рабочей поверхности круга – на 30 и 40 % (рис. 5.44).

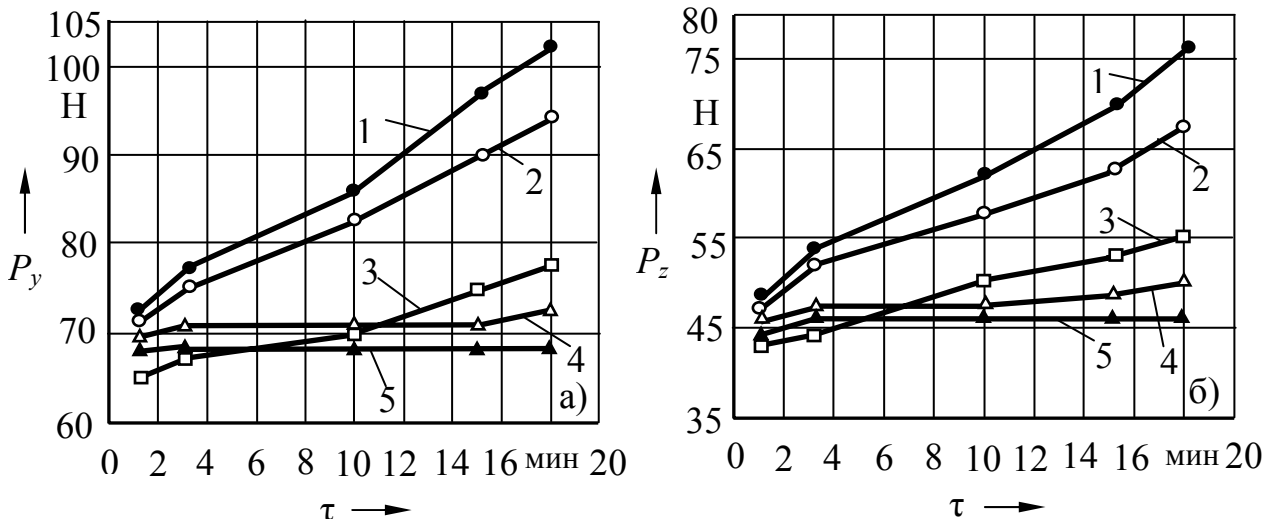


Рис. 5.44. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от метода воздействия на рабочую поверхность круга:

1 – подача СОЖ поливом; 2 – гидроочистка рабочей поверхности круга; 3 – гидроочистка с использованием ультразвуковых колебаний частотой 18,6 кГц; 4 – механическая очистка бруском 14А16НВ6 (T_o = 2 с; τ_o = 2 мин; F_o = 2 Н); 5 – гидроочистка и механическая очистка; круг ЛО125/100СТ1К; материал заготовки ВТ22; $V_{s\,пр}$ = 8 м/мин; $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход

Гидроочистка рабочей поверхности круга с наложением на насадок ультразвуковых колебаний частотой 18,6 кГц способствует не только стабилизации сил P_y и P_z по мере увеличения наработки круга, но и снижению их значений непосредственно после правки круга, когда он не засален. Это объясняется созданием более прочных смазочных пленок на рабочей поверхности круга, уменьшающих интенсивность его адгезионного взаимодействия с заготовкой, в результате чего снижаются коэффициент трения и интенсивность засаливания круга, а также более эффективной очисткой его рабочей поверхности от налипов металла и отходов шлифования.

Механическая очистка не снизила силовую напряженность шлифования непосредственно после правки (силы P_y и P_z практически такие же, как и при обработке без очистки, и больше, чем при гидроочистке с применением УЗК), однако силовая напряженность процесса практически не увеличивается с увеличением наработки круга: через 18 минут шлифования силы P_y и P_z на 40 и 60 % меньше, чем при обработке без очистки, и на 10 % ниже, чем при гидроочистке с наложением УЗК. Механическая очистка в совокупности с гидроочисткой обеспечивает минимальные значения сил шлифования.

5.8. Состав опытов по исследованию процесса плоского маятникового шлифования с воздействием на ШК бруска из монолитного технического стекла: ШК – 25А16НСТ17К5; материал заготовки – сталь 3Х3М3Ф; врезная подача $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход

Номер серии опытов	Сила прижима бруска $F_о$, Н	Периодичность прижима $\tau_о$, мин	Продолжительность прижима $T_о$, с	Критерии оценки
119 – 123	1, 2, 3, 4, 5	2	2	$\tau_с$, P_z, P_y, KP_z, KP_y
124 –128	3	2 (–1)	2 (–1)	
		2 (–1)	4 (+1)	
		4 (+1)	2 (–1)	
		4 (+1)	4 (+1)	
Примечание. –1 и +1 – нижний и верхний уровни фактора соответственно.				

5.9. Состав опытов по исследованию процесса плоского маятникового шлифования кругом из эльбора ЛО125/100СТ1К с механической очисткой круга упруго закрепленным абразивным бруском

№ серии опытов	Периодичность очистки $\tau_о$, мин	Продолжительность очистки $T_о$, с	Сила прижима бруска $F_о$, Н	Критерии оценки
134	4 (–1)	0,5 (–1)	2 (–1)	P_z, P_y, KP_z, KP_y, ΔR, ΔR_b, Ra
135	6 (+1)	0,5 (–1)	2 (–1)	
136	4 (–1)	2 (+1)	2(–1)	
137	6 (+1)	2 (+1)	2(–1)	
138	4 (–1)	0,5 (–1)	4 (+1)	
139	6 (+1)	0,5 (–1)	4 (+1)	
140	4 (–1)	2 (+1)	4 (+1)	
141	6 (+1)	2 (+1)	4(+1)	
Примечание. –1 и +1 – нижний и верхний уровни фактора соответственно.				

Очистку осуществляли брусками на керамической связке, обладающей низкими эластичными свойствами, а также на связке из эпоксидной смолы, отличающейся относительно высокой эластичностью. Затем варьировали зернистостью бруска и объемным содержанием зерен в бруске.

На этапе исследования влияния режима очистки на эффективность шлифования вначале варьировали силой прижима бруска к кругу с целью выявле-

ния оптимального значения последней. Затем, используя многофакторное планирование эксперимента, исследовали влияние на эффективность шлифования периодичности и продолжительности очистки. Интервал машинного времени между очистками круга (периодичность очистки) определяли по зависимостям (5.7) и (5.8).

5.3.2. Результаты экспериментального исследования

5.3.2.1. Влияние характеристики бруска на процесс шлифования

Исследование влияния характеристики бруска на эффективность шлифования кругом 24А10ПСТ26К2 показало, что очистка круга брусками с АЗ из микропорошка электрокорунда на керамической связке 25АМ10ВМ1К5, 25АМ10ВМ1К5Х2 и 25АМ10ВМ1К20 малоэффективна: период стойкости ШК увеличился незначительно (рис. 5.11). Причиной этого является, на наш взгляд, то обстоятельство, что, во-первых, керамическая связка не обладает требуемой эластичностью, что не позволяет очищать АЗ круга, удаленные от его условной наружной поверхности, а во-вторых, зерна ШК и бруска имеют примерно одинаковую твердость, и поэтому брусок не только очищает зерна круга от налипов металла, но и интенсивно затупляет их.

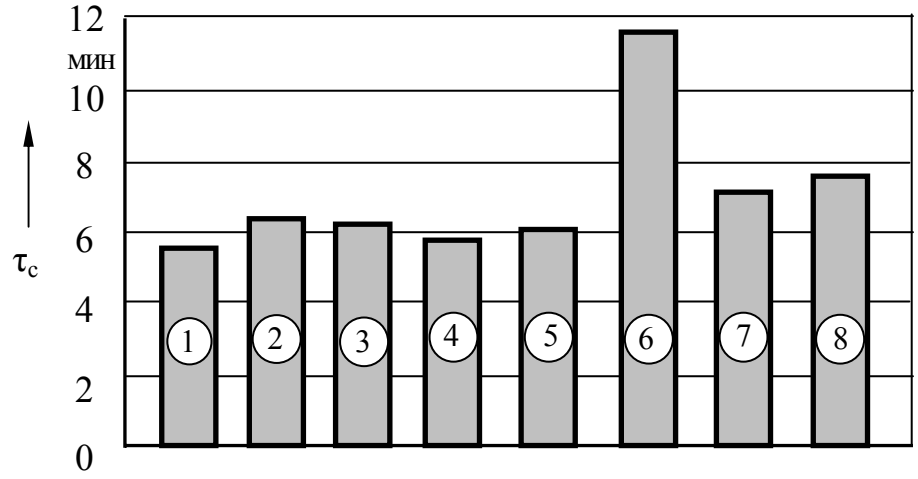


Рис. 5.11. Влияние характеристики упруго закрепленного абразивного бруска на период стойкости τ_c ШК:

1 – без очистки; 2, 3, 4, 5 – очистка брусками 25АМ10ВМ1К5, 25АМ10ВМ1К5Х2, 25АМ10ВМ1К20, 14А16СМ1Б соответственно; 6 – очистка бруском с АЗ из технического стекла (ТС) (50 % по объему) на эпоксидной связке (ЭС) (50 %); 7 – очистка бруском с АЗ из 25АМ10 (50 %) на ЭС (50 %); 8 – очистка бруском с АЗ из 25АМ10 (25 %) и ТС (25 %) на ЭС (50 %); материал заготовки – сталь 5ХНМ; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин; $T_о$ = 2 с; $F_о$ = 2 Н; $\tau_о$ = 2 мин; ШК 24А10ПСТ26К2

При очистке круга бруском 14А16СМ1Б период стойкости ШК увеличился лишь на 8 %. Этот брусок изготовлен на бакелитовой связке, которая обладает большей эластичностью, чем керамическая, однако брусок имеет 16-ю зернистость, что, как установлено в § 5.2, не позволяет эффективно диспергировать налипы на зернах ШК.

Использование бруска с АЗ из микропорошка электрокорунда 25АМ10 (50 % по объему) и эпоксидной смолы в качестве связки позволило увеличить период стойкости ШК в сравнении с обработкой без очистки на 20 % (столбец 7 на рис. 5.11) и на 15 … 18 % в сравнении с брусками с АЗ из этого же материала на керамической связке. Лучший результат зафиксирован при очистке круга бруском с АЗ из технического стекла (50 % по объему) на эпоксидной смоле (ЭС). В этом случае период стойкости круга увеличился почти в 2 раза (столбец 6 на рис. 5.11). Менее эффективна очистка бруском с АЗ из технического стекла (25 %) и микропорошка электрокорунда 25АМ10 (25 %) на эпоксидной смоле (50 %). В последнем случае период стойкости круга увеличился в сравнении с обработкой без очистки на 33 %.

Таким образом, лучшие результаты получены при очистке круга брусками на эпоксидной смоле, обладающей достаточно высокой эластичностью, необходимой для очистки зерен, расположенных на некотором удалении от его условной наружной поверхности. Замена керамической связки на эпоксидную в бруске с АЗ из 25АМ10 позволила увеличить период стойкости ШК на 15 … 18 %.

Однако больший эффект получен за счет замены АЗ из электрокорунда на АЗ из технического стекла, обладающего меньшей твердостью, чем электрокорунд. Твердость технического стекла ниже твердости зерен очищаемого ШК, но выше твердости налипов, образовавшихся на зернах круга, и поэтому легко их диспергирует, не затупляя зерна ШК.

Шлифование с очисткой рабочей поверхности круга бруском с АЗ из технического стекла на эпоксидной связке позволило снизить высотные параметры шероховатости *Ra*, *Rz* и *Rmax* шлифованной поверхности на 37, 31 и 35 % соответственно в сравнении с обработкой без очистки (рис. 5.12).

Это объясняется тем обстоятельством, что, как установлено в п. 2.4.2, уменьшение коэффициента засаливания АЗ приводит к снижению коэффициента навалов, а следовательно, и их высоты. Поэтому снижается составляющая $h_н$ от высотных параметров шероховатости (см. зависимость (1.6) в табл. 1.3).

Воздействие на рабочую поверхность ШК абразивным бруском, как будет показано ниже, приводит к увеличению износа ШК, а, следовательно, может привести к увеличению погрешности профиля круга в поперечном сечении. Это в свою очередь может привести к увеличению погрешности формы и расположения поверхностей шлифованной детали в поперечном сечении, особенно при шлифовании без поперечной подачи, когда профиль круга копируется на профиль шлифуемой заготовки.

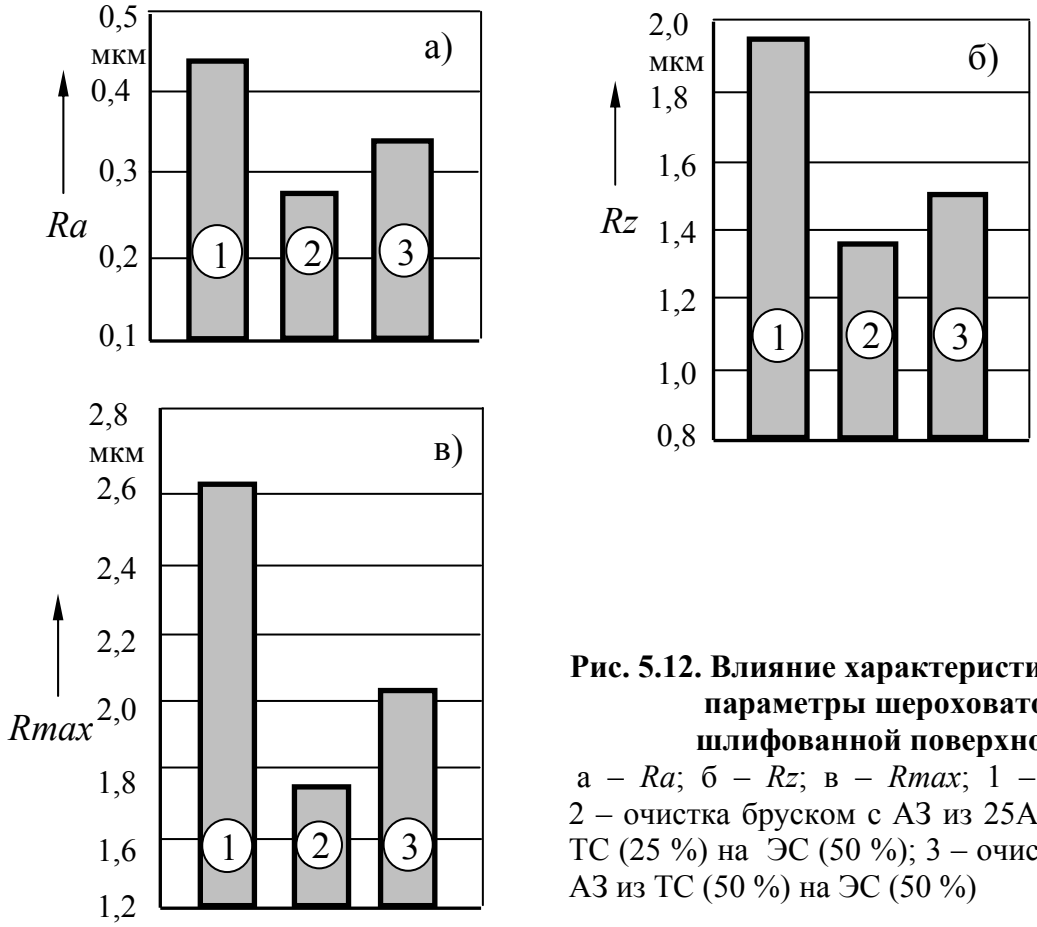


Рис. 5.12. Влияние характеристики бруска на параметры шероховатости шлифованной поверхности:
а – *Ra*; б – *Rz*; в – *Rmax*; 1 – без очистки; 2 – очистка бруском с АЗ из 25АМ10 (25 %) и ТС (25 %) на ЭС (50 %); 3 – очистка бруском с АЗ из ТС (50 %) на ЭС (50 %)

Поэтому одним из главных вопросов, на который необходимо получить ответ на начальном этапе исследований, является установление влияния очистки круга на погрешность формы шлифованных деталей.

Из табл. 5.10 следует, что при силе прижима абразивного бруска к кругу 1 … 3 Н погрешности формы и расположения (отклонение от плоскостности и параллельности) с очисткой и без очистки примерно одинаковы. Большие значения погрешности зафиксированы при очистке с прижимом бруска к кругу с силой 4 Н и более. Однако, как будет показано ниже, такие значения силы не следует использовать, поскольку они приводят к снижению периода стойкости ШК.

Таким образом, установлено, что очистка рабочей поверхности шлифовального круга приводит к снижению высотных параметров шероховатости шлифованной детали и не вызывает заметного увеличения погрешности формы.

При исследовании влияния характеристики бруска на эффективность очистки ШК 92А25ПСТ16К20, имеющего большую зернистость, чем ШК 24А10ПСТ26К2, использовали бруски, показавшие лучшие результаты при очистке этого последнего. Наибольшая эффективность процесса шлифования также зафиксирована при очистке круга бруском с АЗ из технического стекла (50 % по объему) на эпоксидной смоле: при шлифовании с врезной подачей $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход, в сравнении с обработкой без очистки, период стойкости

ШК оказался выше на 36 % (рис. 5.13, 5.14); силы P_y и P_z через 7 мин наработки круга были меньше на 8 и 13 % соответственно, а коэффициенты $КР_y$ и $КР_z$ – на 35 и 47 %; коэффициент режущей способности ШК $К_р$ возрос на 9 % (рис. 5.15).

5.10. Результаты экспериментальных исследований влияния механической очистки круга 24А10ПСТ26К2 на погрешность формы и расположения поверхностей заготовок из стали 5ХНМ через 6 мин шлифования: $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; $T_о$ = 2 с; $F_о$ = 2 Н; $\tau_о$ = 2 мин

Сила прижима абразивного бруска к кругу $F_о$, Н	Показания индикатора, мкм, в точках с координатами												Погрешность $\Delta_ф$, мкм
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0 (без очистки)	0	-1	-2	0	1	-1	0	0	-2	1	2	-1	4
1	0	0	-1	0	0	0	0	1	2	1	0	0	3
2	1	-1	2	0	0	1	1	-1	0	0	-1	-2	4
3	-1	0	2	-2	-1	-1	0	0	-1	2	1	0	4
4	0	1	2	0	-3	-1	0	-3	-1	1	0	1	5
5	-2	1	2	3	-3	-1	1	0	-1	1	2	2	6

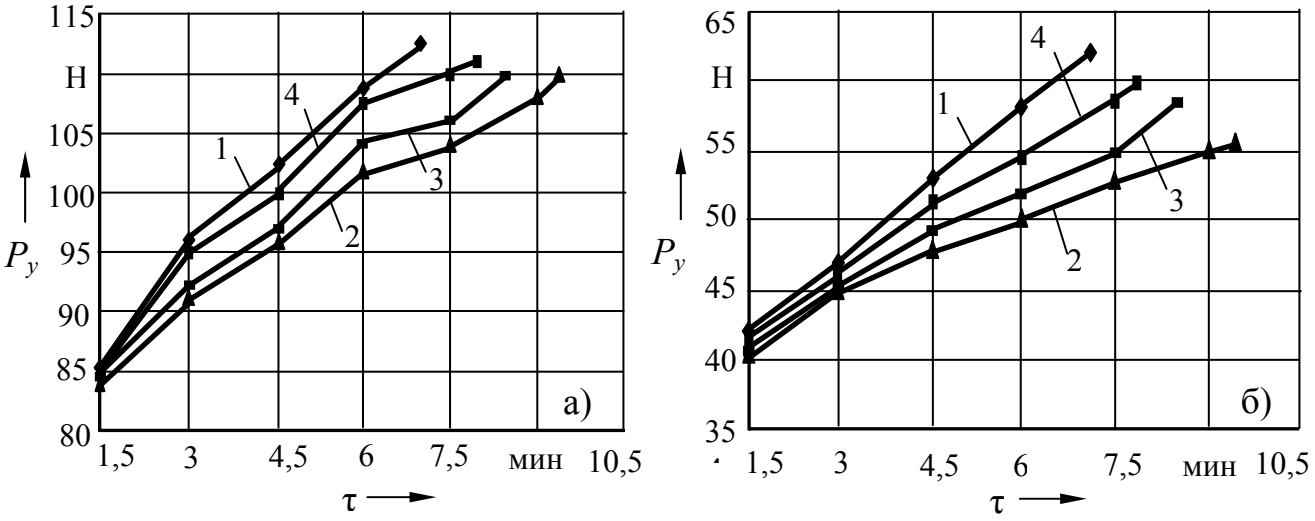


Рис. 5.13. Зависимость радиальной P_y (а) и касательной P_z (б) составляющих силы шлифования от времени шлифования τ и характеристики упруго закрепленного бруска:

1 – без очистки; 2 – очистка бруском с АЗ из ТС (50 % по объему) на ЭС (50 %); 3 – очистка бруском с АЗ 25АМ10 (25 %) и ТС (25 %) на ЭС (50 %); 4 – очистка бруском с АЗ 25АМ10 (50 %) на ЭС; материал заготовки – сталь 40Х; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; $V_{s\ пр}$ = 10 м/мин; $T_о$ = 2 с; $F_о$ = 2 Н; $\tau_о$ = 2 мин

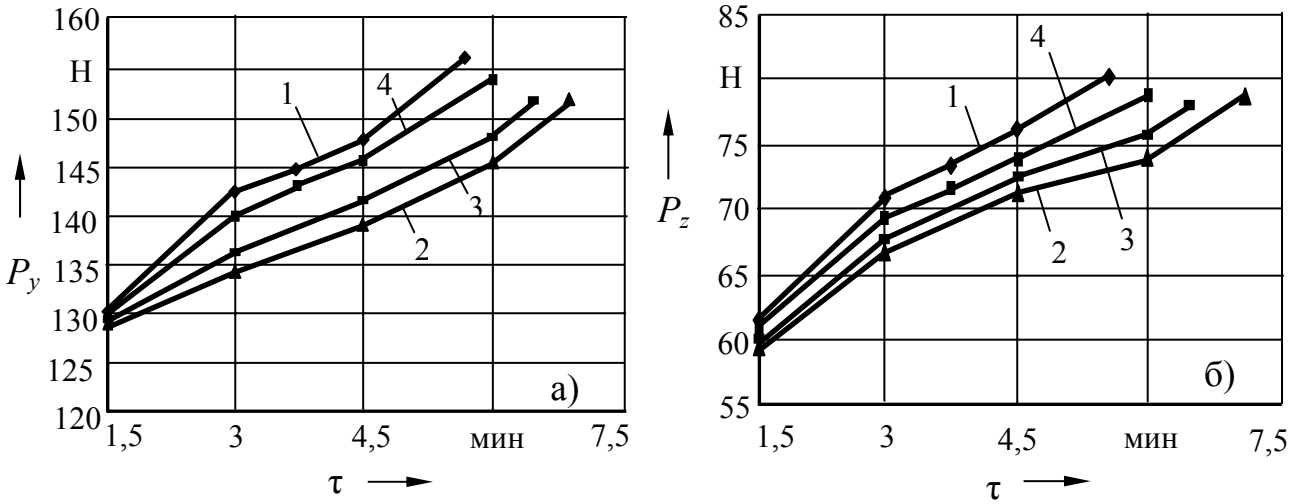


Рис. 5.14. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ и характеристики упруго закрепленного абразивного бруска:
$S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; остальные условия см. в подписи к рис. 5.13

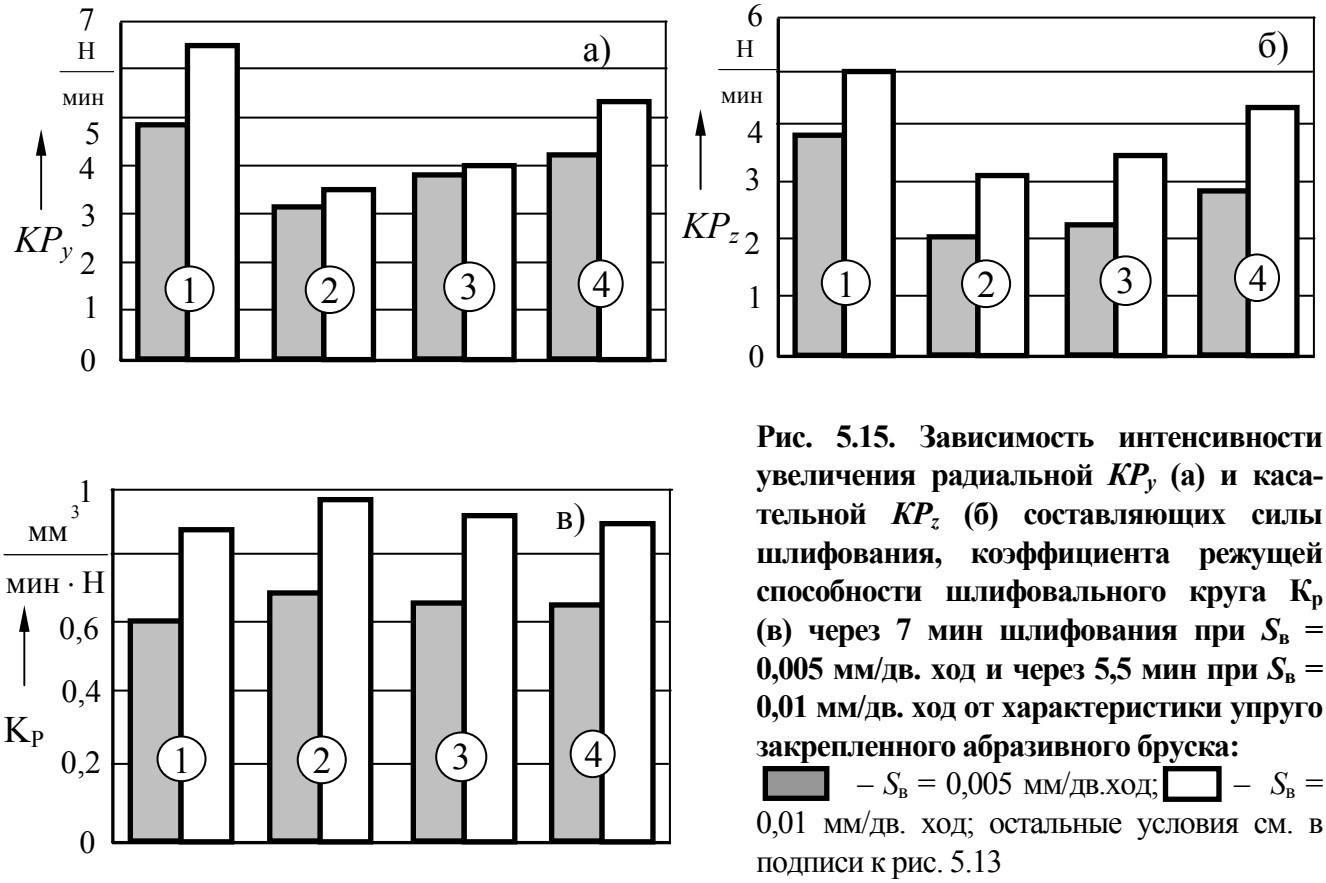


Рис. 5.15. Зависимость интенсивности увеличения радиальной KP_y (а) и касательной KP_z (б) составляющих силы шлифования, коэффициента режущей способности шлифовального круга $K_р$ (в) через 7 мин шлифования при $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход и через 5,5 мин при $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход от характеристики упруго закрепленного абразивного бруска:
– $S_в$ = 0,005 мм/дв.ход; – $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; остальные условия см. в подписи к рис. 5.13

При шлифовании с подачей $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход период стойкости круга оказался на 27 % больше в сравнении с обработкой без очистки, силы P_y и P_z через 5,5 мин шлифования были меньше на 10 и 9 %, а коэффициенты KP_y и KP_z на 47 и 36 % соответственно, коэффициент $K_р$ возрос на 11 % (см. рис.

5.14, 5.15). При использовании брусков с АЗ из 25АМ10 на ЭС наблюдается меньший эффект.

Очевидно, что основной причиной снижения силы шлифования при очистке ШК является уменьшение коэффициента трения в зоне контакта АЗ круга с заготовкой. С другой стороны, с уменьшением касательной составляющей силы шлифования снижается интенсивность тепловых процессов при шлифовании. Все эти факторы способствуют увеличению периода стойкости τ_c ШК.

При исследовании влияния зернистости и концентрации абразивного материала бруска на эффективность очистки использовали бруски различной зернистости с объемной концентрацией абразивного материала из белого электрокорунда 24А в пределах 25 … 75 %.

Период стойкости круга, очищаемого брусками зернистостью 12, 6 и М50 (с концентрацией абразивного материала 50 %) оказался меньше, чем при шлифовании без очистки (рис. 5.16). Положительный эффект был получен лишь при очистке круга бруском из микропорошка М10 (с размером зерен основной фракции 7 … 10 мкм), что подтверждает вышеприведенные расчеты по зависимостям (5.11) и (5.13).

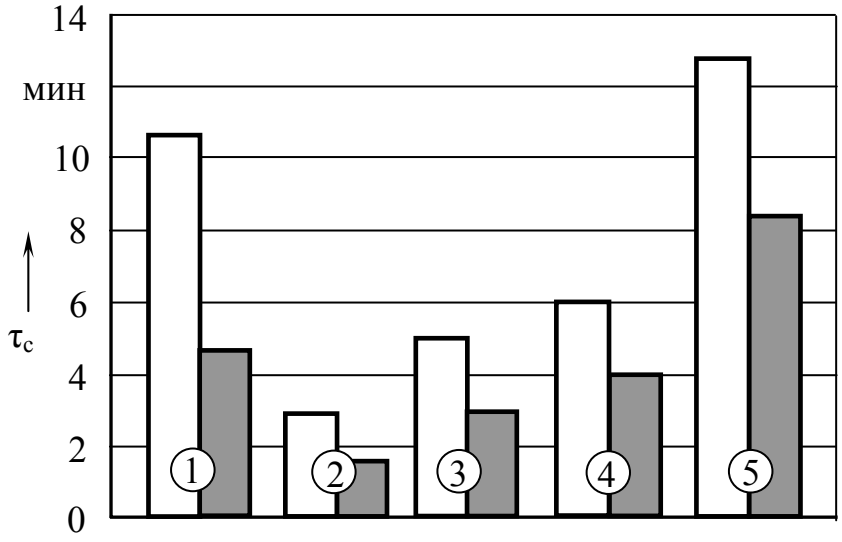


Рис. 5.16. Зависимость периода стойкости τ_c ШК от зернистости бруска для очистки и врезной подачи $S_в$:
1 – без очистки; 2, 3 – очистка брусками из шлифпорошков зернистостью 12 и 6; 4, 5 – очистка брусками из микропорошков зернистостью М50 и М10; □ – $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; ■ – $S_в$ = 0,01 мм/дв. ход; материал заготовки – сталь 40Х; ШК 24А10ПСТ26К2

Механическая очистка способствует стабилизации силовой напряженности процесса шлифования. При обработке заготовок без очистки круга силы P_y и P_z увеличились к концу периода его стойкости на 39 и 52 % соответственно, при очистке бруском из микропорошка 24АМ10 – на 21 и 32 % (рис. 5.17). Лучшие результаты получены при использовании бруска из технического стекла (без абразива): при шлифовании с периодической очисткой этим бруском период стойкости круга увеличился на 50 %, а силы P_y и P_z возросли к концу периода стойкости лишь на 10 и 17 %.

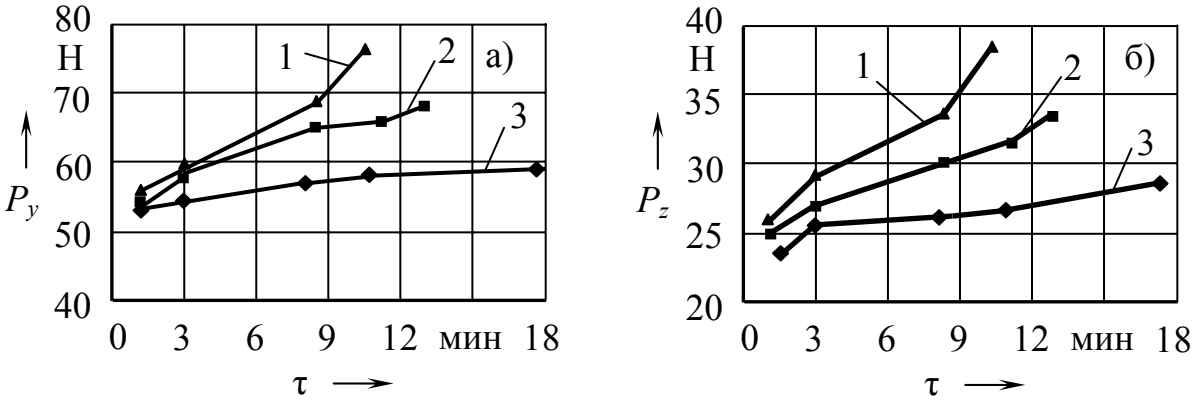


Рис. 5.17. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени обработки τ:
1, 2, 3 – соответственно без очистки, с очисткой бруском 24АМ10, с очисткой бруском из ТС; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; остальные условия см. в подписи к рис. 5.16

Варьирование концентрацией абразивного материала (использовали бруски на основе технического стекла с концентрацией 25, 33, 66, 75, 50 % и брусок на основе микропорошка 24АМ10 с концентрацией 50 %) обеспечило наибольший эффект при очистке бруском на основе технического стекла с концентрацией 50 %. Его применение привело к снижению составляющих силы шлифования P_y и P_z через 11 мин шлифования на 19 и 25 % соответсвенно в сравнении с обработкой без очистки (рис. 5.18). Несколько ниже эффективность очистки брусками с концентрацией технического стекла 75, 66, 25 и 33 %, обеспечившими снижение P_y и P_z через 11 мин шлифования на 16 и 21 %; 18 и 20 %; 13 и 16 %; 14 и 17 % соответственно в сравнении с обработкой без очистки (рис. 5.19). Максимальное значение периода стойкости круга зафиксировано при очистке бруском на основе ТС с концентрацией 50 %, что на 11 % больше, чем при использовании других брусков (рис. 5.20). При очистке бруском с концентрацией ТС 50 % коэффициент $К_р$ за период стойкости круга снизился на 13 %; при использовании брусков с другой концентрацией – на 15 % и более (рис. 5.21).

Экстремальную зависимость показателей шлифования от концентрации абразивного материала в бруске можно объяснить тем, что увеличение содержания абразивного материала приводит к снижению упруго-эластичных свойств бруска, а его уменьшение приводит к соответствующему уменьшению вероятности удаления налипов вследствие снижения числа АЗ на единичной площадке бруска.

Как при шлифовании с очисткой, так и без очистки ШК параметр *Ra* шероховатости шлифованной поверхности находится в пределах 0,4 … 0,85 мкм (рис. 5.22). Однако при очистке ШК параметр *Ra* увеличивался с увеличением наработки круга менее интенсивно: среднее значение *Ra* за 11 мин при обработке без очистки составило 0,64 мкм, а при шлифовании с очисткой – 0, 55 мкм.

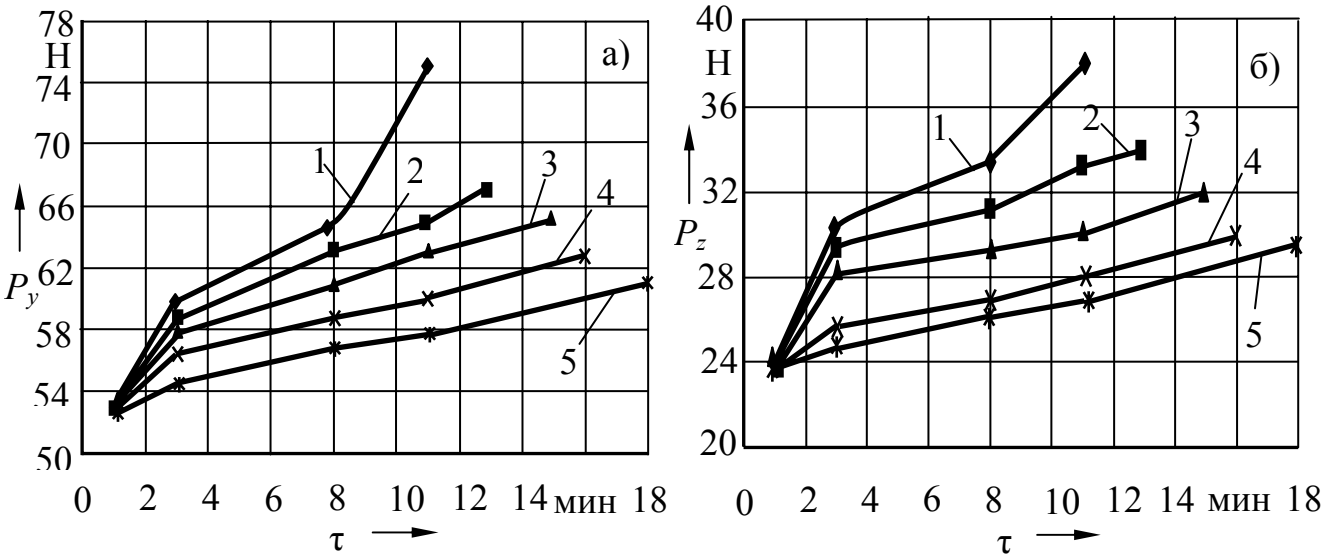


Рис. 5.18. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ и концентрации абразивного материала бруска:
1 – без очистки; 2 – очистка бруском 24АМ10 с концентрацией 50 %; 3 – 5 бруском на основе ТС с концентрацией 25, 75 и 50 %; ШК – 24А10ПСТ26К2; материал заготовки – сталь 40Х; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход

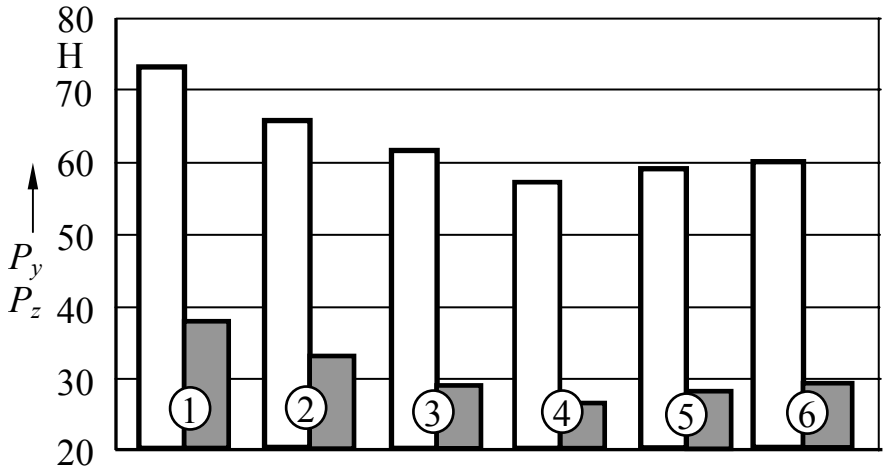


Рис. 5.19. Зависимость сил P_y и P_z через 15 мин шлифования от концентрации абразивного материала в бруске:
1 – без очистки; 2, 3, 4, 5, 6 – очистка бруском на основе ТС с концентрацией 25, 33, 50, 66 и 75 % соответственно; ШК – 24А10ПСТ26К2; материал заготовки – сталь 40Х; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход; □ – P_y; ■ – P_z

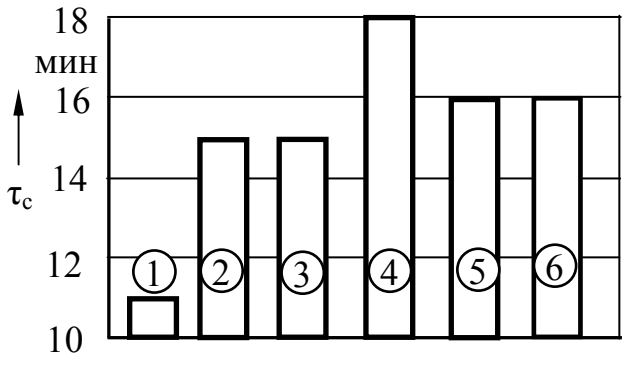


Рис. 5.20. Зависимость периода стойкости τ_c ШК от концентрации абразивного материала в бруске:
условия см. в подписи к рис. 5.19

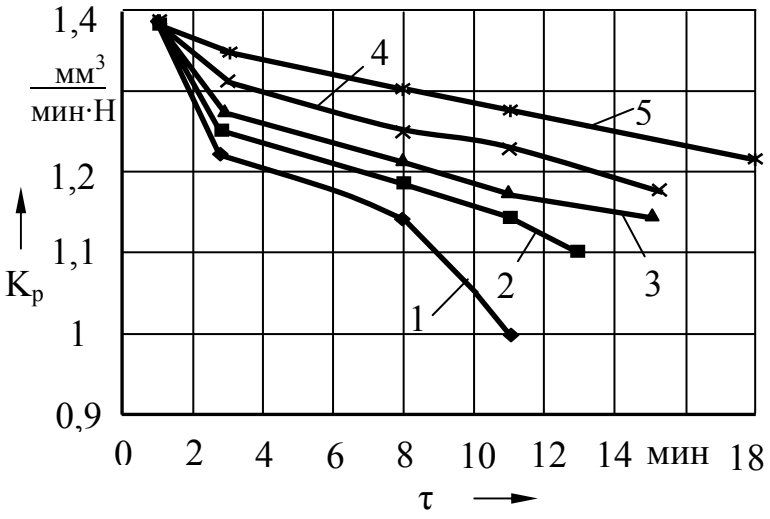


Рис. 5.21. Зависимость коэффициента режущей способности $K_р$ от времени шлифования τ и концентрации абразивного материала в бруске:
1 – без очистки; 2 – очистка бруском 24АМ10 с концентрацией 50 %; 3, 4, 5 – очистка бруском на основе ТС с концентрацией 25, 75 и 50 %; ШК – 24А10ПСТ26К2; материал заготовки – сталь 40Х; $S_в$ = 0,005 мм/дв. ход

При шлифовании заготовок из титанового сплава ВТ22 очистка круга 64С16НС18К6 бруском из микропорошка 64СМ10 с концентрацией 50 % и связкой из ЭС позволила снизить составляющие силы шлифования P_y и P_z на 8 и 11 % соответственно в сравнении с обработкой без очистки при одинаковом периоде стойкости ШК (рис. 5.23), т. е. очистка бруском с АЗ, твердость которых равна твердости АЗ очищаемого ШК, не позволила получить ощутимый эффект. Лучшие результаты достигнуты при очистке бруском из микропорошка 24АМ10: в этом случае P_y и P_z через 15 мин шлифования оказались меньше, чем при шлифовании без очистки, на 11 и 13 % соответственно, а период стойкости увеличился на 20 %. Следовательно, бóльшая эффективность достигнута при очистке бруском, изготовленным из белого электрокорунда 24А, твердость которого ниже твердости абразивного материала ШК. При очистке бруском 14А16НВ6 на вулканитовой связке получен минимальный эффект, что объясняется, очевидно, большой зернистостью этого бруска.

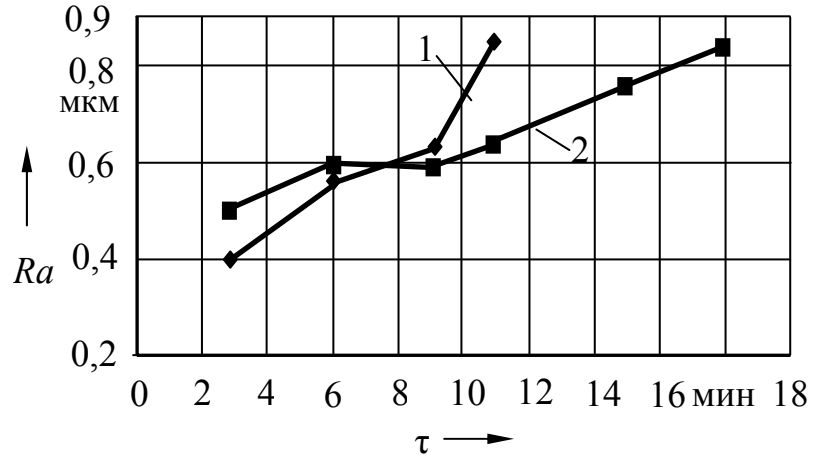


Рис. 5.22. Зависимость параметра шероховатости *Ra* от времени шлифования τ:
1 – без очистки; 2 – очистка бруском на основе ТС с концентрацией 50 %; остальные условия см. в подписи к рис. 5.21

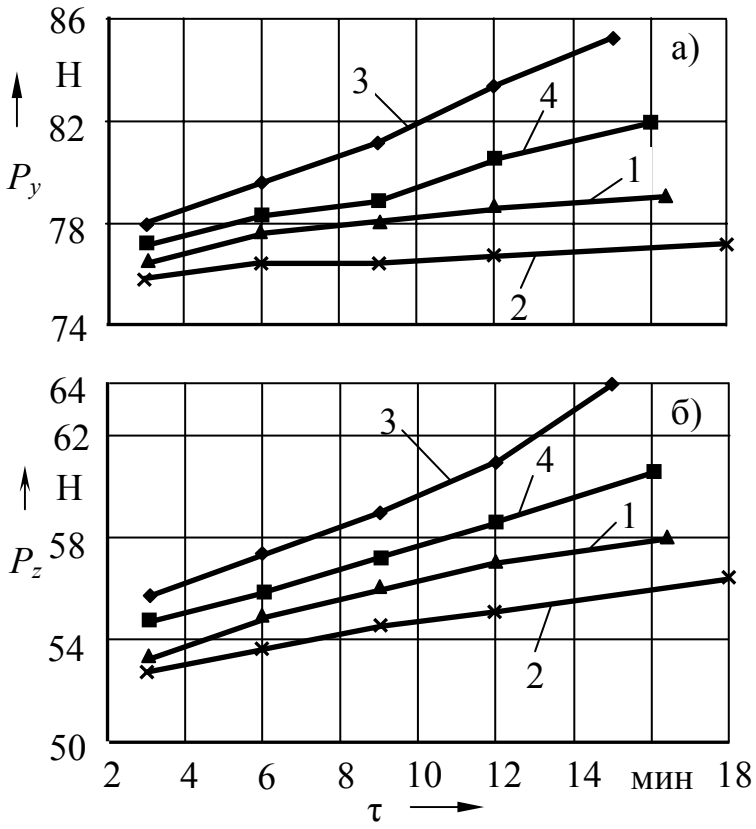


Рис. 5.23. Зависимость сил P_y (а) и P_z (б) от времени шлифования τ и характеристики бруска для очистки:
1, 2, 4 – с очисткой брусками 64СМ10; 24АМ10; 14А16НВ6 соответственно; 3 – без очистки; ШК – 64С16НС18К8; материал заготовки – ВТ22; $S_в$ = 0,01 мм/дв.ход; $T_о$ = 2 с; $F_о$ = 2 Н; $\tau_о$ = 3 мин

Таким образом, закономерности влияния на эффективность очистки характеристики бруска, установленные при шлифовании заготовок электрокорундовыми кругами, подтвердились при очистке ШК из карбида кремния зеленого.

5.3.2.2. Влияние режима очистки рабочей поверхности круга на процесс шлифования

Наибольшая эффективность процесса шлифования кругом 24А10ПСТ26К2 отмечена при его очистке с силой прижима 2 … 3 Н (рис. 5.24). При силе прижима $F_о$ = 2 Н и размерах сечения бруска $H \times H_п$ = 20 × 7 мм (см. рис. 5.4) номинальное давление в зоне контакта бруска с кругом составляет 0,014 Н/мм^2, или $1{,}4 \cdot 10^4$ Па. Расчеты по зависимостям (5.19) – (5.29) показали, что для данных условий радиальная составляющая силы очистки составляет 2,6 Н. Таким образом, оптимальное значение силы прижима бруска к рабочей поверхности ШК, полученное экспериментальным путем, отличается от расчетного значения не более чем на 30 %.

Влияние параметров $F_о$, $\tau_о$ и $T_о$ на эффективность шлифования исследовали по плану многофакторного эксперимента, результаты которого представлены в табл. 5.11.

Глава 6. ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ И ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЙ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ

6.1. Источники и структура составляющих экономического эффекта

Эффективность использования результатов исследований в промышленности обусловлена в основном тремя факторами: а) повышением производительности обработки путем увеличения периода стойкости шлифовального круга и соответствующего уменьшения числа правок; б) повышением производительности обработки путем интенсификации режима шлифования (сокращением машинного времени); в) сокращением расхода шлифовальных кругов и алмазных правящих инструментов вследствие удлинения периода стойкости круга. При этом, разумеется, во всех случаях обязательным условием является обеспечение требуемого качества шлифованных деталей. В качестве примеров ниже представлены расчеты экономической эффективности от использования УЗ-техники подачи СОЖ и механической очистки рабочих поверхностей шлифовальных кругов на операциях, выполняемых на торцекруглошлифовальном станке XIII-4-12H (врезное торцекруглое шлифование заготовок типа «вал-шестерня»), бесцентровошлифовальном станке SASL-125/1 (врезное шлифование заготовок типа «болт специальный»), станке для глубинного шлифования HPA-124 (шлифование «елочных» замков турбинных лопаток ТНД ГТК-25и) и бесцентровошлифовальном станке Giustina R 150 C-DS (шлифование заготовок крестовины карданного вала). Использованы материалы выполненных исследований, результаты внедрения УЗ-техники подачи СОЖ и устройств для механической очистки шлифовальных кругов на предприятиях различных отраслей (табл. 6.1).

В качестве примеров приведем расчеты экономического эффекта от внедрения разработок по трем вариантам: 1 вариант – применение УЗ-техники подачи СОЖ или механической очистки ШК обеспечивает увеличение периода стойкости шлифовального круга при неизменном машинном времени (станки SASL-125/1, Giustina R 150 C-DS); 2 вариант – новый способ подачи СОЖ обеспечивает увеличение производительности обработки при сокращении машинного времени (станок XIII-4-12H); 3 вариант – применение УЗ-техники подачи СОЖ обеспечивает увеличение периода стойкости круга и сокращение расхода ШК и правящих инструментов (станок HPA-124).

6.1. Исходные данные для расчета экономического эффекта от внедрения результатов разработок в производство

Условия шлифования	Торцекруглошлифовальный станок ХШ-4-12Н	Бесцентровошлифовальный станок SASL-125/1 (Германия)	Станок для глубинного шлифования HPA-124 фирмы «Мегерле» (Швейцария)	Бесцентровошлифовальный станок Giustina R 150
Шлифовальный круг	1–750х32х305 25А25ПСТ16К5	1–500х125х305 64С25ПСМ26К3	1–500х175х203 PA80-G16-V15B (фирма «Карборундум»)	1–600х15х35 92А10ПСТ16К5
Заготовка	Поковка из стали 20ХГНМ, *HRC* 55; $D_з$ = 50 мм; $\ell_ш$ = 25 мм	Прокат из титанового сплава ВТ16, *HRC* 30 ... 32; $D_з$ = 10,1 мм; $\ell_ш$ = 50 мм	Отливка из жаропрочного сплава ЦНК7 (в состоянии поставки); $D_з$ = 280 мм; $\ell_ш$ = 170 мм	Поковка из стали 19ХГН, *HRC* 55; $D_з$ = 16 мм; $\ell_ш$ = 25 мм
Режим шлифования	$V_к$ = 45 м/с; $V_з$ = 45 м/мин; V_s =0,87 мм/мин; $Z_{пз}$ = 0,4 мм	$V_к$ = 30 – 35 м/с; $V_з$ = 35 м/мин; V_s = 4 мм/мин; $Z_{пз}$ = 0,2 мм	$V_к$ = 30 м/с; V_s= 200 мм/мин; $Z_{пз}$ = 1 мм	$V_к$ = 43 м/с; V_s = 1 мм/мин; $V_з$ = 40 м/мин; $Z_{пз}$ = 0,3 мм
Правящий инструмент	Алмазный карандаш Ц2	Алмазный карандаш С53908.0060	Алмазный ролик АС1.05 630/500	Алмазный карандаш Ц2
Режим правки	Два прохода по 0,05 мм, два прохода по 0,02 мм, два прохода без подачи; V_s = 0,2 м/мин	Три прохода по 0,03 мм, два прохода без подачи; V_s = 0,25 м/мин	$V_р$ = 10 м/с; $V_{tп}$ = 0,1мм/мин; $Z_{пр}$ = 0,3 мм	Три прохода по 0,03 мм, два прохода без подачи; V_s = 0,25 м/мин
СОЖ	3 %-ная эмульсия Автокат Ф786	1 % кальцинированной соды, 0,3 % нитрита натрия, 98,7 % воды	1,5 %-ная эмульсия Аквол-2	3 %-ный раствор продукта Велс-1М
Примечание. $D_з$ – диаметр заготовки; $\ell_ш$ – длина обрабатываемой поверхности; $Z_{пз}$ – припуск, снимаемый с заготовки; $Z_{пр}$ – припуск, снимаемый с ШК при правке.				

Для определения экономической эффективности использования результатов исследований в промышленности выполнили расчет и анализ технологической себестоимости, состоящей только из суммы тех издержек, которые непосредственно связаны с данным вариантом технологического процесса и им обусловлены.

Все перечисленные затраты рассчитаны на одну деталь.

Сравнение сумм затрат по вариантам позволяет определить величину годового экономического эффекта [82]:

$$Э_г = (C_{N1} - C_{N2}) + E_н (К_1 - К_2), \quad (6.1)$$

где C_{N1} и C_{N2} – себестоимость годового выпуска деталей соответственно по 1 и 2 вариантам технологического процесса, руб.; $К_1$ и $К_2$ – капиталовложения по 1 и 2 вариантам, руб.; $E_н$ – нормативный коэффициент сравнительной экономической эффективности.

При расчете годовой экономии, получаемой в результате уменьшения расхода шлифовальных кругов и правящих инструментов $Э_{ги}$ (годовой выпуск N по сравниваемым вариантам одинаков), использовали формулу

$$Э_{ub} = (C_{ur1} - C_{ur2}) + (C_{ug1} - C_{ug2}), \quad (6.2)$$

где $C_{гк1}$ и $C_{гк2}$ – стоимость годового расхода шлифовальных кругов соответственно по 1 и 2 вариантам технологического процесса, руб.; $C_{гп1}$ и $C_{гп2}$ – стоимость годового расхода правящих инструментов соответственно по 1 и 2 вариантам технологического процесса, руб.

При расчете годовой экономии, получаемой за счет увеличения периода стойкости шлифовального круга $Э_{г,\tau}$ (1 вариант) и сокращения машинного времени $Э_{г,t}$ (2 вариант), когда годовые выпуски деталей по сравниваемым вариантам не одинаковы, использовали следующие зависимости [82]:

$$Э_{г,\tau} = \left[Э_\tau + E_н \left(К_1' - К_2' \right) \right] N_2'; \quad (6.3)$$

$$Э_{г,t} = \left[Э_t + E_н \left(К_1'' - К_2'' \right) \right] N_2'', \quad (6.4)$$

где $К_1', К_2', К_1'', К_2''$ – удельные капитальные затраты по сравниваемым вариантам, руб./шт.; N_2', N_2'' – годовые выпуски деталей по новому варианту технологического процесса.

Экономия

$$Э_\tau = C_м \left(T'_{шт1} - T'_{шт2} \right) + Э'_{кп}; \quad (6.5)$$

$$Э_t = С_м\left(T''_{шт1} - T''_{шт2}\right) + Э''_{кп}, \qquad (6.6)$$

где $С_м$ – стоимость одной минуты работы станка, руб./мин; $T_{шт}$ – штучное время, мин; $Э_{кп}$ – экономия, связанная со снижением затрат на круг и правящий инструмент в расчете на одну деталь, руб.

6.2. Экономическое обоснование эффективности использования результатов исследований в производственных условиях

В табл. 6.2 представлены расчеты штучных времен, годовых объемов обрабатываемых заготовок, количества кругов и правящего инструмента, расходуемых на одном станке за год, а также стоимости круга и правящего инструмента, приходящихся на одну заготовку, для станков XIII-4-12H, SASL-125/1, HPA-124, Giustina R 150 C-DS (см. табл. 6.1).

При расчете данных табл. 6.2 использованы следующие соотношения (обозначения см. в этой же табл.):

$$Z_{\Sigma 2} = \frac{D_1 - D_2}{2}; \quad n_п = \frac{Z_{\Sigma 2}}{Z_{\Sigma 1}}; \quad \tau_0 = \tau_с n_п;$$

$$\tau_{3п} = \tau_{2п} n_п; \quad N_{1к} = \frac{\tau_0}{T_{маш}}; \quad \tau_{4п} = \frac{\tau_{3п}}{N_{1к}};$$

$$N = \frac{F_{до}\eta_3 60}{T_{шт}}; \quad Ц_2 = \frac{Ц_1}{N_{1к}}; \quad n_{к\Sigma} = \frac{N}{N_{1к}};$$

$$n_{кп} = \frac{n_{\Sigma п}}{n_п}; \quad Ц_{2п} = \frac{Ц_{1п}}{T_п N_1}; \quad T_п = \frac{n_{\Sigma п}}{n_{к\Sigma} \cdot n_п},$$

где $F_{до}$ – действительный годовой фонд работы станка (при двухсменной работе $F_{до} = 4015$ ч); η_3 – коэффициент загрузки станка $(\eta_3 = 0{,}85)$.

Затраты на разработку рабочих проектов, изготовление и монтаж УЗ-техники подачи СОЖ составляют от 70 до 80 тыс. руб., а устройства для механической очистки – 4000 – 6000 руб. (в зависимости от типа станка). В расчетах приняты: стоимость УЗ-техники подачи СОЖ – 75000 руб., устройства для механической очистки – 5000 руб. Годовая экономия $Э_{ги}$, $Э_{г\tau}$ и $Э_{гt}$ для условий, указанных в табл. 6.1, приведена в табл. 6.3. Средняя стоимость станкоминуты работы шлифовальных станков на май 2006 г. составляла 4,6 руб.

Экономические показатели внедрения результатов исследований представлены в табл. 6.3. Принят наименьший срок окупаемости $Т_н$ = 3 года ($Е_н$ = 0,33). Расчетный срок окупаемости дополнительных капитальных вложений $Т_р$ определен по зависимости $Т_р = \Delta К / Э_г$.

По данным табл. 6.3 можно сделать следующие выводы:

– во всех случаях экономические показатели операций шлифования заготовок из сталей, титанового и жаропрочного сплавов, выполняемых на различных станках с использованием УЗ-техники подачи СОЖ и механической очистки кругов, намного выше нормативных, что свидетельствует о высокой экономической эффективности объектов внедрения;

– экономия, обеспечиваемая за счет интенсификации режима шлифования и сокращения тем самым машинного времени, превышает экономию, получаемую в результате сокращения расходов на правящий инструмент и шлифовальные круги. Однако, экономия, получаемая в результате увеличения периода стойкости шлифовальных кругов и правящих инструментов и уменьшения тем самым штучного времени на обработку, в сумме с экономией, получаемой в результате сокращения затрат на круги и правящий инструмент при шлифовании заготовок из труднообрабатываемых материалов, превышает экономию, получаемую в результате сокращения машинного времени.

Таким образом, чтобы с наибольшей экономической эффективностью использовать предлагаемые разработки в конкретных производственных условиях, следует предварительно выполнить экономические сопоставления по вышеизложенной методике.

6.3. Основные результаты использования разработок в промышленности

Предметами практического использования разработок послужили: ультразвуковая техника подачи СОЖ; устройства для механической очистки круга; новые технологические процессы шлифования заготовок с использованием УЗ-техники подачи СОЖ; нормативно-техническая документация отраслевого и межотраслевого характера.

УЗ-техника подачи СОЖ в зоны шлифования и правки предназначена для оснащения универсального и специального шлифовального оборудования, осуществляющего круглое наружное, фасонное, совмещенное, бесцентровое, плоское (в том числе глубинное) и резьбошлифование заготовок из сталей (включая коррозионностойкие и жаропрочные), титановых и жаропрочных сплавов.

Использование УЗ-техники подачи СОЖ в условиях действующего производства на станках моделей 3М151, 3Т161ЕИ, 3М153У, 3Е183А, 3Е184Е, 3Л722В, 3Е711ЕВ1, 3Е710В1, 3К823В, ЛШ-220, ЛШ-233, ВТ92Ф2, станках фирм G.Magerle (Щвейцария), ELB.SCHLIFF (Германия), Kikinda (Югославия), Matrix (Великобритания) и др. обеспечивает увеличение периода стойкости ШК на керамической связке и алмазных правящих инструментов в 2 – 3 раза и более

при сохранении или повышении производительности обработки, заданного качества и эксплуатационных характеристик шлифованных деталей.

Техническая характеристика УЗ-техники подачи СОЖ

Концентрация механических примесей в СОЖ, г/дм^3, не более	0,2
Тонкость очистки СОЖ, мкм	10 – 15
Расход СОЖ через УЗ-насадок, дм^3/мин	10 – 15
Рабочее давление СОЖ в УЗ-насадке, МПа	0,07 – 0,1
Количество УЗ-насадков:	
при высоте круга до 25 мм	1
свыше 25 мм	2
Масса УЗ-насадка в сборе, кг, не более	4
Ультразвуковые генераторы УЗУ-0,25 (мощность 250 Вт), Техма-02 (50 Вт)	
Частота УЗК, кГц	18,6 – 19,5
Частота модулирующего сигнала, кГц	1
Амплитуда УЗК насадка, мкм	4 – 5

Стоимость – не более 10 % от стоимости шлифовального станка

Срок окупаемости, лет – не более 1,1 – 1,5.

Обобщенные данные по сравнительной технологической эффективности УЗ-техники подачи СОЖ при шлифовании заготовок, полученные по результатам промышленных испытаний и внедрения в производство, представлены в табл. 6.4.

Для получения максимального эффекта от внедрения новых технологических процессов шлифования заготовок из труднообрабатываемых пластичных материалов, наряду с оснащением станков УЗ-техникой подачи СОЖ и устройствами для механической очистки, подбирали составы СОЖ и характеристики ШК, обеспечивающие снижение интенсивности засаливания рабочих поверхностей кругов (в том числе за счет снижения локальных температур).

6.4. Сравнительная технологическая эффективность УЗ-техники подачи СОЖ при шлифовании (в относительных показателях)

Материал заготовки	Вид шлифования	Период стойкости круга τ_c	Шероховатость шлифованной поверхности, *Ra*	Производительность
1	2	3	4	5
Стали:				
30Х, *HRC* 55	Совмещенное	10 – 15	0,5 – 0,9	1,1 – 1,3

Окончание табл. 6.4

1	2	3	4	5
20ХГНМ, *HRC* 55	Торцекруглое	2 – 2,1	0,9 – 1	1,1 – 1,2
20Х2НМ, *HRC* 58	Круглое наружное	4,4 – 5	0,5 – 0,6	1 – 1,1
30ХГСА, *HRC* 45 … 48	Бесцентровое	8,8 – 9,5	0,8 – 0,85	1,1 – 1,12
40ХН2МА, *HRC* 48	Бесцентровое	7,8 – 8	0,8 – 0,85	1,1 – 1,15
16Х11Н2В2МФ, *HRC* 45 ... 48	Бесцентровое	6 – 6,5	0,9 – 0,95	1 – 1,15
ХВГ, *HRC* 60 ... 62	Резьбошлифование	2,2 – 2,5	0,95 – 1	1 – 1,1
40Х9С2 (в состоянии поставки)	Фасонное	2,5 – 2,6	0,95 – 1	1,1 – 1,15
18Х2Н4МА, *HB* 269	Фасонное	2,5 – 3	0,8 – 0,9	1,1 – 1,15
50Г, *HRC* 52 ... 56	Фасонное *	1,2	0,8 – 0,9	1,1 – 1,2
Жаропрочные сплавы:				
ВЖ98 (в состоянии поставки)	Круглое наружное	2,8 – 3	0,7 – 0,9	1,1 – 1,2
ЦНК7 (в состоянии поставки)	Глубинное	2 – 2,2	0,8 – 1	1,4 – 2,4
ЖС6К-ВИ (в состоянии поставки)	Плоское глубинное	4 – 4,2	0,85 – 0,9	1,3 – 1,5
Титановый сплав ВТ16, *HRC* 33 … 38	Бесцентровое*	6,4 – 7	0,7 – 0,75	1,1 – 1,2
Примечания: 1. За единицу приняты значения, полученные при шлифовании с подачей СОЖ поливом, а при глубинном шлифовании – напорной (до 1 МПа) струей к зоне обработки. 2. Использованы СОЖ: * – синтетические; в остальных случаях – водомасляные эмульсии.				

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате исследования взаимодействия материала заготовки с АЗ круга подтверждена гипотеза о том, что основной причиной налипания частиц материала заготовки на АЗ является схватывание их материалов. Показано, что для снижения интенсивности налипания следует, в частности, уменьшать локальные температуры и использовать материал АЗ, коэффициент линейного расширения которого существенно отличается от соответствующего коэффициента материала заготовки. Выявлено влияние налипов на режущую способность АЗ круга, в том числе на критическую глубину микрорезания, коэффициент навалов и силы микрорезания. Расчетные значения сил микрорезания удовлетворительно согласуются с результатами эксперимента.

Получены математические зависимости для расчета сил, необходимых для удаления частицы шлама из пространства между зернами круга, послужившие основой для выбора эффективных методов очистки рабочей поверхности ШК.

Аналитическим путем получены зависимости для расчета сил шлифования заготовок из пластичных материалов, учитывающие изменение глубины внедрения зерна в материал заготовки по длине дуги их контакта и вследствие образования навалов по краям шлифовочных царапин. Показано, что доля энергии, затрачиваемой на пластическое диспергирование материала заготовки и трение АЗ о заготовку, увеличивается с уменьшением зернистости ШК, поэтому минимизация засаливания необходима, в первую очередь, при обработке мелкозернистыми кругами.

Предложена математическая зависимость для расчета расхода СОЖ через зону контакта засаленного ШК с заготовкой, предназначенная для расчета коэффициентов теплоотдачи от контактирующих объектов к СОЖ, что позволяет использовать предложенные модели для прогнозирования тепловой напряженности процесса шлифования.

Показано, что при шлифовании заготовок из пластичных материалов для снижения локальных температур и интенсивности налипания частиц материала заготовки на АЗ следует снижать и стабилизировать коэффициент трения зерна о заготовку и износ АЗ, использовать СОЖ, обладающие высокими смазочными свойствами, и АЗ из материала с большими значениями коэффициента теплопроводности и теплоемкости.

Адекватность всех математических моделей и корректность соответствующего программного обеспечения подтверждены натурными экспериментами. Установлено, что наиболее радикальными средствами минимизации засаливания являются ультразвуковая техника подачи СОЖ и гидроочистка кругов, а также механическая очистка их рабочих поверхностей абразивными брусками.

Установлено, что механическая очистка рабочей поверхности ШК позволяет увеличить его период стойкости до 70 %, уменьшить расход на 45 %, стабилизировать теплосиловую напряженность шлифования и повысить качество шлифованных деталей. Гидроочистка позволяет увеличить период стойкости ШК до 2,5 раз или на 25 … 35 % повысить производительность обработки. Ультразвуковую очистку ШК и подачу СОЖ к его торцу целесообразно осуществлять с использованием амплитудно-модулированных колебаний. УЗ техника подачи СОЖ к торцу ШК позволяет увеличить период стойкости ШК до трех и более раз, или поднять на 50 … 60 % производительность обработки при сохранении или улучшении характеристик качества шлифованных деталей.

Таким образом, в результате аналитических и экспериментальных исследований разработаны новые положения о физико-механическом взаимодействии системы контактирующих объектов при шлифовании заготовок из пластичных сталей и сплавов. На этой основе предложены новые технологические методы повышения и стабилизации режущей способности шлифовальных кругов путем минимизации засаливания их рабочих поверхностей, обеспечивающие увеличение и стабилизацию производительности обработки, повышение качества шлифованных деталей, сокращение расхода шлифовальных кругов и правящих инструментов и в итоге снижение себестоимости шлифовальных операций.

6.2. Основные данные для расчета экономической эффективности использования результатов исследований

Показатель	Станок (модель)							
	ХШ-4-12Н		SASL-125/1		НРА-124		Giustina R 150 C-DS	
	Способ и техника подачи СОЖ и очистки ШК							
	Полив	УЗ-техника	Полив	УЗ-техника	Полив	УЗ-техника	Полив	Очистка ШК бруском
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Период стойкости круга τ_c, мин	25	25	0,825	3,9	1	1,2	8	11
Диаметр нового круга D_1, мм	750	750	500	500	500	500	600	600
Диаметр изношенного круга D_2, мм	510	510	360	360	260	260	420	420
Расход круга за один цикл (одна правка и размерный износ между правками) $Z_{\Sigma 1}$, мм	0,14	0,14	0,13	0,13	0,5	0,5	0,1	0,1
Суммарный износ круга $Z_{\Sigma 2}$, мм	120	120	70	70	120	120	90	90
Количество правок одного круга $n_п$	857	857	538	538	240	240	900	900
Общее время работы круга τ_0 , мин	27852	27852	444	1950	240	288	7200	9900
Время одной правки $\tau_{2п}$, мин	5	5	4,2	4,2	5,2	5,2	2	2
Время всех правок одного круга $\tau_{3п}$, мин	4285	4285	2260	2260	1248	1248	1800	1800
Машинное время $T_{маш}$, мин	0,8	0,5	0,025	0,025	10	6	0,43	0,43
Количество за готовок $N_{1к}$, обработанных одним кругом , шт.	34815	55704	17760	78000	24,0	48,0	1800	23023
Время правки $\tau_{4п}$, приходящееся на одну заготовку, мин	0,123	0,077	0,127	0,029	52	26	0,10	0,078
Экономия времени правки на одну заготовку $\tau_{5п}$, мин	–	0,046	–	0,098	–	26	–	0,022
Штучное время $T_{шт}$, мин	1,02	0,7	0,182	0,074	70,3	37	0,85	0,81

Окончание табл.6.2

1	2	3	4	5	6	7	8	9
Количество заготовок N, обработанных на одном станке в год, тыс. шт.	204,8	292,5	1125	2767	2,912	5,534	240,9	252,8
Стоимость круга $Ц_1$, руб.	800	800	960	960	15000	15000	850	850
Стоимость круга $Ц_2$, приходящаяся на одну заготовку, руб.	0,023	0,014	0,054	0,012	625	312,5	0,047	0,037
Стоимость правящего инструмента $Ц_{1п}$, тыс. руб.	0,84	0,84	0,82	0,82	160	160	0,84	0,84
Количество кругов $n_{кΣ}$, расходуемых на одном станке за год, шт.	5,88	5,25	63,3	35,5	121,3	115,3	13,38	10,98
Количество правок $n_{Σп}$, выполняемых одним правящим инструментом, тыс. шт.	2,5	3,75	2	3	30	39,3	3	3
Количество кругов $n_{кп}$, правку которых осуществляет один правящий инструмент, шт.	2,91	4,38	3,72	5,58	125	164	3,3	3,3
Стоимость правящего инструмента $Ц_{2п}$, приходящаяся на одну заготовку, руб.	0,0056	0,0029	0,0123	0,0019	53,34	20,36	0,0146	0,011
Срок службы одного правящего инструмента $Т_п$, год	0,73	1	0,059	0,159	1,03	1,42	0,238	0,303
Примечание. Ориентировочные цены на май 2006 г. правящих инструментов и шлифовальных кругов приведены по данным машиностроительных заводов, где проводились опытно-промышленные испытания.								

6.3. Экономические показатели внедрения результатов исследований

Разработка	Станок (модель)	Годовой выпуск деталей, шт.		Штучное время, мин		Экономия затрат на инструмент в расчете на одну заготовку, руб.		Годовой эффект, $Э_г$, тыс. руб	Срок окупаемости, $Т_р$, год
		N_1	N_2	$T_{шт1}$	$T_{шт2}$	шлифовальных кругов $Э_к$	правящих инструментов $Э_п$		
УЗ-техника подачи СОЖ в зоны шлифования заготовок и правки круга	ХШ-4-12Н	204765	292521	1,02	0,70	0,009	0,0027	390	0,19
	SASL-125/1	1125082	2767095	0,182	0,074	0,042	0,0104	1494	0,05
	НРА-124	2912	5534	70,3	37,0	312,5	32,98	2735	0,03
Устройство для механической очистки круга	Giustina R 150 C-DS	240900	252796	0,85	0,81	0,01	0,036	48,3	0,1

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под. ред. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.

2. Айнбиндер С. Б. Исследование трения и сцепления твердых тел (обзор работ) // Объединенный ученый совет отделения физики и технических наук. – Рига: Изд-во АН Латв. ССР, 1966. – 78 с.

3. Аршанский М. М. Вибродиагностика и управление точностью обработки на металлорежущих станках / М. М. Аршанский, В. П. Щербаков. – М.: Машиностроение, 1988. – 136 с.

4. Ашмарин И. П. Быстрые методы статистической обработки и планирование экспериментов / И. П. Ашмарин, Н. Н. Васильев, В. А. Амбросов. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1974. – 78 с.

5. Бакуль В. Н. Сверхтвердые инструментальные материалы // Синтетические алмазы в промышленности. – Киев: Наукова думка, 1974. – С. 7 – 11.

6. Бачин В. А. Диффузионная сварка стекла и керамики с металлами. – М.: Машиностроение, 1980. – 184 с.

7. Беккер М. С. К механизму действия СОЖ при затачивании инструментальных сталей / М. С. Беккер, М. Б. Гордон, Н. Р. Лосева // Вопросы теории действия смазочно-охлаждающих технологических средств в процессах обработки металлов резанием. – Горький: Изд-во Горьковск. политехн. ин-та, 1975. – № 3. – С. 3 – 12.

8. Богомолов Н. И. Исследование деформации металла при абразивных процессах под действием абразивного зерна // Труды ВНИИАШ. – 1968. – № 7. – С. 74 – 78.

9. Бокучава Г. В. Трибология процесса шлифования. – Тбилиси: Сабчота Сакартвело, 1984. – 238 с.

10. Болгарский А. В. Термодинамика и теплопередача / А. В. Болгарский, Г. А. Мухачев, В. К. Щукин. – М.: Высшая школа, 1975. – 495 с.

11. Боуден Ф. П. Трение и смазка твердых тел / Ф. П. Боуден, Д. Тейбор. – М.: Машиностроение, 1968. – 543 с.

12. Булыжев Е. М. Ресурсосберегающее применение смазочно-охлаждающих жидкостей при металлообработке / Е. М. Булыжев, Л. В. Худобин. – М.: Машиностроение, 2004. – 352 с.

13. Виноградов А. А. Расчет усадки стружки и длины контакта ее с резцом // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 2. – С. 58 – 63.

14. Вологин М. Ф. Применение ультразвука при обработке и сборке / М. Ф. Вологин, В. В. Калашников, М. С. Нерубай, Б. Л. Штрихов. – М.: Машиностроение, 2002. – 264 с.

15. Гордон М. Б. Исследование трения и смазки при резании металлов // Трение и смазка при резании металлов. – Чебоксары: Изд-во Чувашск. ун-та, 1972. – С. 7 – 138.

16. Гордон М. Б. Физическая природа трения при обработке металлов резанием // Физико-химическая механика контактного взаимодействия в процессе резания металлов. – Чебоксары: Изд-во Чувашск. ун-та, 1984. – С. 10 – 16.

17. Дерягин Б. В. Адгезия твердых тел / Б. В. Дерягин, Н. А. Кротова, В. П. Смилга. – М.: Наука, 1973. – 280 с.

18. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. Н. Сальников. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1978. – 128 с.

19. Ефимов В. В. Модель процесса шлифования с применением СОЖ. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1992. – 132 с.

20. Ефимов В. В. Научные основы техники подачи СОЖ при шлифовании. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1985. – 140 с.

21. Зарембо Л. Н. Введение в нелинейную акустику / Л. Н. Зарембо, В. А. Красильников. – М.: Наука, 1966. – 519 с.

22. Захаров В. В. Повышение эффективности шлифования в условиях ультразвуковой очистки абразивного круга / В. В. Захаров, В. Г. Кочерженко // Исследование станков и инструментов для обработки сложных и точных поверхностей. – Саратов: Изд-во Сарат. гос. техн. ун-та, 1997. – С. 123 – 127.

23. Зенков Б. Н. Исследование устойчивости динамической системы шлифовального станка с учетом упругих свойств абразивного инструмента: Дис…. канд. техн. наук: 05.02.08 / Ижевский механич. ин-т. – Ижевск, 1979. – 234 с.

24. Износ корунда и карбида кремния при шлифовании титановых сплавов / Н. И. Богомолов, Г. И. Саютин, И. В. Харченко и др. // Абразивы. – 1973. – № 6. – С. 15 – 19.

25. Каракозов Э. С. Соединение металлов в твердой фазе. – М.: Металлургия, 1975. – 279 с.

26. Кащеев В. Н. Процессы в зоне фрикционного контакта металлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 214 с.

27. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещагин. – М.: Машиностроение, 1988. – 480 с.

28. Кедров С. С. Колебания металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1978. – 199 с.

29. Келлер С. К. Ультразвуковая очистка / С. К. Келлер, Г. С. Кратыш, Г. Д. Лубяницкий. – Л.: Машиностроение, 1977. – 184 с.

30. Киселев Е. С. Повышение эффективности правки кругов и шлифования заготовок путем рационального применения смазочно-охлаждающих жидкостей: Дис…. докт. техн. наук: 05.02.08, 05.03.01 / Ульян. гос. техн. ун-т. – Ульяновск, 1997. – 500 с.

31. Киселев Е. С. Применение смазочно-охлаждающих жидкостей при шлифовании материалов. Руководящий материал РТМ 1.4.1929-89 / Е. С. Киселев, А. А. Воронин, А. Н. Унянин, Е. А. Карев. – М.: НИАТ, 1990. – 102 с.

32. Киселев Е. С. Теплофизика правки шлифовальных кругов с применением СОЖ. – Ульяновск: УлГТУ, 2001. – 170 с.

33. Клушин М. И. Состояние разработки вопросов теории действия смазочно-охлаждающих моющих технологических средств в процессах обработки металлов резанием: Доклад на Всесоюзном НТС. – Горький: Изд-во Горьковск. политехн. ин-та, 1975. – 79 с.

34. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 191 с.

35. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Ч. 1. / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1989. – 191 с.

36. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Ч. 2. Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1989. – 191 с.

37. Корчак С. Н. Прогрессивная технология и автоматизация круглого шлифования. – М.: Машиностроение, 1968. – 109 с.

38. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.

39. Крагельский И. В. Основы расчета на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.

40. Крагельский И. В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с.

41. Красулин Ю. Л. Взаимодействие металлов с полупроводником в твердой фазе. – М.: Наука, 1971. – 120 с.

42. Красулин Ю. Л. Микросварка давлением / Ю. Л. Красулин, Г. В. Назаров. – М.: Металлургия, 1976. – 160 с.

43. Кубасов П. У. Исследование засаливания абразивного зерна при микрорезании / П. У. Кубасов, В. Г. Бухановская, О. П. Фомовская // Смазочно-охлаждающие жидкости в процессах абразивной обработки: Межвуз. научн. сб. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1986. – С. 16 – 20.

44. Кудинов В. А. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.

45. Латышев В. Н. Повышение эффективности СОЖ. – М.: Машиностроение, 1985. – 64 с.

46. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 230 с.

47. Лоладзе Т. Н. Износ алмазов и алмазных кругов / Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава. – М.: Машиностроение, 1967. – 112 с.

48. Лурье Г. Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969. – 174 с.

49. Макаров А. Д. Оптимизация процесса резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.

50. Марочник сталей и сплавов / В. Г. Сорокин, А. В. Волосникова, С. А. Вяткин и др.; Под общ. ред. В. Г. Сорокина. – М.: Машиностроение, 1989. – 460 с.

51. Маслов Е. Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.

52. Метелкин И. И. Сварка керамики с металлами / И. И. Метелкин, М. А. Павлова, Н. В. Поздеева. – М.: Металлургия, 1977. – 160 с.

53. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов. – Киев: Наукова думка, 1982. – 192 с.

54. Мусин Р. А. Соединение металлов с керамическими материалами / Р. А. Мусин, Г. В. Конюшов. – М.: Машиностроение, 1991. – 224 с.

55. Муслина Г. Р. Применение алмазных эластичных кругов для шлифования заготовок из труднообрабатываемых сталей и сплавов: Дис…. канд. техн. наук 05.02.08 / Ульян. политехн. ин-т. – Ульяновск, 1989. – 341 с.

56. Нерубай М. С. Ультразвуковая механическая обработка и сборка / М. С. Нерубай Б. Л. Штриков, В. В. Калашников. – Самара: Самарское кн. изд-во, 1995. – 191 с.

57. Николаенко А. А. Моделирование и расчет высокопроизводительных автоматических циклов плоского глубинного профильного шлифования для станков с ЧПУ: Дис… докт. техн. наук: 05.02.08 / Южно-Уральский гос. ун-т. – Челябинск, 1998. – 349 с.

58. Носенко В. А. Физико-механические основы обрабатываемости шлифованием d-переходных металлов: Дис. … докт. техн. наук: 05.03.01 / Волж. инж.-строит. ин-т. – Волжский, 2000. – 399 с.

59. Носов Н. В. Повышение эффективности и качества абразивных инструментов путем направленного регулирования их функциональных показателей: Дис. … докт. техн. наук: 05.02.08, 05.03.01 / Самарский гос. техн. ун-т. – Самара, 1997. – 452 с.

60. Островский В. И. Оптимизация условий эксплуатации абразивного инструмента. – М.: НИИМаш, 1984. – 54 с.

61. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования. – Л.: Изд-во ЛГУ, 1981. – 144 с.

62. Переверзев П. П. Теория и расчет оптимальных циклов обработки деталей на круглошлифовальных станках с программным управлением: Дис. … докт. техн. наук: 05.02.08 / Южно-Уральский гос. ун-т. – Челябинск, 1999. – 294 с.

63. Полянсков Ю. В. Вопросы взаимодействия и разрушения объектов шлифования в связи с их электронными свойствами // Физико-химическая механика процесса трения. – Иваново: Изд-во Иванов. гос. ун-та, 1979. – С. 119 – 128.

64. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.

65. Правиков Ю. М. Повышение эффективности операций шлифования путем снижения засаливания рабочей поверхности шлифовального круга (на примере шлифования заготовок из алюминиевых сплавов): Дис…. канд. техн. наук: 05.02.08 / Ульян. политехн. ин-т. – Ульяновск, 1982. – 244 с.

66. Прилуцкий В. А. Технологические методы снижения волнистости поверхностей. – М.: Машиностроение, 1978. – 136 с.

67. Редько С. Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1962. – 299 с.

68. Резников А. Н. Интенсификация процесса шлифования путем введения ультразвуковых колебаний в СОЖ / А. Н. Резников, Б. М. Левин // Современные методы повышения эффективности и качества механической обработки. – Куйбышев: Изд-во Куйб. политехн. ин-та, 1989. – С. 5 – 8.

69. Резников А. Н. Тепловые процессы в технологических системах / А. Н. Резников, Л. А. Резников. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.

70. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.

71. Резников А. Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с.

72. Рыкалин Н. Н. Физические и химические проблемы соединения разнородных материалов // Известия АН СССР. Неорганические материалы. – 1965. – Т. 1. – № 1. – С. 29 – 36.

73. Рыкунов Н. С. Тепловые процессы при глубинном шлифовании труднообрабатываемых материалов и их влияние на качество поверхностного слоя / Н. С. Рыкунов, Д. И. Волков, В. В. Михрютин, Э. Б. Данченко // Вестник машиностроения. – 1993. – № 5 – 6. – С. 29 – 31.

74. Салов П. М. Повышение эффективности заточки круглого и плоского шлифования с продольной подачей: Дис…. докт. техн. наук: 05.02.08, 05.03.01 / Самарский техн. ун-т. – Самара, 1998. – 497 с.

75. Саютин Г. И. Выбор шлифовальных кругов. – М.: Машиностроение, 1976. – 64 с.

76. Саютин Г. И. Шлифование деталей и сплавов на основе титана / Г. И. Саютин, В. А. Носенко. – М.: Машиностроение, 1987. – 80 с.

77. Семенов А. П. Схватывание металлов и методы его предотвращения при трении // Трение и износ. – 1980. – Т. 1. – № 2. – С. 236 – 246.

78. Силин С. С. Аналитическое определение оптимальной температуры резания / С. С. Силин, Д. В. Масляков // СТИН. – 2003. – № 6. – С. 35 – 37.

79. Силин С. С. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 64 с.

80. Сильвестров В. Д. Пути повышения стойкости и уменьшения износа шлифовальных кругов при шлифовании жаропрочных сплавов. – М.: МДНТП, 1958. – 5 с.

81. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.

82. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием: Справочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Булыжев и др. / Под общ. ред. Л. В. Худобина. – М.: Машиностроение, 2006. – 544 с.

83. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов // Учебник для вузов. Изд. 4-е, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.

84. Суслов А. Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2000. – 320 с.

85. Тимошенко С. П. Колебания в инженерном деле / С. П. Тимошенко, Д. Х. Янг, У. Уивер / Пер. с англ. Л. Г. Корнейчука / Под ред. Э. И. Григолюка. – М.: Машиностроение, 1985. – 472 с.

86. Тихонов В. М. Трение и износ при резании в вакууме / В. М. Тихонов, З. М. Сухоруков // Вопросы теории действия смазочно-охлаждающих технологических средств в процессах обработки металлов резанием. – Горький: Изд-во Горьковск. политехн. ин-та, 1975. – № 3. – С. 203 – 219.

87. Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2-х книгах. Кн. 1 / Под ред. И. В. Крагельского, В. В. Алисина. – М.: Машиностение, 1978. – 400 с.

88. Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2-х книгах. Кн. 2 / Под ред. И. В. Крагельского, В. В. Алисина. – М.: Машиностение, 1979. – 358 с.

89. Ультразвук. Маленькая энциклопедия / Под ред. И. П. Голяминой. – М.: Советская энциклопедия, 1979. – 400 с.

90. Унянин А. Н. Повышение эффективности совмещенного шлифования путем рационального применения технологических жидкостей: Дис…. канд. техн. наук: 05.02.08 / Ульян. политехн. ин-т. – Ульяновск, 1986. – 229 с.

91. Унянин А. Н. Повышение эффективности шлифования заготовок из труднообрабатываемых материалов путем гидроочистки рабочей поверхности шлифовального круга // Смазочно-охлаждающие жидкости в процессах абразивной обработки. – Ульяновск: УлПИ, 1992. – С. 53 – 59.

92. Унянин А. Н. Ультразвуковая обработка СОЖ при шлифовании заготовок деталей / А. Н. Унянин, Е. С. Киселев, В. Н. Ковальногов // Автомобильная промышленность. – 2001. – № 4. – С. 37 – 38.

93. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование. – М. – Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение, 1979. – 248 с.

94. Филимонов Л. Н. Стойкость шлифовальных кругов. – М. – Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение, 1973. – 136 с.

95. Хрульков В. А. Интенсификация процесса шлифования титановых сплавов алмазным инструментом / В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, А. И. Деревянчук // Чистовая обработка материалов резанием. – М: МДНТП, 1990. – С. 51 – 55.

96. Хрульков В. А. Шлифование жаропрочных сплавов. – М.: Машиностроение, 1964. – 191 с.

97. Худобин Л. В. О механизме формирования и разрушения узлов схватывания металла с абразивными зернами при шлифовании / Л. В. Худобин, Ю. В. Полянсков // Физико-химическая механика материалов. – 1973. – Т. 9. – № 3. – С. 70 – 75.

98. Худобин Л. В. О сущности процесса засаливания и смазочном действии СОЖ при шлифовании // Вестник машиностроения. – 1970. – № 6. – С. 52 – 55.

99. Худобин Л. В. Пути совершенствования технологии шлифования. – Саратов: Приволжское кн. изд. – 1969. – 213 с.

100. Худобин Л. В. Техника применения смазочно-охлажадющих средств в металлобработке / Л. В. Худобин, Е. Г. Бердичевский. – М.: Машиностроение, 1977. – 189 с.

101. Худобин Л. В. Шлифование заготовок из коррозионностойких сталей с применением СОЖ / Л. В. Худобин, М. А. Белов. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1989. – 148 с.

102. Худобин Л. В. Эффективность применения новой техники подачи СОЖ при совмещенном шлифовании / Л. В. Худобин, А. Н. Унянин, Е. С. Киселев // Вестник машиностроения. – 1987. – № 7. – С. 64 – 67.

103. Шальнов В. А. Шлифование и полирование высокопрочных материалов. – М.: Машиностроение, 1972. – 272 с.

104. Шустер Л. Ш. Исследование адгезионного взаимодействия с учетом температуры и физико-механических характеристик контактирующих материалов // Технологическое управление трибохимическими характеристиками узлов машин: Тезисы докладов 2-й Всесоюзной научно-технич. конф-ии / Под общей ред. Э. В. Рыжова. – Кишинев: Изд-во Кишинев. политехн. ин-та, 1985. – С. 120 – 121.

105. Щеголев В. А. Эластичные абразивные и алмазные инструменты / В. А. Щеголев, М. Е. Уланова. – М. – Л.: Машиностроение, 1977. – 182 с.

106. Янюшкин А. С. Кинетика образования засаленного слоя на алмазных кругах / А. С. Янюшкин, Н. Р. Лосева // Физикохимия процесса резания металлов: Межвузовский сборник. – Чебоксары: Изд-во Чувашск. ун-та, 1986. – С. 39 – 42.

107. Янюшкин А. С. Состав засаленного слоя алмазных кругов на металлической связке / А. С. Янюшкин, Н. Р. Лосева // Физико-химическая механика контактного взаимодействия в процессе резания металлов: Межвуз. сб. – Чебоксары: Изд-во Чувашск. ун-та, 1984. – С. 43 – 45.

108. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. П. Еременко. – Минск: Наука и техника, 1974. – 210 с.

109. Ящерицын П. И. Химические явления в процессе шлифования / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, А. М. Драевский // Вестник АН БССР, серия физ.-техн. наук, 1986. – № 2. – С. 43 – 48.

110. Bhateja P. C. The dressability of abrasive grinding wheels // Machinability test and Util. Mach. Data Proc. Int. Conf. Dak. Brock. Il. 1978. Metals. Pork. Ohio. – 1979. – P. 325 – 337.

111. Friemuth Th. Electro-contakt discharge dressing (ECDD) of diamond wheels / Th. Friemuth, T. Lierse // Ind Diamond Rev. – 1998. – 58. – № 577. – P. 57 – 61.

112. Gang L. Jixie gongcheng xuebao / L. Gang, Xu Janshen, P. Zemin // Chin. J. Mech. Eng. – 1992. – 28. – № 3. – S. 36 – 41.

113. Guo C. Analysis of transient temperatures in grinding / C. Guo, S. Malkin // Trans. ASME. J. Eng.Ind. – 1995. – 117. – № 4. – P. 571 – 577.

114. Guo G. Analysis of energy partition in grinding / G. Guo, S. Malkin // ASME Journal of Engineering for industry. – 1995. – 117. – P. 55 – 61.

115. Guo G. Heat transfer in grinding / G. Guo, S. Malkin // Journal of Material Processing and Manufakturing Science, 1990. – Vol. 1. – P. 16 – 27.

116. Hiroshi E. Simulationsanalyse der Verteilung der Restspannungen beim Schleifen von Metallen / E. Hiroshi, K. Kozo // Werkstatt und Betrieb. – 1986. – 119. – № 12. – S. 1019 – 1024.

117. Hongjun Xu. Nanjing hangkong hangtian daxue xuebao / Xu Hongjun, Xu Xipeng, Xu Hongchang, Zhang Jouzhen, Dong Junshu // J. Nanjing Univ. Aeron. and Astronaut. – 1994. – 26. – № 5. – P. 642 – 650.

118. Hukuzo J. Method for dressing a grinding wheel / J. Hukuzo, K. Hiroshi // Numazu kogyo koto senmon gakko kenkyu hokoku = Numazu Coll. Technol. Res. Annu. – 1994. – № 39. – P. 81 – 92.

119. Jen T.-C. A variable heat flux model of heat transfer in grinding: model development / T.-C. Jen, A. S. Lavine // Trans. ASME. J. Heat Transfer. – 1995. – 117. – № 2. – P. 473 – 478.

120. Jen T.-C. A variable heat flux model of heat transfer in grinding with boiling / T.-C. Jen, A. S. Lavine // Trans. ASME. J. Heat Transfer. – 1996. – 118. – № 2. – P. 463 – 470.

121. Jun Li Ja. Thermomechanical analytical 3D thermal/stress estimation sidewall grinding model / Li Ja Jun, Kim Jongwon, Sun Junguan, Jang Janhua // Trans. ASME. J. Manuf. Sci and Eng. – 1999. – 121. – № 3. – P. 378 – 384.

122. Kato T. Energy partition in conventional surface grinding / T. Kato, H. Fuiji // Trans. ASME. J. Manuf. Sci and Eng. – 1999. – 121. – № 3. – P. 393 – 398.

123. Kazinori N. Сэймицу koraky кайси / N. Kazinori, K. Yoshihiro, K. Yoshiaki, T. Akihiro // J. Jap. Soc. Precis. Eng. – 1991. – 57. – № 9. – S. 1661 – 1666.

124. Kozo A. In-process dressing of resin bouded diamond whell / Abe Kozo, Nobuo Yasunaga // Kikai to Kody = Tool Eng. – 1991. – 35. – № 12. – P. 49 – 54.

125. Lavine A. S. Coupled heat transfer to workpiece, wheel and fluid in grinding, and the occurrence of workpiece burn / A. S. Lavine, Jen. T.-C. // Int. J. Heat and Mass Transfer. – 1991. – Vol. 34. – № 415. – P. 983. – 992.

126. Luminita R. Considerations generales sur ses pieces de mecanigue de precision // Sci. Bull. Mech. Eng. Polytechn. Inst. Bucharest. – 1990. – 52. – № 34 – 4. – P. 63 – 68.

127. Malkin S. Energy Partition and cooling during grinding / S. Malkin, G. Guo // Proc. 3rd Int. Machining & Grinding Conf., Cineinnati, Ohio, Oct. – 4 – 7. – 1999.

128. Masahiro H. Optimization of grinding conditions with genetic algorithm / H. Masahiro, J. Akishige, Y. Tomomi, F. Juichi, U. Yoshihiro // Int. – J. Jap. Sos. Precis. Eng. – 1995. – 29. – № 2. – P. 146 – 147.

129. Nagaraj Anil P. On some aspects of wheel loading / Anil P. Nagaraj, A. K. Ghattopadhyay // Wear. – 1989. – 135. – № 1. – P. 41 – 52.

130. Pahlitzsch A. Sellbaterregte Schwingungen als Ursache des Ratterns beim Schleifen / A. Pahlitzsch, E. O. Cuntze // Klepzig – Fachberichte. – 1964. – № 4. – P. 35 – 36.

131. Pandit S. M. Model for surface grinding based on abrasive geometry and elasticity / S. M. Pandit, G. A. Sathyanarayanar // Trans. ASME J. Rng. Ind. – 1982. – 104. – № 4. – P. 349 – 357.

132. Peklenik J. Ermittlung von geometrischen und physikalischen kenn größen für die Grundlagenforschung des Schleifens // Dissertation, TH. Aachen. – 1957. 250 s.

133. Rowe G. W. Lubrication in metal Gutting and Grinding // Philosophical Magazine, Pt. A. – 1981. – Vol. 43. – № 3. – P. 567 – 585.

134. Sakakura M. Nihon kikai gakkai ronbunshu / M. Sakakura, I. Inasaki // C = Trans. Jap. Soc. Mech. Eng. C. – 1995. – 61. – № 585. – P. 2000 – 2005.

135. Seihi M. Сэймицу koraky кайси / M. Seihi, Sh. Katsuo, K. Tsunemoto // J. Jap. Soc. Precis. Eng. – 1988. – 54. – № 4. – S. 743 – 748.

136. Shi Z. Wear of Electroplated CBN Grinding Wheels / Z. Sci, S. Malkin // Journal of manufacturing science and enginneering. – 2006. – № 1. – P. 110 – 118.

137. Tomio M. Сэймицу koraky кайси / M. Tomio, J. Hisatako, M. Hiroshi, S. Akira // J. Jap. Precis. Eng. – 1990. – 56. – № 9. – S. 1692 – 1697.

138. Tőnshoff H. K. Optimierregelung fur das Innenrundschleifen / H. K. Tőnshoff, A. Walter, H. Hinkenhuis // VDI-Z: Integr. Prod. – 1996. – 138. – № 1 – 2. – P. 146 – 147.

139. Turnovec Я. Brousici Materialy na basi $Al_2O_3 – \varphi_n$: Skláž a Keramik. – 1973. – № 1. – S. 22 – 23.

140. Versteeg H.K. An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method / H.K. Versteeg, W. Malalaseker // Longman Scientific & Technical. – 1995.

141. Wear mechanisms of ABN abrasive // Industrial Diamond Review. – 1984. – № 1. – P. 34 – 36.

142. Weck U. Auswirkungen des statischen und dynamischen Maschinen – ver haltens und der Schnittbedingungen auf den Prozeβverlauf beim Schleifen / U. Weck, W. Folkerts // VDI – Ber. – 1992. – № 957. – S. 229 – 314.

143. Wilfried K. Expertensystems GRINDEX / K. Wilfried, K. Markus // VDI – Zeitschrift. – 1990. – 132. – № 9. – P. 95 – 96.

144. Yamaguchi K. Grinding with directionally aligned sic whisker wheel-loading-free grinding / K. Yamaguchi, I. Horaguchi, J. Sato // Precis Eng. – 1998. – 22. – № 2. – S. 59 – 65.

Научное издание

ХУДОБИН Леонид Викторович
УНЯНИН Александр Николаевич

МИНИМИЗАЦИЯ ЗАСАЛИВАНИЯ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ

Подписано в печать 01.02.2007. Формат 60×84/16.
Бумага офсетная. Усл. печ. л. 17,44.
Тираж 120 экз. Заказ

Ульяновский государственный технический университет
432027, г. Ульяновск, ул. Сев. Венец, д. 32.
Типография УлГТУ, 432027, г. Ульяновск, ул. Сев. Венец, д. 32.