Министерство образования Российской Федерации
Самарский научный центр Российской Академии наук

Д.Л. Скуратов, В.Н. Трусов

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ДЕТАЛЕЙ ГТД

Самара 2002

УДК 621.9.01

Р е ц е н з е н т
доктор технических наук, профессор **Ф.И. Демин**

Скуратов Д.Л., Трусов В.Н.

Определение рациональных условий обработки при производстве деталей ГТД. – Самара: Самарский научный центр РАН, 2002. – 152 с.: ил.

ISBN

В книге приведены материалы, показывающие целесообразность применения структурно-параметрической оптимизации при проектировании окончательных операций технологических процессов изготовления деталей ГТД с использованием ограничений, полученных на основе изучения кинетики тепловых процессов.

Представлена структурно-параметрическая модель механической обработки цилиндрических поверхностей на окончательных операциях изготовления деталей на основе, которой создана математическая модель, состоящая из двух независимых модулей, описывающих процессы точения и растачивания и круглого наружного и внутреннего шлифования заготовок, и позволяющая определить наивыгоднейшие условия обработки.

Приведено аналитическое решение задачи по расчету пространственно-временного температурного поля в заготовках при различных видах шлифования кругами произвольной конструкции, с учетом конвективного теплообмена обрабатываемой поверхности с окружающей средой, а также результаты теоретических и экспериментальных исследований тепловых явлений и динамики процесса при круглом шлифовании.

Книга предназначена для инженерно-технических и научных работников промышленных предприятий и научно-исследовательских учреждений и может использоваться в качестве учебного пособия для студентов машиностроительных специальностей.

УДК 621.9.01

Без объявления
ISBN

© Самарский научный центр РАН, 2002 г.
© Скуратов Д.Л., Трусов В.Н., 2002 г.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение ……..……..…..6

Глава **1. ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПРИЧИНЫ, ВЫЗЫВАЮЩИЕ НЕОБХОДИМОСТЬ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД**..……8

1.1. Производственно-технологические причины отказов ГТД и возможные пути повышения их надежности……8

1.2. Особенности существующих тенденций изменения физико-механических свойств конструкционных и инструментальных материалов, используемых при производстве ГТД……..……...11

1.3. Анализ изменения припусков на операциях механической обработки……..……...……17

1.4. Пути совершенствования технологических процессов

изготовления деталей.....20

Глава **2**. **АНАЛИЗ СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ В ОБЛАСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ**.....22

2.1. Существующие направления оптимизации технологических процессов 22

2.2. Математические модели управления процессами механической обработки и методы реализации этих моделей 25

Глава **3**. **РАЗРАБОТКА МЕТОДОЛОГИИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ НА ОКОНЧАТЕЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ПОЛУЧАЕМЫХ МЕТОДОМ ПРОДОЛЬНОЙ ПОДАЧИ ИНСТРУМЕНТА**.....29

3.1. Построение структурно-параметрической модели механической обработки цилиндрических поверхностей на окончательных операциях изготовления деталей.....30

3.2. Выбор целевой функции и технических ограничений.....33

3.2.1. Выбор технических ограничений при продольном точении и растачивании заготовок 35

3.2.2. Выбор технических ограничений при круглом

5

наружном и внутреннем шлифовании заготовок методом продольной подачи 41

3.3. Построение и анализ математической модели для определения рациональных условий резания на окончательных операциях механической обработки заготовок.....58

3.3.1. Математическая модель для определения рациональных условий обработки при точении и растачивании.....59

3.3.2. Математическая модель для определения рациональных условий обработки при круглом наружном и внутреннем шлифовании.....61

3.4. Пример определения рациональных условий резания 64

Глава **4**. **ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИКИ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ШЛИФОВАНИИ**.....67

4.1. Современное состояние теоретических и экспериментальных исследований тепловых явлений.....67

4.2. Решение задачи по расчету температурного поля в обрабатываемых заготовках при различных видах шлифования кругами произвольной конструкции.....74

4.2.1. Оценка глубины проникновения температурных возмущений при периодическом действии теплового источника и охлаждения.....74

4.2.2. Постановка задачи.....79

4.2.3. Приведение задачи к безразмерному виду……....83
4.2.4. Построение фундаментального решения сопряженного оператора уравнения теплопроводности для движущейся среды……84
4.2.5. Основное интегральное тождество метода граничных элементов……...……86
4.2.6. Решение задачи методом граничных элементов……88
4.3. Теоретическое и экспериментальное исследование тепловых процессов при различных видах шлифования кругами произвольной конструкции……..90
4.3.1. Теоретическое исследование температурного поля в обрабатываемых заготовках……90
4.3.2. Установка для моделирования быстропротекающих тепловых процессов при шлифовании……...94
4.3.3. Метастабильные диаграммы состояния материалов……..……101
4.3.4. Экспериментальное исследование среднеконтактной температуры при шлифовании..105

Глава **5.** **ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА КРУГЛОГО ШЛИФОВАНИЯ**……...……..123

5.1. Исследование составляющих силы и мощности резания……123
5.2. Исследование энергоемкости процесса……...130

Глава **6.** **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИИ**

АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ ОБРАЗЦОВ ПОСЛЕ ШЛИФОВАНИЯ……..135

6.1. Результаты испытания образцов на многоцикловую усталость……..……...……135
6.2. Результаты испытания образцов на малоцикловую усталость……..……...139

Заключение ……..……..……142

Список литературы...……..……..148

ВВЕДЕНИЕ

Совершенствование и дальнейшее развитие авиационной техники и, в частности, газотурбинных двигателей во многом связано с появлением новых сталей и сплавов, обладающих с одной стороны высокой жаростойкостью и жаропрочностью, а с другой стороны сложностью обработки резанием. Вместе с тем, несмотря на уменьшение операционных припусков, связанное с использованием в производстве ГТД высокоточных методов изготовления заготовок, процессы механической обработки по своей производительности, гибкости, экономичности, качеству и точности получаемых деталей в настоящее время преобладают над другими способами обработки.

Одним из наиболее перспективных направлений повышения производительности и качества изготовления деталей является применение структурно-параметрической оптимизации при проектировании технологических процессов их изготовления, то есть определение рациональных условий обработки для каждой операции. Определение рациональных условий обработки должно базироваться на выборе наивыгоднейшей совокупности управляющих параметров, в число которых входят: вид механической обработки, конструкция инструмента, марка инструментального материала или характеристика инструмента, режим резания и другие параметры.

В данной работе на основе результатов теоретико-экспериментальных исследований предпринята попытка реализовать структурно-параметрическую оптимизацию на окончательных операциях изготовления деталей, а именно сопоставить процессы чистового точения и растачивания и круглого наружного и внутреннего шлифования цилиндрических поверхностей, получаемых методом продольной подачи инструмента. Сопоставление вышеуказанных процессов механической обработки

при различных вариантах управляющих параметров позволяет определить наилучший способ окончательного формообразования поверхности и рациональные условия обработки им. При этом на этапе структурно-параметрической оптимизации использованы результаты исследования кинетики тепловых процессов, в частности при шлифовании, и метастабильные диаграммы состояния материалов, что позволяет при проектировании окончательных операций технологических процессов изготовления деталей назначить режимы обработки, исключающие возможность появления шлифовочных прижогов и трещин на обрабатываемых поверхностях.

Авторы выражают искреннюю благодарность доценту кафедры механической обработки материалов Самарского государственного аэрокосмического университета, к.т.н. Лепилину В.И. за оказанную помощь при выполнении работы.

Глава 1

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПРИЧИНЫ, ВЫЗЫВАЮЩИЕ НЕОБХОДИМОСТЬ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД

1.1. ПРОИЗВОДСТВЕННО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРИЧИНЫ ОТКАЗОВ ГТД И ВОЗМОЖНЫЕ ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ИХ НАДЕЖНОСТИ

11

Высокий уровень проектно-конструкторской разработки ГТД, хорошие результаты его экспериментальной доводки еще не гарантируют безотказной работы в эксплуатации, если при изготовлении двигателя не будет обеспечена его высокая надежность.

Доля отказов в эксплуатации машин различных типов по производственно-технологическим причинам составляет, по данным Акимова В.М. [5], в среднем величину, равную 35 %. Дж. Л. Маршик называет даже цифры 40...85 %. При производстве ГТД эта величина, по данным авторов работы [67], примерно равна 55 %, а по оценке Чиканова А.М. составляет около 30 %. Таким образом, в лучшем случае примерно третья часть всех отказов вызывается причинами производственного характера.

Обеспечение надежности газотурбинных двигателей при производстве связано с двумя группами вопросов. Во-первых, это вопросы совершенствования технологических процессов, в первую очередь в направлении получения высокой усталостной прочности и долговечности изготовляемых деталей, особенно за счет обеспечения требуемого состояния поверхностного слоя. Во-вторых, это вопросы повышения точности и стабильности на всех этапах процесса производства, в том числе методы контроля качества и регулирования стабильности технологических процессов.

Вопросы совершенствования технологических процессов в направлении повышения прочностных характеристик деталей актуальны для газотурбинных двигателей в связи с тем, что значительная часть отказов ГТД связана с поломками высоконагруженных элементов конструкции.

Разные типы отказов - досрочный съем двигателя (д.с.д.), отказ устраняемый в эксплуатации (о.у.э.) , отказ ведущий к невыполнению задания (о.н.з.), по разному распределяются среди элементов двигателя. Например, картина для отказов, приводящих к досрочному съему безредукторных ГТД, приведена в табл. 1.1 [5]. Среди этих отказов, как видно из табл. 1.1, главную долю составляют отказы компрессоров, турбин, систем смазки и подшипников.

Таблица 1.1

Примерное распределение отказов, вызывающих досрочный съем двигателя, для нескольких типов ТРДД и ТРДФ

Компрессор	10…60%
Турбина	3…20%
Система смазки, узлы подшипников	3…14%
Система регулирования и топливопитания	0…13%
Приводы агрегатов	0…10%
Камера сгорания (основная)	1…9%

В двигателях с редукторами, например, ТВД, значительный процент д.с.д. (до 30 % и даже выше) определяется отказами элементов редукторов, в частности, выкрашиванием поверхностей зубьев зубчатых колес силовых редукторов ГТД и коробок приводов агрегатов. Выкрашивания зубьев чаще всего вызываются монтажными или технологическими (в процессе изготовления деталей) перекосами сопряженных деталей редукторов, а также шлифовочными прижогами поверхностей зубьев.

При рассмотрении суммарного потока отказов их основная доля связана с отказами системы регулирования и топливопитания. В табл. 1.2 приведено распределение всех видов отказов для нескольких типов ТРДД и ТРДФ [5].

Таблица 1.2

Примерное распределение всех видов отказов для нескольких типов ТРДД и ТРДФ

Система регулирования и топливопитания	15...53%

Система смазки, подшипниковые узлы	1,5...28,5%
Система запуска	2...20%
Компрессор	2...16%

Отказы элементов системы регулирования и топливопитания весьма разнообразны как по причинам, так и по их последствиям. Причем большая часть отказов зависит от надежности элементов системы, которая в свою очередь определяется совершенством технологического процесса и, в частности, влиянием процесса механической обработки на точность изготовления деталей и состояние поверхностного слоя [46, 49].

Отказы узлов опор, системы смазки составляют значительную часть всех отказов ГТД. Некоторые из этих отказов достаточно опасны, например, разрушения подшипников. Причинами отказа может служить разрушение сепараторов, выкрашивание дорожек колец подшипника вследствие наличия шлифовочных прижогов и т.д. Такого рода отказы сразу проявляются в процессе работы двигателя (по росту температуры масла, вибрациям, показаниям сигнализатора стружки в масле) и требуют немедленного выключения двигателя.

Важным направлением в повышении точности и стабильности технологических процессов изготовления деталей ГТД является применение технологических запасов, которые призваны обеспечивать гарантированное получение в процессе производства заданных значений конструктивных параметров. Достигаются технологические запасы назначением производственных допусков, меньших, чем конструктивные допуски, и таким проектированием технологических процессов, при котором между возможным с учетом всех производственных погрешностей отклонением конструктивного параметра и его регламентированным значением оставался бы некоторый запас. В связи с возможными неточностями контроля, не всегда контролируемым снижением точности оборудования желатель-

ность технологических запасов очевидна. Однако здесь должен иметь место разумный компромисс между ограниченными технологическими возможностями производства и обеспечением его экономичности. Технологические запасы следует давать на наиболее важные геометрические параметры, отклонение которых за границы поля допуска влияет на надежность двигателя.

Таким образом, исходя из вышеизложенного, главной задачей любого технологического процесса является высокопроизводительное изготовление деталей требуемого уровня качества, то есть таких, заданная точность, шероховатость и состояние поверхностного слоя которых стабильно отвечают техническим требованиям, а это во многом определяется назначением наилучшего способа и рациональных условий обработки, особенно на окончательных операциях.

Однако наблюдающееся усложнение газотурбинных двигателей делает решение задач обеспечения надежности ГТД все более трудным, так как получение определенного уровня надежности изделия конкретного назначения обязательно при любом уровне его сложности, независимо от трудности обработки используемых при его изготовлении конструкционных материалов.

1.2. ОСОБЕННОСТИ СУЩЕСТВУЮЩИХ ТЕНДЕНЦИЙ ИЗМЕНЕНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОНСТРУКЦИОННЫХ И ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ГТД

Теоретико-экспериментальные исследования, проведенные на этапе создания первых газотурбинных двигателей, показали, что повышение температуры рабочих газов всего на 30-50 °С позволяло увеличить на 10-15 % тягу двигателя без увеличения расхода топлива [30]. Поэтому совер-

шенствование и дальнейшее развитие ГТД осуществлялось в направлении повышения давления и температуры рабочего тела, а это стало во многом возможным за счет разработки и использования при их изготовлении новых жаростойких и жаропрочных материалов. В двигателях шестого поколения предполагается за счет использования новых материалов довести степень повышения давления газов в компрессоре до 40…60, а максимальную температуру газов перед турбиной до 2000…2100 К.

Достаточно убедительным подтверждением справедливости вышеизложенного могут стать схожие характеры изменения некоторых основных газодинамических параметров отечественных авиационных ГТД и прочностных характеристик конструкционных материалов, используемых при производстве этих ГТД, по годам.

На рис. 1.1 показано изменение степени повышения давления газов в компрессоре $\pi_{\text{к. взл}}$, а на рис. 1.2 изменение максимальной температуры газов перед турбиной $T_{\text{г max}}$ (рис. 1.2*а*) и температуры газов перед турбиной на взлетном режиме $T_{\text{г. взл}}$ (рис. 1.2*б*) по годам у некоторых отечественных газотурбинных

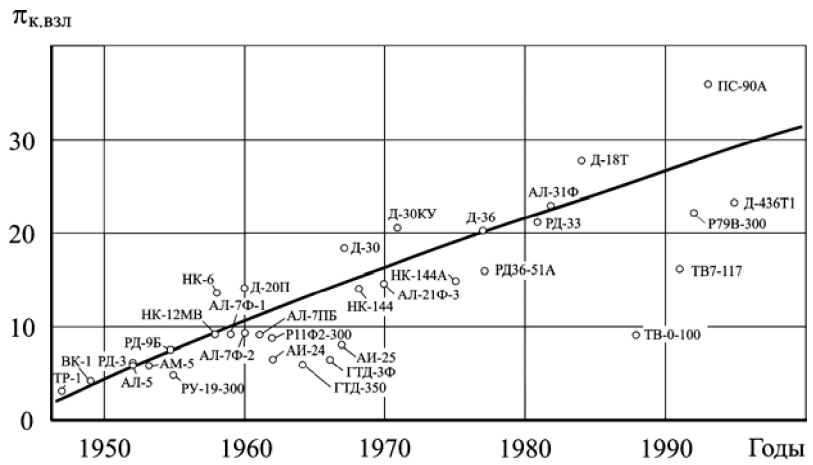
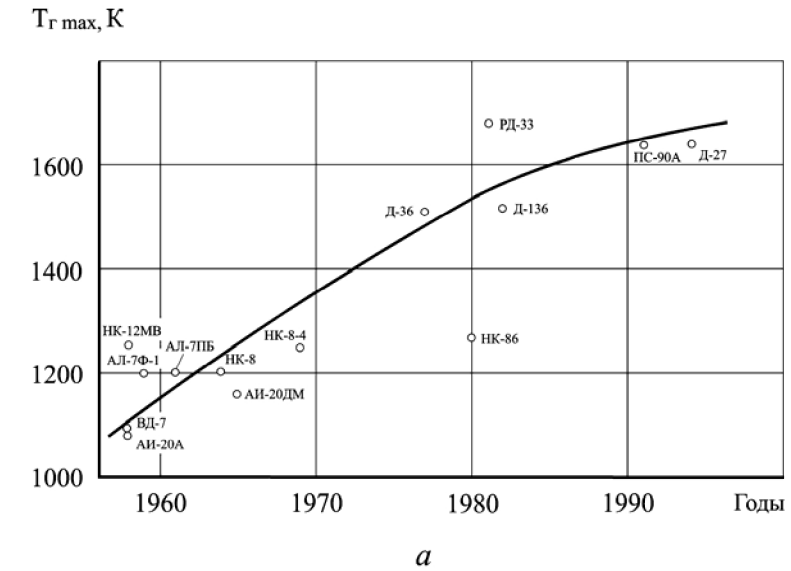


Рис. 1.1. Изменение степени повышения давления газов в компрессоре авиационных газотурбинных двигателей



а

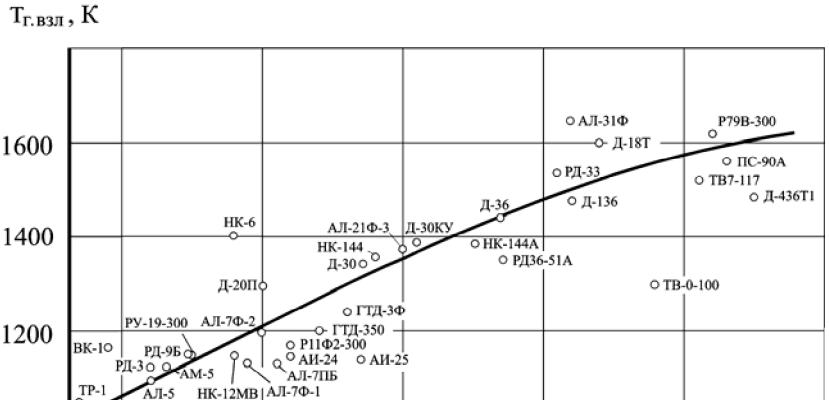


Рис. 1.2. Изменение максимальной температуры газов перед турбиной (*а*) и температуры газов перед турбиной на взлетном режиме (*б*) авиационных газотурбинных двигателей

двигателей. Как видно из рис. 1.1 и 1.2, за последние 50 лет величина $\pi_{\text{к. взл}}$ возросла примерно в 8 раз, а значение $T_{\text{г max}}$ в среднем в 1,6 раза.

За такой же период времени предел прочности $\sigma_в$ и условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, например, у жаростойких и жаропрочных деформируемых и литейных сплавов на никелевой основе (рис. 1.3) увеличились в среднем в 1,55…1,8 раза, а эти же самые механические свойства у титановых сплавов (рис. 1.4) возросли в 2,4…2,6 раза.

Так, например, пределы прочности на растяжение у современных отечественных жаропрочных никелевых сплавов ЭП962П, ЭИ975П и зарубежных Рене88, Рене95 находятся в диапазоне от 1500 до 1650 МПа. Пределы прочности титановых сплавов ВТ19, ВТ28, ВТ30, ВТ32 и ВТ35 после закалки и старения составляют порядка 1400…1600 МПа. Существуют жаропрочные сплавы [MAR-M200(DS), TRW-NASA VIA], у которых условный предел текучести при повышенных температурах больше, чем при нормальной температуре [86].

Современная теория жаропрочности – коллективное творение. В ее создании немалая роль принадлежит и российским ученым: А.А. Бочвару, С.Т. Кишкину, И.И. Корнилову, Г.В. Курдюмову, И.А. Одингу, М.В. Приданцеву и др.

Значительное повышение $\sigma_в$ и $\sigma_{0,2}$ у конструкционных материалов привело к необходимости создания инструментальных материалов с более высокими значениями предела прочности на изгиб. За последние 50 лет предел прочности на изгиб $\sigma_и$ быстрорежущих сталей возрос примерно на 33 %

(рис. 1.5*а*), а твердых сплавов на 30…40 % (рис. 1.6*а*), в то же время их твердость увеличилась соответственно всего лишь на 8 % (рис. 1.5*б*) и 3 % (рис. 1.6*б*).

Более интенсивное увеличение прочности конструкционных материалов по сравнению с инструментальными материалами приводит к снижению режущей способности лезвийного инструмента и, как следствие, к снижению производительности на операциях лезвийной обработки. Поэтому в современных

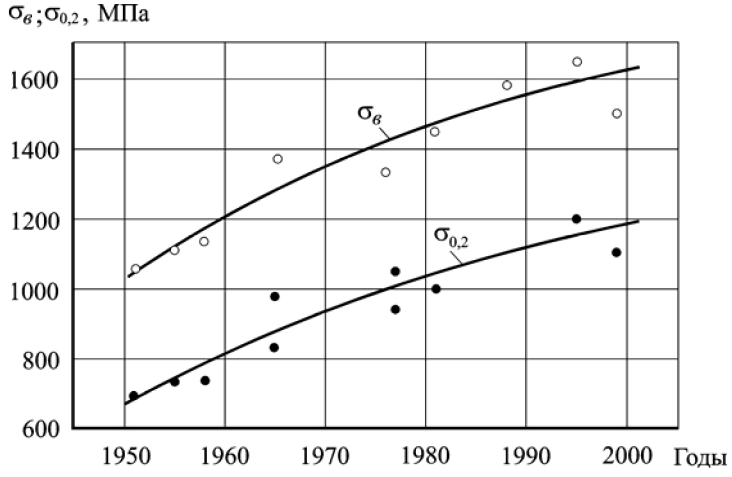


Рис. 1.3. Изменение предела прочности и условного предела текучести у жаростойких и жаропрочных деформируемых и литейных сплавов на никелевой основе

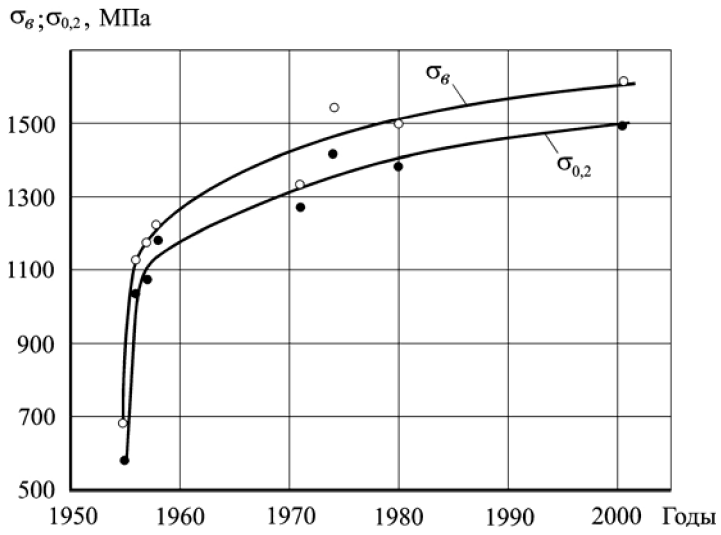


Рис. 1.4. Изменение предела прочности и условного предела текучести у титановых сплавов

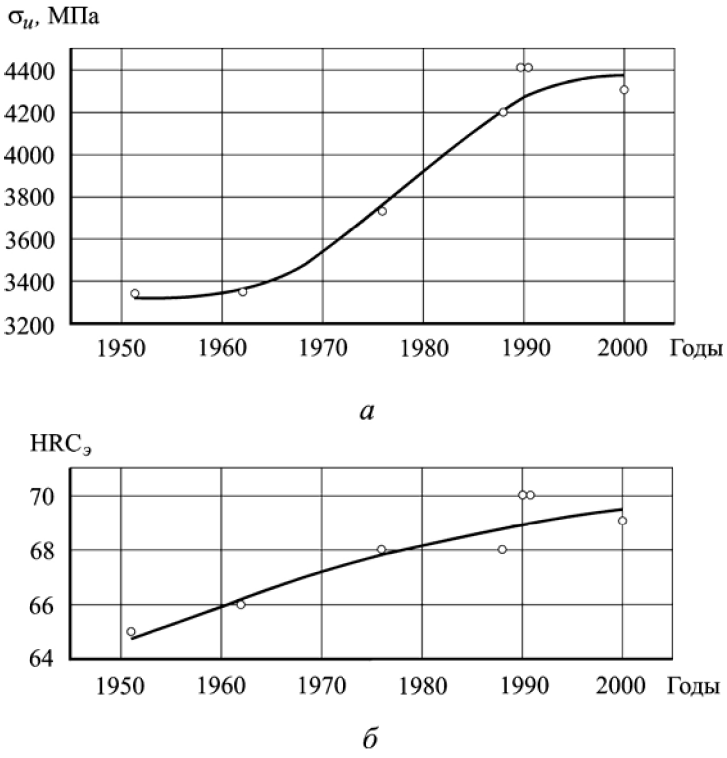


Рис. 1.5. Изменение предела прочности на изгиб (*а*) и

твердости (*б*) у быстрорежущих сталей

условиях в значительной мере возрастает роль процессов абразивной обработки. Это обусловлено тем, что, несмотря на имеющие место тенденции изменения механических свойств конструкционных и инструментальных материалов, микротвердость абразивных материалов до настоящего времени в среднем на порядок превышает микротвердость любого конструкционного материала. Причем во внимание не принимаются сверхтвердые синтетические материалы и природные алмазы, микротвердость которых составляет 92500…100000 МПа. Кроме того, температурная граница потери абразивных свойств, например, у инструмента из карбида кремния и электрокорунда составляет, соответственно, 1300…1400 °С и 1700…1800 °С, что значительно выше, чем теплостойкость у быстрорежущего (620…720 °С) и твердосплавного (800…1000 °С) инструмента.

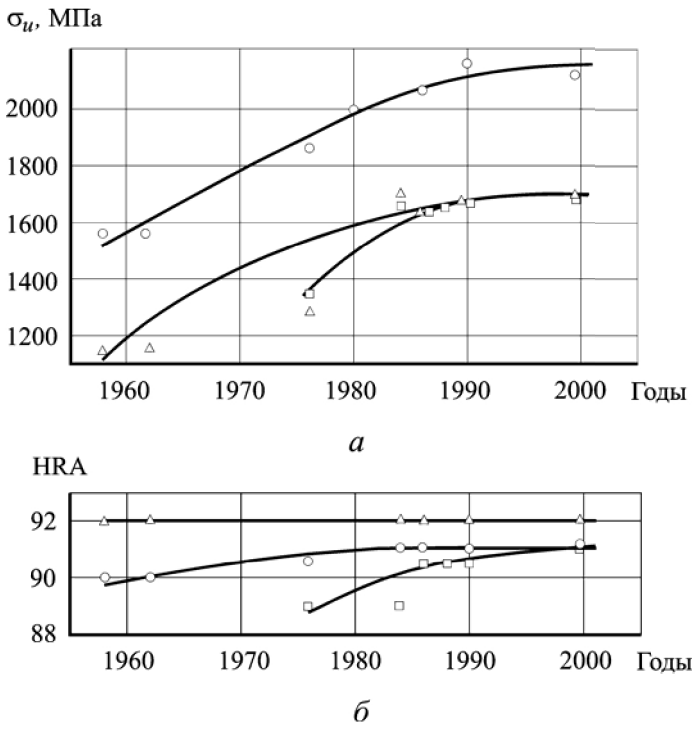


Рис. 1.6. Изменение предела прочности на изгиб (*а*) и твердости (б) у твердых сплавов вольфрамовой (ВК), титановольфрамовой (ТК)

и титанотанталовольфрамовой (ТТК) групп:
—○— ВК; —△— ТК; —□— ТТК

1.3. АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЯ ПРИПУСКОВ НА ОПЕРАЦИЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Наблюдаемые тенденции изменения механических свойств конструкционных и инструментальных материалов негативно сказались на процессах лезвийной обработки и привели к уменьшению размерной стойкости режущего инструмента. В то же время более интенсивное повышение прочностных характеристик конструкционных материалов по сравнению с инструментальными вызвало необходимость уменьшения операционных припусков на обработку, что вынужденно привело к повышению точности изготовления исходных заготовок.

Анализ литературных данных показал, что за последние 40 лет величины припусков на операции чистового точения и растачивания уменьшились в среднем на 45 %, а на операции круглого шлифования примерно на 30 %.

Более интенсивное снижение припусков на окончательные операции токарной обработки по сравнению с операциями круглого шлифования обусловлено, по всей видимости, традиционно большим уровнем завышенности величин припусков на операции лезвийной обработки. Назначение необоснованно высоких припусков на операции механической обработки при проектировании технологических процессов изготовления деталей, связано, по-видимому, с тем, что их величины, как правило, определяются не на основе расчета, а нормативным методом.

Анализ конструкторской и технологической документации многих газотурбинных двигателей показал, что у большинства сопрягаемых поверхностей деталей размеры выполняются по 6…9 квали-

тетам точности. Причем заданная точность размеров может быть достигнута, как на операциях тонкого и чистового точения и растачивания, так и круглого наружного и внутреннего шлифования.

Как следует из нормативно-справочной литературы, припуски на операции чистового точения и растачивания и круглого наружного и внутреннего шлифования при определенных условиях обработки становятся соизмеримыми. В табл. 1.3 приведены значения минимальной глубины резания t_{min} при чистовой обработке деталей резцами из быстрорежущих сталей и твердых сплавов, а в табл. 1.4 припуски на операции круглого наружного шлифования при обработке деталей в центрах. Как видно из табл. 1.3 и 1.4, при выполнении диаметральных размеров обрабатываемых поверхностей по 8, 9 квалитетам точности и протяженностью этих поверхностей до 300 мм припуски на операции чистовой токарной обработки ($\Delta = 2t_{min}$) и шлифования практически не отличаются. Поэтому возникает необходимость выбора рационального вида обработки, который позволит обеспечить наибольшую производительность и требуемое качество обработки.

Таблица 1.3

Глубина резания при чистовой обработке деталей резцами из быстрорежущих сталей и твердых сплавов в зависимости от требований, предъявляемых к точности обработки [44]

Диаметр заготовки $D_з$, мм	Глубина резания t_{min} (мм) для квалитета детали (заготовки)				
	12(14)	11(13)	10(12)	9(11)	8(10)
18	0,81	0,55	0,36	0,22	0,15
50	1,2	0,79	0,52	0,32	0,19
120	1,6	1,1	0,71	0,44	0,26

250	2,1	1,4	0,92	0,57	0,34
400	2,5	1,7	1,1	0,68	-
630	2,9	2,0	1,3	0,80	-
1000	3,5	2,3	1,5	-	-
1600	4,1	2,8	-	-	-

Таблица 1.4

Припуски на круглое шлифование в центрах, мм [26]

Диаметр детали, мм	Длина детали, мм					
	До 100	100-300	300-500	500-700	700-1300	1300-2000
6-10	0,25 / 0,3	0,3 / 0,35	0,35 / 0,4	–	–	–
10-18	0,3 / 0,35	0,35 / 0,4	0,4 / 0,45	–	–	–
18-30	0,35 / 0,4	0,4 / 0,45	0,45 / 0,5	–	–	–
30-50	0,4 / 0,4	0,45 / 0,45	0,5 / 0,5	0,55 / 0,55	0,6 / 0,6	–

Окончание табл. 1.4

Диаметр детали, мм	Длина детали, мм					
	До 100	100-300	300-500	500-700	700-1300	1300-2000
50-80	0,45 / 0,45	0,5 / 0,5	0,55 / 0,55	0,6 / 0,6	0,65 / 0,7	0,7 / 0,75
80-120	0,5 / 0,6	0,55 / 0,65	0,6 / 0,7	0,65 / 0,75	0,7 / 0,8	0,75 / 0,85
120-180	0,6 / 0,65	0,6 / 0,7	0,65 / 0,75	0,7 / 0,8	0,8 / 0,9	0,8 / 0,9
180-260	0,7 / 0,8	0,7 / 0,8	0,7 / 0,85	0,75 / 0,85	0,8 / 0,9	0,85 / 0,95
260-360	0,8 / 0,85	0,8 / 0,85	0,8 / 0,9	0,85 / 0,95	0,9 / 1,0	0,95 / 1,05
Примечание. В числителе указан припуск для незакаленных деталей, в знаменателе - для закаленных						

1.4. ПУТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ

При создании современных газотурбинных двигателей все очевиднее проявляется тенденция решать конструкторские и технологические задачи на стадии проектирования двигателя, так как количество изделий, отведенных на доводку, не должно превышать двух, а доводка должна осуществляться в сжатые сроки. Только в этом случае возможно создание конкурентноспособного на внутреннем и мировом рынках двигателя.

Существующая специфика производства газотурбинных двигателей, а именно: широкое использование жаростойких и жаропрочных сталей и сплавов и титановых сплавов, обеспечение высокой точности деталей при малых припусках на обработку, повышенные требования к микрогеометрии и физико-химическому состоянию поверхностного слоя [67] – требует создания оптимального технологического процесса изготовления на каждую из комплектующих деталей. Эта задача может быть решена всесторонним и тщательным анализом технологических операций с целью определения наиболее рационального метода и условий обработки для каждой из них, то есть она должна решаться на основе использования структурно-параметрической оптимизации. Причем в первую очередь ее необходимо осуществлять на окончательных операциях, которые обеспечивают заданные технические требования к деталям.

Необходимость и перспективность использования структурно-параметрической оптимизации механической обработки при проектировании технологических процессов изготовления деталей ГТД доказывает тот факт, что трудоемкость обработки резанием составляет 50 % от общей трудоемкости изготовления газотурбинных двигателей [67].

Глава 2

АНАЛИЗ СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ В ОБЛАСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

2.1. СУЩЕСТВУЮЩИЕ НАПРАВЛЕНИЯ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Применительно к операциям механической обработки деталей в основном рассматривают два вида задач оптимизации: структурную и параметрическую [33, 72, 96]. Структурная оптимизация заключается в построении последовательности операций технологического процесса, обеспечивающей, как правило, минимум его себестоимости. При параметрической оптимизации определяются рациональные условия резания на рассматриваемой операции технологического процесса, обеспечивающие экстремальное значение выбранного критерия оптимальности при выполнении технических ограничений, налагаемых на систему. Однако построение оптимального технологического процесса изготовления детали возможно только на основе структурно-параметрической оптимизации, то есть комплексного рассмотрения каждого этапа механической обработки, с последующим определением наиболее приемлемого вида обработки, режима резания, характеристики инструмента и других управляемых параметров оптимизации.

Осуществление структурно-параметрической оптимизации для всего технологического процесса является очень сложной задачей, что связано с необходимостью создания математических моделей

с большим числом управляемых параметров для всех возможных вариантов обработки. В реальных технологических процессах механической обработки сначала, как правило, решается вопрос структурной оптимизации [2, 33, 54], а затем, при наличии математических моделей, параметрической оптимизации. При этом на проектирование технологического процесса, как показывает опыт, немалое влияние оказывает субъективный фактор, то есть личный опыт технолога. Однако следует иметь в виду, что на окончательных операциях механической обработки поверхностей деталей обеспечивается заданная точность обработки, шероховатость поверхности, формируется требуемое состояние поверхностного слоя. Поэтому особенно важно, чтобы выбор вида обработки в этих случаях производился не только исходя из максимальной производительности, но и стабильного обеспечения технических требований, предъявляемых к обрабатываемой поверхности. Стабильное обеспечение технических требований, как показывает производственный опыт, возможно лишь при внесении в процесс изготовления детали заданного уровня технологических запасов (см. 1.1). Особенно это относится к изделиям авиапромышленного комплекса и авиационным двигателям в частности.

Таким образом, применение структурно-параметрической оптимизации на этапе проектирования технологических процессов изготовления деталей с одной стороны обеспечивает сокращение трудоемкости их изготовления, а с другой стороны повышение надежности деталей при производстве и, следовательно, надежности изделий в целом.

Наиболее часто на окончательных операциях обработки цилиндрических поверхностей деталей авиационных двигателей используются процессы чистового и тонкого точения и растачивания, а также круглого наружного и внутреннего шлифования. В связи с этим, на стадии проектирования технологических процессов, когда цилиндрические поверхности деталей изготавливаются с размерами, выполняемыми по 6…9 квалитетам точности (см. 1.3), реально возникает необходимость в сопоставлении вышеуказанных процессов, то есть структурно-параметрическая оптимизация окончательного этапа обработки.

Как показал анализ литературы, наибольшее количество работ посвящено исследованию параметрической оптимизации. В частности, в работах [8, 11, 12, 28, 36, 53-55, 71-73, 96 и др.] рассматриваются вопросы определения оптимальных условий обработки при точении и растачивании заготовок, а в работах [1, 25, 32, 40, 42, 45, 47, 48, 95, 99], соответственно, при шлифовании. Причем в качестве параметров, подлежащих оптимизации, использовались управляемые параметры [72], то есть марка инструментального материала или характеристика шлифовального круга, конструкция и геометрия режущего инструмента, модель станка, режим обработки, состав, способ и интенсивность подачи смазывающе-охлаждающего технологического средства и т.д.

В меньшей степени исследованы вопросы структурной оптимизации, применяемой при проектировании технологических процессов [2, 33, 54, 69, 96].

Вопросы же структурно-параметрической оптимизации, должной быть основой современного проектирования технологических процессов изготовления деталей, в литературе освещены очень слабо, что обусловлено их большой сложностью. Причем это относится как к проектированию технологических процессов в целом, так и отдельных их этапов. Так в работе [96] структурно-параметрическая оптимизация рассматривается в качестве перспективы проектирования технологических процессов, а в работах [2, 33] говорится лишь о необходимости ее проведения. Из всех известных нам работ только в работах [54, 74, 75, 90] авторы в большей или меньшей степени уделили внимание рассмотрению вопроса структурно-параметрической оптимизации.

Например, В.В. Щвец [90] сравнил методы обработки с точки зрения энергетических затрат, необходимых для съема единицы объема металла. Однако, как следует из данных работы [54], более энергоемкий метод обработки не всегда является худшим с точки зрения обеспечения надлежащего состояния поверхностного слоя. В работе [54] предлагается в целях автоматизации выбора метода обработки использовать специальные паспорта, характеризующие каждый конкретный метод обработки. По мнению авторов работы [54], разнообразие и полнота информации, включаемой в паспорт

метода обработки, предоставляет возможность решать различные по характеру задачи, возникающие при проектировании технологических процессов с использованием автоматизированного банка данных и САПР.

Наибольший интерес с точки зрения обеспечения структурно-параметрической оптимизации при проектировании технологических процессов изготовления деталей представляют данные, изложенные в работах [74, 75]. В этих работах А.Г. Сусловым представлена структурная схема задачи технолога в плане осуществления структурно-параметрической оптимизации для каждой из операций существующего или вновь создаваемого технологического процесса, а также показаны конкретные результаты структурно-параметрической оптимизации при окончательной обработке цилиндрической поверхности роликов из стали 45 (48 HRC). Как следует из работы [74], алмазное точение обеспечивает большую производительность по сравнению с магнитно-абразивной обработкой при заданном техническом ограничении в виде параметра шероховатости поверхности.

Учитывая перспективность структурно-параметрической оптимизации и имеющийся положительный опыт применения в производстве, что следует из приведенных выше материалов, возникает необходимость в совершенствовании приёмов и методов ее использования, как на окончательных этапах механической обработки поверхностей, так и при проектировании технологических процессов изготовления деталей в целом.

2.2. МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССАМИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ И МЕТОДЫ РЕАЛИЗАЦИИ ЭТИХ МОДЕЛЕЙ

Управление процессами резания при механической обработке согласно классификации, приведенной в работе [72], может быть представлено в виде моделей адаптивного управления [72, 73], детерминированной [1, 42, 45, 53, 54, 56, 72, 73, 99] и статистической [72, 73] оптимизации, нестационарной модели процесса [72, 73] и многокритериальной модели [8, 28, 72] принятия сложных решений.

Адаптивное управление процессом механической обработки детали на станке может быть реализовано на основе использования моделей, описывающих упругие перемещения в системе СПИД, физико-механическое состояние поверхностного слоя, изнашивание лезвийного или потерю режущей способности абразивного инструмента и т.д. [73]. В ходе реализации адаптивного управления в явном виде не учитывается действие систематических возмущающих параметров, а именно: закономерное изменение скорости резания, интенсивность износа режущего инструмента и т.д. Основной задачей адаптивного управления процессом механической обработки при изготовлении детали на станке является изменение в определенное время, на расчетную величину одного или нескольких технологических параметров.

При использовании оптимизации в детерминированной постановке (модель математического программирования), когда вся исходная информация является полностью определенной и не учитывается действие систематических и случайных возмущающих параметров, надежность обработки резанием, по данным автора работы [72], может достигать уровня доверительной вероятности 0,5…0,6. При детерминированном подходе к оптимизации поставленная задача может быть решена методами линейного, нелинейного и целочисленного программирования.

Оптимизация в стохастической (динамической) постановке (статистическая оптимизация), когда действие возмущающих параметров учитывается априорно, позволяет назначать управляемые параметры обработки с заданным уровнем надежности. Как отмечает автор работы [72], принципиально можно обеспечить протекание процесса механической обработки с надежностью, уровень довери-

тельной вероятности которой, равен 1. Однако в этом случае существенно снижается производительность и повышается себестоимость обработки. При статистической оптимизации поставленная задача может быть решена методом стохастического программирования.

При нестационарной модели процесса резания случайные возмущающие параметры отсутствуют, учитывается действие только систематических возмущающих параметров. Задача повышения производительности и надежности в этом случае может рассматриваться как задача оптимального управления. Для ее решения могут быть использованы методы адаптивного управления и априорной оптимизации технологических параметров процессов, включая оптимизацию в детерминированной и стохастической постановках.

Задача многокритериальной (векторной) оптимизации применительно к какой-либо операции механической обработки заключается в выборе одного из нескольких возможных вариантов ее осуществления, каждый из которых включает в себя совокупность определенных условий для проведения операции. Причем условия проведения операции в принципе могут не быть оптимальными ни для одной целевой функции, но могут оказаться наиболее приемлемыми для всей их совокупности. При решении задач многокритериальной оптимизации используются методы последовательной оптимизации или методы, при использовании которых строится обобщенный критерий $F(x)$, являющийся функцией критериев оптимальности.

Как показал анализ литературных данных, из всех существующих направлений оптимизации процессов механической обработки, на практике наибольшее распространение получило направление детерминированной оптимизации [1, 42, 45, 53, 54, 56, 72, 73, 99]. Управление процессом резания на любой рассматриваемой операции при такой оптимизации осуществляется посредством определения рациональных условий обработки. При этом, полученные результаты в одинаковой степени могут быть использованы при одноинструментальной обработке, как на универсальном оборудовании, так и на станках с ЧПУ. Однако для обеспечения стабильности процесса на станках с ЧПУ негативное

влияние возмущающих параметров должно быть учтено за счет введения разумных технологических запасов.

Если при построении математической модели целевая функция и граничные условия описываются степенными функциями, то для определения рациональных условий обработки используют метод линейного программирования, в основу которого положен симплекс-метод. При использовании метода линейного программирования возможно графическое и аналитическое решение задачи. Преимуществом данного метода является его простота и наглядность, что весьма важно для использования в условиях производства.

В литературе нередко отмечается, что существующие эмпирические зависимости для расчета скорости резания, эффективной мощности, сил резания, температуры и т.д. справедливы лишь при заданных условиях в определенном диапазоне глубин, подач и скоростей резания. Утверждается также, что вышеуказанные зависимости получены путем проведения однофакторных экспериментов и в силу этого совершенно не учитывают взаимовлияние переменных технологических условий обработки (и, прежде всего, режимов резания) на степенные показатели и поправочные коэффициенты, вследствие чего значительно снижается достоверность этих зависимостей. Однако следует заметить, что большинство аналитических зависимостей для определения функциональных и выходных параметров, характеризующих процесс резания при различных видах обработки, весьма громоздки и содержат очень большое количество входных параметров, как правило, полученных экспериментальным путем. Поэтому достоверность, рассчитанных по этим зависимостям искомых величин, нередко значительно ниже, чем при использовании эмпирических зависимостей. Кроме того, следует отметить, что существующие и используемые в настоящее время общемашиностроительные нормативы по режимам резания получены на основании использования эмпирических, а не аналитических зависимостей для расчета функциональных параметров (стойкости инструмента, силы и температура резания, и т.д.).

Таким образом, для решения задач структурно-параметрической оптимизации на стадии проектирования новых и совершенствования существующих технологических процессов, в частности, на окончательных операциях механической обработки с успехом может использоваться оптимизация в детерминированной постановке.

Глава 3

РАЗРАБОТКА МЕТОДОЛОГИИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ НА ОКОНЧАТЕЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ПОЛУЧАЕМЫХ МЕТОДОМ ПРОДОЛЬНОЙ ПОДАЧИ ИНСТРУМЕНТА

Постоянное усложнение газотурбинных двигателей, в частности, связанное с повышением основных параметров цикла – температуры и давления рабочего тела, и в связи с этим наблюдающееся возрастание прочностных и снижение теплофизических характеристик новых конструкционных материалов, а также уменьшение операционных припусков, делает операции чистового точения и шлифования вполне сопоставимыми. Особенно это относится к тем случаям, когда допуски на операционные размеры выполняются по точным квалитетам. Однако, как показал анализ литературных данных (см. гл. 1), в большинстве известных методик, разработанных для оптимизации процессов механической обработки, вид обработки является определяющим параметром, не подлежащим изменению при проектировании технологического процесса. То есть имеющиеся методики позволяют осуществить параметрическую оптимизацию.

Таким образом, на стадии проектирования технологического процесса преобладающее значение при выборе вида обработки на той или иной операции имеет личный опыт технолога. Вместе с тем, определение рациональных условий для выполнения операции механической обработки должно быть научно-обоснованным и комплексным, базироваться на выборе наивыгоднейшей совокупности управляющих параметров, в число которых входят вид механической обработки, конструкция инструмента, марка инструментального материала или характеристика инструмента, режим резания и другие параметры. При этом должно достигаться экстремальное значение целевой функции при обеспечении технических ограничений на операцию.

Для решения задачи научно-обоснованного определения рациональных условий резания на окончательных операциях механической обработки цилиндрических поверхностей деталей необходимо (на основе анализа процессов механической обработки чаще всего используемых на окончательных операциях): построить структурно-параметрическую модель обработки для каждой из завершающих операций; выбрать единую целевую функцию и технические ограничения для анализируемых видов механической обработки; разработать математические модели, позволяющие определить рациональные режимы резания для каждого из рассматриваемых видов обработки при различных вариантах управляемых параметров.

3.1. ПОСТРОЕНИЕ СТРУКТУРНО-ПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА ОКОНЧАТЕЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЯХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ

При построении структурно-параметрической модели механической обработки цилиндрических поверхностей деталей на окончательных операциях их изготовления в основу положена модель процесса резания, представленная в работе [72].

Процесс резания можно рассматривать как сложный физико-химический механизм взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом в условиях рассеяния всех составляющих элементов технологической системы. Параметры, определяющие процесс резания, можно разделить на входные, функциональные и выходные.

Входные параметры подразделяются на определяющие, управляемые и возмущающие [72, 73].

К определяющим параметрам относят марку обрабатываемого материала, требования к точности обработки, шероховатости поверхности, состоянию поверхностного слоя и другие параметры.

Управляемыми параметрами при структурно-параметрической оптимизации являются вид обработки, модель станка, способ закрепления заготовки на станке, марка инструментального материала или характеристика инструмента, конструкция и геометрия режущего инструмента, СОТС и т.д.

Учитывая, что в существующих технологических процессах изготовления деталей ГТД при окончательной обработке наружных и внутренних цилиндрических поверхностей наиболее часто используют процессы чистового точения и растачивания и круглого наружного и внутреннего шлифования, в основу разработанной структурно-параметрической модели механической обработки цилиндрических поверхностей деталей (рис. 3.1) положено сопоставление вышеуказанных процессов. Целью сопоставления является определение рациональных условий резания - вида обработки, модели станка, способа закрепления заготовки и других управляемых параметров.

Возмущающие параметры процесса резания делятся на систематические и случайные. К систематическим возмущающим параметрам относят закономерное изменение скорости, глубины резания, геометрии инструмента, которые вызваны конструктивными особенностями обрабатываемых заготовок и кинематикой резания. К возмущающим параметрам, имеющим случайную природу, относятся неконтролируемые изменения физико-механических свойств заготовки и инструмента, припуска на обработку, статических и динамических характеристик оборудования и системы СПИД в целом и т.д. [73].

Функциональные параметры, к которым относятся составляющие силы резания, среднеконтактная температура и стойкость режущего инструмента, количественно характеризуют физико-химические процессы, протекающие в зоне контакта

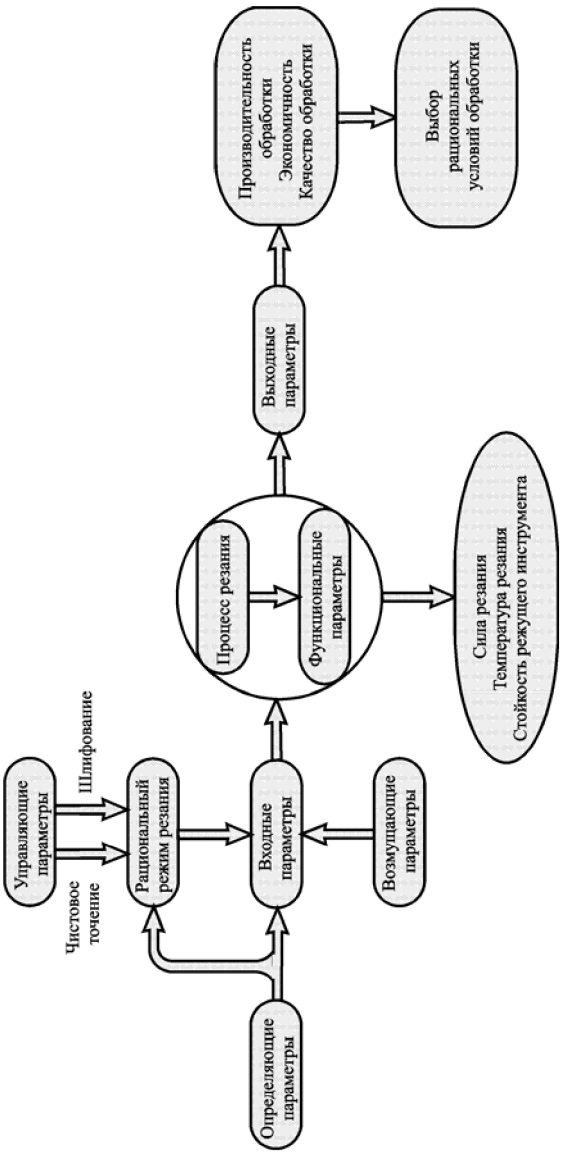


Рис. 3.1. Структурно-параметрическая модель механической обработки цилиндрических поверхностей на окончательных операциях изготовления деталей

режущего инструмента с заготовкой во времени.

К выходным параметрам относят производительность обработки, экономические показатели, параметры, отражающие качество обработки – точность, шероховатость поверхности, наклеп, остаточные напряжения и т.д.

Представленная структурно-параметрическая модель механической обработки цилиндрических поверхностей на окончательных операциях изготовления деталей (см. рис. 3.1) дает возможность прогнозировать выходные параметры процесса резания через функциональные связи с определяющими, управляемыми и возмущающими параметрами.

Следует отметить, что разработанная структурно-параметрическая модель в дальнейшем использовалась для случая, когда обработка цилиндрических поверхностей велась методом продольной подачи. Учитывая, что оптимизация при токарной обработке и шлифовании осуществлялась в детерминированной постановке, действие возмущающих параметров во внимание не принималось.

3.2. ВЫБОР ЦЕЛЕВОЙ ФУНКЦИИ И ТЕХНИЧЕСКИХ ОГРАНИЧЕНИЙ

Чаще всего при определении рациональных условий резания (характеристики инструмента и его геометрии, режима резания, СОТС и т.д.) при обработке на металлорежущих станках в качестве целевой функции принимается себестоимость операции. При этом переменная доля себестоимости операции при резании одним инструментом определяется по формуле [9]:

$$C = t_0 E + \frac{t_c}{Q} E + \frac{Э_u}{Q},$$

где t_0 - основное технологическое (машинное) время, мин; E - себестоимость одной минуты работы станка и станочника, руб.; t_c - время, затрачиваемое на снятие затупившегося инструмента, установку переточенного и подналадку станка, мин; $Э_u$ - затраты, связанные с эксплуатацией инструмента за период его стойкости, руб.; Q - количество деталей обработанных за период стойкости, шт.

В свою очередь затраты, связанные с эксплуатацией инструмента за его период стойкости, могут быть определены по формуле:

$$Э_u = t_c E_н + C_{зат} + \frac{(C_{ин} - C_{отх}) k_y}{i+1},$$

где $E_н$ - номинальная заработная плата наладчика в одну минуту, руб.; $C_{зат}$ - стоимость заточки затупившегося инструмента, руб.; $C_{ин}$ - первоначальная стоимость инструмента, руб.; $C_{отх}$ - стоимость отходов инструмента, руб.; k_y - коэффициент, учитывающий случайную убыль инструмента; i - число переточек, допускаемых инструментом до его полного износа, шт.

При правильном построении производственного процесса определение рационального режима резания должно основываться на экономическом периоде стойкости. Режимы резания, рассчитанные с использованием экономических периодов стойкости инструментов и обеспечивающие наименьшее время обработки, будут одновременно и наиболее экономичными [13]. Поэтому в качестве целевой функции при точении, растачивании и круглом наружном и внутреннем шлифовании заготовок целесообразно использовать уравнение, определяющее машинное время обработки.

Исходя из вышеизложенного, уравнение целевой функции будет иметь вид:

- при продольном точении и растачивании заготовок:

$$f_m = \frac{l_m A}{n_з S t}, \qquad (3.1)$$

где A - припуск на обработку (на сторону), мм; l_m - длина пути резца в направлении подачи, мм; $n_з$ - частота вращения заготовки (детали[1]), об/мин; S - подача, мм/об; t - глубина резания, мм;

- при круглом наружном и внутреннем шлифовании методом продольной подачи:

$$f_ш = \frac{l_ш A}{n_з S_{пр} S_x}, \qquad (3.2)$$

где $l_ш$ - длина пути шлифовального круга в направлении продольной подачи, мм; $S_{пр}$ - продольная подача, мм/об; S_x - поперечная подача на один ход стола, мм/ход.

3.2.1. ВЫБОР ТЕХНИЧЕСКИХ ОГРАНИЧЕНИЙ ПРИ ПРОДОЛЬНОМ ТОЧЕНИИ И РАСТАЧИВАНИИ ЗАГОТОВОК

Ограничение, связанное с режущими свойствами инструмента.

Скорость резания при продольном точении и растачивании определяется из условия полного использования режущих свойств инструмента на основании неравенства:

[1] В нормативной и справочной литературе по механической обработке и на практике заготовку часто именуют деталью.

$$\upsilon \le \upsilon_m, \qquad (3.3)$$

где υ - скорость резания, м/мин; υ_m - максимально допустимая скорость резания при заданной стойкости резца, м/мин.

Подставив значения υ и υ_m, определяемые по формулам $\upsilon = \frac{\pi D_з n_з}{1000}$, $\upsilon_m = \frac{C_\upsilon' k_\upsilon}{T^m t^{x_\upsilon} S^{y_\upsilon}}$, в неравенство (3.3) и решая его относительно $tSn_з$, получим первое техническое ограничение:

$$n_з (100S)^{y_\upsilon} (100t)^{x_\upsilon} \le \frac{318 C_\upsilon' k_\upsilon 100^{(x_\upsilon + y_\upsilon)}}{T^m D_з}, \qquad (3.4)$$

где $n_з$ - частота вращения заготовки, об/мин; S - подача, мм/об; t - глубина резания, мм; C_υ' - коэффициент, характеризующий условия обработки, для которых разрабатывались нормативные материалы; k_υ - поправочный коэффициент, учитывающий изменение реальных условий обработки от тех, при которых определялся коэффициент C_υ'; T - заданная стойкость резца, мин; $D_з$ - диаметр обрабатываемой поверхности заготовки, мм; $m, x_\upsilon, y_\upsilon$ - показатели степени, характеризующие влияние T, t, S на скорость резания.

В неравенстве (3.4) и последующих технических ограничениях для удобства вычислений принято вместо $S \to 100S$, а вместо $t \to 100t$, с соответствующими поправками в правой части.

Ограничение, связанное с мощностью станка.

При токарной обработке необходимо, чтобы эффективная мощность $N_{эф}$ не превышала мощности подводимой к шпинделю станка, то есть выполнялось условие:

$$N_{эф} \le N_{шп}, \qquad (3.5)$$

где $N_{эф}$ - эффективная мощность, кВт; $N_{шп}$ - мощность, подводимая к шпинделю станка, кВт.

Подставив в неравенство (3.5) $N_{эф} = \frac{P_z \upsilon}{60 \cdot 1000}$, $N_{шп} = N_{эд}\eta$ и учитывая, что $P_z = C_{P_z} t^{x_{P_z}} S^{y_{P_z}} \upsilon^{z_{P_z}}$ и $\upsilon = \frac{\pi D_з n_з}{1000}$, получим после соответствующего преобразования и решения относительно $tSn_з$ второе техническое ограничение в виде:

$$n_з^{(1+z_{P_z})} (100S)^{y_{P_z}} (100t)^{x_{P_z}} \le \le \frac{N_{эд}\eta \cdot 60 \cdot 1000 \cdot 318^{(1+z_{P_z})} 100^{(x_{P_z}+y_{P_z})}}{C_{P_z} D_з^{(1+z_{P_z})}}, \qquad (3.6)$$

где $N_{эд}$ - мощность электродвигателя механизма главного движения станка, кВт; η - КПД кинематической цепи механизма главного движения; C_{P_z} - коэффициент, отражающий влияние условий обработки на составляющую силы резания P_z; $x_{P_z}, y_{P_z}, z_{P_z}$ - показатели степени, характеризующие интенсивность влияния соответственно t, S и υ на величину силы P_z.

Ограничение, связанное с точностью обработки.

Для обработки заданной поверхности заготовки с погрешностью, не превышающей допуск на диаметральный размер обрабатываемой поверхности, необходимо выполнить следующее условие [34]:

$$P_y\left|\left(\frac{1}{j_{заг}}+\frac{1}{j_{ст}}+\frac{1}{j_p}\right)\right|\le k_3\frac{\delta}{2}, \qquad (3.7)$$

где $P_y = C_{P_y} t^{x_{P_y}} S^{y_{P_y}} \upsilon^{z_{P_y}}$ - радиальная составляющая силы резания, Н; $\frac{1}{j_{заг}}$, $\frac{1}{j_{ст}}$, $\frac{1}{j_p}$ - податливость соответственно заготовки, станка и резца, мм/Н; k_3 - коэффициент, показывающий в какую часть допуска должна укладываться погрешность, вызванная деформацией заготовки, составляющих станка и резца, $k_3 = 0{,}7\ldots0{,}8$; δ - допуск на размер обрабатываемой поверхности, мм.

Подставив в эмпирическую зависимость для определения силы P_y формулу для расчета скорости резания $\upsilon = \frac{\pi D_з n_з}{1000}$, а затем вновь полученную зависимость в неравенство (3.7) и решив это уравнение относительно $n_з St$, третье техническое ограничение получим в следующем виде:

$$n_з^{z_{P_y}} (100S)^{y_{P_y}} (100t)^{x_{P_y}} \le \frac{318^{z_{P_y}} 100^{\left(x_{P_y}+y_{P_y}\right)} k_3\delta}{2C_{P_y} D_з^{z_{P_y}} \left|\left(\frac{1}{j_{заг}}+\frac{1}{j_{ст}}+\frac{1}{j_p}\right)\right|}, \qquad (3.8)$$

где C_{P_y} - коэффициент, отражающий влияние условий обработки на составляющую силы резания P_y; x_{P_y}, y_{P_y}, z_{P_y} - показатели степени, характеризующие интенсивность влияния соответственно t, S и υ на величину силы P_y.

Для расчета податливости заготовки, станка и резца могут быть использованы следующие зависимости:

- для определения податливости заготовки

$$\frac{1}{j_{заг}} = \frac{L^3}{k_1^j JE},$$

где L - свободная длина заготовки, мм; k_1^j - коэффициент, учитывающий влияние способа закрепления заготовки (при закрепление в патроне $k_1^j = 3$, в центрах – 70, в патроне с поджатием центром задней бабки – 100 [39]); J - момент инерции наиболее опасного сечения заготовки, выбранного с учетом способа закрепления, мм^4; для сплошного сечения - $J = 0{,}05D^4$, для кольцевого сечения - $J = 0{,}05\left(D^4 - d^4\right)$; E - модуль упругости материала обрабатываемой заготовки, МПа;

- для определения податливости станка

$$\frac{1}{j_{ст}} = 0{,}000025 k_2^j \sqrt[3]{\frac{200}{H_ц}},$$

при закреплении заготовки в центрах и в патроне с поджатием центром задней бабки станка $k_2^j = -1{,}0$, где знак «–» учитывает конкурирующее влияние смещений на погрешность обработки,

при закреплении заготовки в патроне $k_2^j = 0{,}03L$, где L - вылет заготовки из патрона, мм; $H_ц$ - высота центров станка, мм;

- для определения податливости резца

$$\frac{1}{j_p} = \frac{l^3}{3J_pE_p},$$

где l - вылет резца из резцедержателя, если державка резца имеет круглое сечение по всей длине, или расстояние от вершины резца до перехода круглого сечения в призматическое; E_p - модуль упругости материала державки резца, МПа; J_p - момент инерции поперечного сечения державки резца, мм^4; для прямоугольного сечения $J_p = \frac{HB^3}{32}$, для круглого $J_p = 0{,}05d_p^4$ (если круглое сечение переходит в прямоугольное, то расчет производится по наибольшему диаметру круглого сечения).

При обточке наружных поверхностей заготовок проходной резец обладает очень высокой жесткостью в направлении действия радиальной составляющей силы резания по сравнению с другими компонентами системы СПИД. Поэтому его податливость $\frac{1}{j_p} = 0$. При расточке внутренних поверхностей заготовок жесткость резца, как правило, оказывается существенно ниже других компонентов системы СПИД и поэтому определяет величину допустимой подачи, то есть в этом случае можно считать $\frac{1}{j_{заг}} + \frac{1}{j_{ст}} = 0$.

Ограничение, связанное с предельно допустимой шероховатостью обрабатываемой поверхности.

Обработка заданной поверхности заготовки с допускаемой шероховатостью поверхности может быть осуществлена при условии:

$$(100S)(100t)^x \le \frac{C_s Rz^y r^n \gamma^{0,3} \alpha^{0,25} \cdot 100^{(x+1)}}{(\varphi\varphi_1)^z h_з^{0,2}} k_s, \qquad (3.9)$$

где C_s, n, x, y, z - коэффициент и показатели степени, зависящие от обрабатываемого материала; Rz - высота неровностей по десяти точкам, мкм; r - радиус закругления вершины резца, мм; γ - главный передний угол, градус; α - главный задний угол, градус; φ и φ_1 - главный и вспомогательный углы в плане, градус; $h_з$ - износ по задней поверхности резца, мм; k_s - коэффициент, учитывающий группу обрабатываемого материала.

Неравенство (3.9) является четвертым техническим ограничением.

Ограничение, связанное с температурой обработки.

При точении и растачивании заготовок температура в зоне резания, а также время нагрева и охлаждения могут быть достаточными для того, чтобы в поверхностном слое произошли структурно-фазовые превращения. Поэтому необходимо, чтобы температура в зоне резания не превышала критических значений, то есть должно выполняться условие:

$$\theta \le \theta_{кр}, \qquad (3.10)$$

где θ - температура в зоне резания, °С; $\theta_{кр}$ - критическая температура в зоне резания, °С.

Температура в зоне резания при точении и растачивании заготовок может быть определена по эмпирической зависимости

$$\theta = C_\theta t^{x_\theta} S^{y_\theta} \upsilon^{z_\theta},$$

где C_θ - коэффициент, отражающий влияние условий обработки на температуру в зоне резания; $x_\theta, y_\theta, z_\theta$ - показатели степени, характеризующие интенсивность влияния соответственно t, S и υ на величину температуры резания.

Подставив вышеприведенную эмпирическую зависимость и формулу для расчета скорости резания в неравенство (3.10) и решив его относительно $n_з St$, получим пятое техническое ограничение:

$$n_з^{z_\theta} (100S)^{y_\theta} (100t)^{x_\theta} \le \frac{\theta_{кр} \cdot 318^{z_\theta} \cdot 100^{(x_\theta + y_\theta)}}{C_\theta D_з^{z_\theta}}. \qquad (3.11)$$

Ограничения, связанные с кинематическими возможностями станка, используемого для точения или растачивания заготовки.

При обработке заготовки частота ее вращения и продольная подача, сообщаемая резцу, должны быть ограничены, соответственно, наибольшим и наименьшим числом оборотов шпинделя и наибольшей и наименьшей подачами, приведенными в паспорте станка. Тогда технические ограничения, обусловленные кинематическими возможностями станка, будут иметь вид:

- шестое техническое ограничение:

$$n \ge n_{ст\min}, \qquad (3.12)$$

где $n_{ст\min}$ - минимальная частота вращения шпинделя станка, об/мин;

- седьмое техническое ограничение:

$$n \le n_{ст\max}, \qquad (3.13)$$

где $n_{ст\max}$ - максимальная частота вращения шпинделя станка, об/мин;

- восьмое техническое ограничение:

$$100S \ge 100S_{ст\min}, \qquad (3.14)$$

где $S_{ст\min}$ - минимальная продольная подача станка, мм/об;

- девятое техническое ограничение:

$$100S \le 100S_{ст\max}, \qquad (3.15)$$

где $S_{ст\max}$ - максимальная продольная подача станка, мм/об.

Ограничения, связанные с глубиной резания.

Для обеспечения заданного квалитета точности детали глубина резания t не может быть меньше некоторой определенной для каждого инструмента и обрабатываемого материала величины $t_{\min}$. С другой стороны, глубина резания не может быть больше припуска на обработку. Тогда технические ограничения, обусловленные глубиной резания, будут иметь вид:

- десятое техническое ограничение:

$$100t \ge 100t_{\min}; \qquad (3.16)$$

- одиннадцатое техническое ограничение:

$$100t \le 100A, \qquad (3.17)$$

где A - припуск на обработку (на сторону), мм

3.2.2. ВЫБОР ТЕХНИЧЕСКИХ ОГРАНИЧЕНИЙ ПРИ КРУГЛОМ НАРУЖНОМ И ВНУТРЕННЕМ ШЛИФОВАНИИ ЗАГОТОВОК МЕТОДОМ ПРОДОЛЬНОЙ ПОДАЧИ

Ограничение, связанное со стойкостью шлифовального круга.

Наиболее существенными факторами, влияющими на период стойкости шлифовального круга, являются его размеры, конструкция, характеристика, марка обрабатываемого материала и режимы резания [60, 83-85]. Для получения технического ограничения, связанного со стойкостью шлифовального круга при круглом наружном и внутреннем шлифовании, за основу были использованы формулы, приведенные в работе [87]. Уточненные формулы для определения периода стойкости шлифовальных кругов имеют вид:

- для круглого наружного шлифования

$$T = \frac{0{,}029 D_з^{0,6}}{(\upsilon_з S_з S_x)^2} k_1^T k_2^T k_3^T; \qquad (3.18)$$

- для круглого внутреннего шлифования

$$T = \frac{0{,}000011 D_з}{(\upsilon_з S_з S_{2x})^2} k_1^T k_2^T k_3^T, \qquad (3.19)$$

где T - период стойкости шлифовального круга, мин; $D_з$ - диаметр обрабатываемой поверхности заготовки, мм; $\upsilon_з$ - скорость вращения заготовки, м/мин; $S_з$ - продольная подача в долях высоты круга на один оборот заготовки; S_x - поперечная подача на один ход стола, мм/ход; S_{2x} - поперечная подача на двойной ход стола, мм/дв.ход; k_1^T - коэффициент, учитывающий влияние марки обрабатываемого материала на период стойкости круга; k_2^T, k_3^T - коэффициенты, учитывающие соответственно влияние размера и конструкции круга на его период стойкости.

Отличие формул (3.18) и (3.19) от базовых формул, приведенных в работе [87], заключается в том, что в них введен коэффициент k_3^T. Результаты исследований [59-61, 95] показали, что использование на операциях шлифования абразивных кругов специальных конструкций - прерывистых (рис. 3.2), композиционных (рис. 3.3) и комбинированных (рис. 3.4) взамен сплошных, позволяет повысить стойкость инструмента в 1,5…3 раза. В табл. 3.1 приведены средние значения коэффициента k_3^T для кругов различных конструкций.

Таблица 3.1

Значения коэффициента k_3^T для кругов различных конструкций

Круг		
Сплошной	Прерывистый	Композиционный и комбинированный
1,0	2,0	2,5

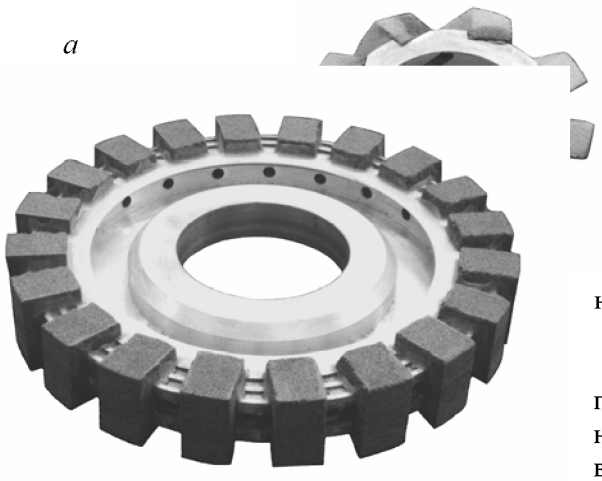


Рис. 3.2. Прерывистые шлифовальные круги[1]:
а – сплошной ПП100х25х20; *б* – сборный ПП100х25х20 с внутренним подводом СОЖ; *в* – сборный ПП250х32х76 с внутренним подводом СОЖ

Идеи создания прерывистых и композиционных шлифовальных кругов принадлежат коллективам авторов соответственно во главе с А.В. Якимовым [3] и В.Т. Чалым [4]. Комбинированные шлифовальные круги разработаны авторами работы [66]. Рабочая поверхность прерывистых шлифовальных кругов

[1] Представленные конструкции сборных прерывистых кругов разработаны И.Г. Поповым и Ю.А. Шабалиным.

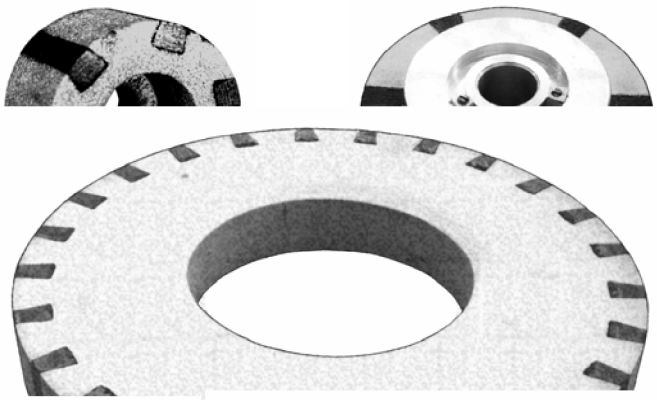


Рис. 3.3. Композиционные шлифовальные круги[1]:
а – составной ЧЦ80х50х20; *б* – сборный ПП100х25х20; *в* – составной ПП450х40х205

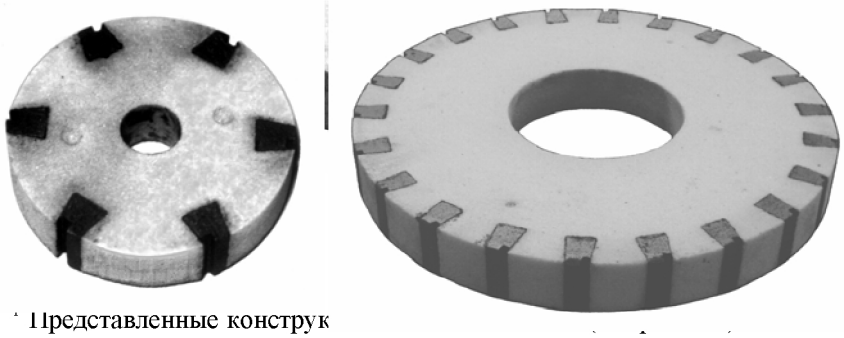


Рис. 3.4. Составные комбинированные шлифовальные круги:
а – ПП100х25х20; *б* – ПП350х32х127

[1] Представленные конструкции композиционных (см. рис. 3.3) и комбинированных (см. рис. 3.4) кругов разработаны авторами монографии. Сборные композиционные круги кроме обычного шлифования с успехом могут использоваться также при электроабразивном шлифовании [77].

выполнена в виде чередующихся режущих выступов и впадин.

У композиционных шлифовальных кругов впадины на рабочей поверхности круга заполнены твердой смазкой. Комбинированные шлифовальные круги представляют собой симбиоз прерывистых и композиционных кругов. В смазывающе-охлаждающих элементах (сегментах) этих кругов перед режущими выступами выполнены впадины.

Смазывающе-охлаждающие элементы (СОЭ) композиционных и комбинированных кругов чаще всего выполняются из смесей на основе графита марок ГЛ-I, ГЛ-II и дисульфида молибдена (MoS_2), в качестве связующего которых используются фенолформальдегидные смолы.

Учитывая, что $S_з = \frac{S_{пр}}{B_к}$, $S_{2x} = 2S_x$, $\upsilon_з = \frac{\pi D_з n_з}{1000}$ -

- первое техническое ограничение, после соответствующего преобразования и решения формул (3.18) и (3.19) относительно $n_з S_{пр} S_x$, получим в следующем виде:

- для круглого наружного шлифования:

$$n_з^2 S_{пр}^2 (1000 S_x)^2 \le \frac{0{,}029 \cdot 318000^2 B_к^2}{T D_з^{1,4}} k_1^T k_2^T k_3^T ; \qquad (3.20)$$

- для круглого внутреннего шлифования:

$$n_з^2 S_{пр}^2 (1000 S_x)^2 \le \frac{0{,}00000275 \cdot 318000^2 B_к^2}{T D_з} k_1^T k_2^T k_3^T ; \qquad (3.21)$$

- в общем виде для круглого наружного и внутреннего

$$n_з^2 S_{пр}^2 (1000 S_x)^2 \le \frac{C_m \cdot 318000^2 B_к^2}{T D_з^{q_m}} k_1^T k_2^T k_3^T , \qquad (3.22)$$

где $n_з$ - частота вращения заготовки, об/мин; $S_{пр}$ - продольная подача, мм/об; C_m - коэффициент, характеризующий условия, для которых определялся период стойкости шлифовального круга; $B_к$ - высота круга, мм; q_m - показатель степени, характеризующий интенсивность влияния диаметра детали на период стойкости круга.

В неравенстве (3.22) и последующих технических ограничениях для удобства вычислений принято вместо $S_x \to 1000 S_x$, с соответствующими поправками в правой части.

Ограничение, связанное с мощностью станка.

При шлифовании, также как и при других видах механической обработки, проводимой на металлорежущих станках, необходимо, чтобы эффективная мощность $N_{эф}$ не превышала мощности подводимой к шпинделю шлифовальной бабки станка, то есть выполнялось условие:

$$N_{эф} \le N_{шп\ шб} , \qquad (3.23)$$

где $N_{эф}$ - эффективная мощность, кВт; $N_{шп\ шб}$ - мощность, подводимая к шпинделю шлифовальной бабки станка, кВт.

Для определения эффективной мощности при круглом наружном и внутреннем шлифовании методом продольной подачи за основу могут быть использованы формулы, приведенные в работе [70]. В уточненном и общем виде эти формулы можно представить как:

$$N_{эф} = C_N (\upsilon_з S_{пр} S_x)^{0,7} D_з^{0,25} B_к^{0,25} k_1^N k_2^N k_3^N , \qquad (3.24)$$

где C_N - коэффициент, характеризующий условия обработки при круглом наружном и внутреннем шлифовании, для которых была получена вышеприведенная эмпирическая зависимость; k_1^N, k_2^N, k_3^N - поправочные коэффициенты, учитывающие, соответственно, влияние изменения твердости шлифовального круга, марки обрабатываемого материала и конструкции круга на эффективную мощность.

Отличие формулы (3.24) от базовых формул, приведенных в работе [70], заключается в том, что в формулу (3.24) введен коэффициент k_3^N. Результаты исследований [60, 65, 68, 95] показали, что использование на операциях шлифования абразивных кругов специальных конструкций (прерывистых, композиционных, комбинированных) взамен сплошных, позволяет уменьшить эффективную мощность шлифования на 20...25%. Средние значения коэффициента k_3^N для кругов различных конструкций приведены в табл. 3.2.

Таблица 3.2

Средние значения коэффициента k_3^N для шлифовальных кругов различных конструкций

Круг		
Сплошной	Прерывистый и комбинированный	Композиционный
1,0	0,75-0,85	0,7-0,8

Подставив в неравенство (3.23) формулу (3.24) и $N_{шп\ шб} = N_{эд\ шб}\eta$, а также учитывая, что $\upsilon_з = \frac{\pi D_з n_з}{1000}$, после несложного преобразования и решения относительно $n_з S_{пр} S_x$ второе техническое ограничение получим в следующем виде:

$$n_з^{0,7} S_{пр}^{0,7} (1000 S_x)^{0,7} \le \frac{318000^{0,7} N_{эд\,шб}\eta}{C_N D_з^{0,95} B_к^{0,25} k_1^N k_2^N k_3^N}, \qquad (3.25)$$

где $N_{эд\,шб}$ - мощность электродвигателя шлифовальной бабки станка, кВт; η - КПД механизма шлифовальной бабки.

Ограничение, связанное с точностью обработки.

Требуемая точность обработки поверхности заготовки обеспечивается условием [38]:

$$\frac{P_y}{j} \le a\delta, \qquad (3.26)$$

где P_y - радиальная составляющая силы резания, Н; $\frac{1}{j}$ - податливость системы СПИД, мм/Н; δ - допуск на размер обрабатываемой поверхности, мм; a - коэффициент, показывающий, в какую часть допуска должна укладываться погрешность, вызванная деформацией системы СПИД. Для чернового и получистового шлифования при консольном закреплении заготовки $a = 0{,}1$, а для чистового шлифования соответственно $a = 0{,}05$. Для чернового, получистового и чистового шлифования при закреплении в центрах или в патроне с поджатием центром задней бабки $a = 0{,}1...0{,}15$ [42]; для расчета по

допускаемой форме, допуск на форму цилиндрических поверхностей заготовок $\delta_ф = 0{,}3\delta$, при уровне относительной геометрической точности А (ГОСТ 24643-81).

Податливость системы СПИД может быть определена по формуле $\frac{1}{j} = \left| \left(\frac{1}{j_{заг}} + \frac{1}{j_{ст}} + \frac{1}{j_{опр}} \right) \right|$, тогда неравенство (3.26) примет вид:

$$P_y \left| \left(\frac{1}{j_{заг}} + \frac{1}{j_{ст}} + \frac{1}{j_{опр}} \right) \right| \le a\delta, \qquad (3.27)$$

где $\frac{1}{j_{заг}}$, $\frac{1}{j_{ст}}$, $\frac{1}{j_{опр}}$ - податливость соответственно заготовки, станка и оправки, на которую устанавливается круг при круглом внутреннем шлифовании (или шпинделя внутришлифовальной бабки, при установке круга непосредственно на шпиндель), мм/Н.

Для расчета податливости заготовки при круглом шлифовании может использоваться та же самая зависимость, что и при точении. Причем при закреплении заготовки в патроне и в центрах значения коэффициента k_1^j для процессов точения и шлифования – одинаковы (см. 3.2.1). В случае закрепления заготовки в самозажимном поводковом патроне с поджатием центром задней бабки коэффициент k_1^j принимает значение, равное 140 [42].

Для расчета податливости станка и оправки (или шпинделя внутришлифовальной бабки) могут быть использованы следующие зависимости:

- для определения податливости станка:

для станков с неповоротными шлифовальной и передней бабками

$$\frac{1}{j_{ст}} = 0{,}00007292 k_2^{j\,1{,}5} \sqrt{\frac{185}{H_ц}};$$

для станков с поворотными шлифовальной и передней бабками

$$\frac{1}{j_{ст}} = 0{,}0001429 k_2^{j\,1{,}3} \sqrt{\frac{185}{H_ц}},$$

при закреплении заготовки в центрах и в патроне с поджатием центром задней бабки станка значения коэффициента k_2^j при точении и шлифовании не отличаются, при закреплении заготовки в патроне величина k_2^j подсчитывается по той же самой формуле, что и для процесса точения;

- для определения податливости оправки (или шпинделя внутришлифовальной бабки)

$$\frac{1}{j_{опр}} = \frac{l_{опр}^3}{3 J_{опр} E_{опр}},$$

где $l_{опр}$ - длина оправки (или вылет шпинделя), мм; $E_{опр}$ - модуль упругости материала оправки (шпинделя), МПа; $J_{опр} = 0{,}05 d_{опр}^4$ - момент инерции поперечного сечения оправки (шпинделя), мм^4.

При круглом наружном шлифовании заготовок планшайба с кругом без использования каких-либо оправок непосредственно устанавливается на шпиндель шлифовальной бабки, поэтому $\frac{1}{j_{опр}} = 0$. При круглом внутреннем шлифовании поверхностей заготовок жесткость оправки, как правило, оказывается существенно ниже других компонентов системы СПИД и поэтому определяет величину допустимой подачи, то есть в этом случае можно считать

$$\frac{1}{j_{заг}}+\frac{1}{j_{ст}}=0.$$

При шлифовании большинства материалов различными кругами радиальная составляющая силы резания всегда больше главной составляющей, а отношение $k_ш=\frac{P_y}{P_z}$ чаще всего находится в интервале от 2, 2 до 3,3 [50]. Отношение сил $\frac{P_y}{P_z}$ является наиболее стабильным силовым показателем при шлифовании, поэтому его достаточно часто используют для оценки режущей способности кругов. С уменьшением этого отношения снижаются затраты энергии на трение и в целом на работу разрушения металла.

Главную составляющую силы резания можно определить из формулы для определения эффективной мощности при шлифовании [58]:

$$P_z=\frac{1000N_{эф}}{\upsilon_к},$$

где P_z - главная составляющая силы резания, Н; $\upsilon_к$ - скорость круга, м/с.

Тогда формула для определения радиальной составляющей силы резания будет иметь вид:

$$P_y=\frac{1000N_{эф}}{\upsilon_к}k_ш,$$

где P_y - радиальная составляющая силы резания, Н.

Величину коэффициента $k_ш$ можно рассчитать по приближенной формуле [10]:

$$k_ш=5-\frac{50\rho_{зер}^{0,7}}{\upsilon_к^{0,53}},$$

где $\rho_{зер}$ - радиус закругления вершины зерна, мм.

Подставив формулу для определения силы P_y в неравенство (27), а затем в полученное неравенство последовательно формулу (24) и формулу для определения скорости вращения заготовки $\upsilon_з$, после соответствующего преобразования и решения относительно $n_з S_{пр} S_x$ получим третье техническое ограничение:

$$n_з^{0,7}S_{пр}^{0,7}\left(1000S_x\right)^{0,7}\le$$

$$\le\frac{318000^{0,7}\upsilon_к a\delta}{1000C_N\left|\left(\frac{1}{j_{заг}}+\frac{1}{j_{ст}}+\frac{1}{j_{опр}}\right)\right|D_з^{0,95}B_к^{0,25}k_1^N k_2^N k_3^N k_ш}. \quad (3.28)$$

Ограничение, связанное с предельно допустимой шероховатостью обрабатываемой поверхности.

При круглом наружном и внутреннем шлифовании с продольной подачей среднее арифметическое отклонение профиля поверхности Ra может быть определено по формуле, полученной на основании анализа и обобщения данных работ [47, 75, 91, 99] и собственных исследований авторов:

$$Ra=C_{Ra}\left(\frac{\upsilon_з}{60\upsilon_к}\right)^{0,5}\left(\frac{S_x}{D_к}\right)^{0,25}\left(\frac{S_{пр}}{B_к}\right)^{0,5}k_{общ}^{0,5}k_{Ra}d_{зер}^{0,5}n^{m_{Ra}}, \quad (3.29)$$

где Ra - среднее арифметическое отклонение профиля, мкм; C_{Ra}, m_{Ra} - коэффициент и показатель степени, зависящие от марки обрабатываемого материала и вида шлифования (табл. 3.3); $D_к$ - диаметр круга, мм; $k_{общ}$ - коэффициент, учитывающий влияние марки абразивного материала, поверхностной пористости [47] и структуры круга, а также условий его правки на формирование шероховатости поверхности; при обработке сталей и сплавов электрокорундовыми кругами твердостью М3…СМ2 и структурой 6…8 $k_{общ}$ можно принимать равным 0,2942, при обработке титановых сплавов кругами из карбида кремния вышеуказанной твердости и структуры $k_{общ}$ можно принимать, соответственно, равным 0,2148; k_{Ra} - коэффициент, учитывающий влияние конструкции круга на шероховатость поверхности (табл. 3.4); $d_{зер}$ - размер зерна, мм; n - число ходов выхаживания.

Таблица 3.3

Значения коэффициента C_{Ra} и показателя степени m_{Ra} в формуле (3.29) при шлифовании кругами твердостью М3…СМ2 и структурой 6…8

Материал	Вид шлифования			
	Круглое наружное		Круглое внутреннее	
	C_{Ra}	m_{Ra}	C_{Ra}	m_{Ra}
Стали и сплавы	715	- 0,024	400	- 0,012
Титановые сплавы	1150	- 0,024	465	- 0,012

Таблица 3.4

Средние значения коэффициента k_{Ra} для шлифовальных кругов различных конструкций

Круг		
Сплошной	Прерывистый и комбинированный	Композиционный
1,0	1,15	1,25

После несложного преобразования и решения формулы (3.29) относительно $n_з S_{пр} S_x$, учитывая, что $\upsilon_з = \dfrac{\pi D_з n_з}{1000}$, четвертое техническое ограничение примет вид:

$$n_з^{0,5} S_{пр}^{0,5} (1000 S_x)^{0,25} \le \frac{Ra(60 \cdot 1000 \upsilon_к B_к)^{0,5} (1000 D_к)^{0,25}}{C_{Ra} (\pi D_з k_{общ} d_{зер})^{0,5} n^{m_{Ra}}}. \qquad (3.30)$$

Ограничение, связанное с температурой шлифования.

Тепловые явления, сопровождающие процесс шлифования материалов, могут оказывать решающее влияние, как на протекание самого процесса, так и на качество шлифованных поверхностей. Анализ исследований, проведенный многими авторами [6, 20, 58, 78, 99 и др.] показывает, что физико-механическое состояние поверхностного слоя шлифованных деталей определяется не только кон-

тактной температурой, а всем пространственно временным температурным полем. Поэтому при решении задач, связанных с определением рациональных условий шлифования, наличие технического ограничения по температуре, в качестве которой в первом приближении может использоваться температура, соответствующая точке A_{C_1} - аллотропического изменения обрабатываемого материала, является обязательным, но не достаточным условием. Нахождение области рациональных условий обработки (конструкции и характеристики круга, режима резания и т.д.), исключающих возможность возникновения структурно-фазовых превращений в поверхностном слое заготовок при шлифовании, предполагает использование результатов исследования кинетики тепловых процессов и метастабильных диаграмм состояния материалов.

Исходя из вышесказанного, должно выполняться условие:

$$\theta_{\max} \le \theta_{кр}, \qquad (3.31)$$

где $\theta_{\max}$ и $\theta_{кр}$ - соответственно, максимальная и критическая температуры в зоне контакта круга с заготовкой, °С.

Максимальную температуру в зоне контакта круга с заготовкой можно определить по формуле:

$$\theta_{\max} = \theta_0 + \Delta\theta_{\max}, \qquad (3.32)$$

где θ_0 - начальная температура поверхности заготовки, °С; $\Delta\theta_{\max}$ - максимальное приращение температуры поверхности заготовки в зоне контакта за счет тепла, поступающего в заготовку при шлифовании, °С.

Подставив формулу (3.32) в неравенство (3.31), получим техническое ограничение, связанное с температурой шлифования:

$$\Delta\theta_{\max} \le \theta_{кр} - \theta_0. \qquad (3.33)$$

Максимальное приращение температуры поверхности заготовки в зоне контакта можно определить по формуле, приведенной в работе [58]:

$$\Delta\theta_{\max} = \frac{2q}{\lambda}\sqrt{\frac{aL_к}{\pi\upsilon_з}}, \qquad (3.34)$$

где q - плотность теплового потока, Вт/м^2; λ - коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); a - коэффициент температуропроводности, м^2/с; $L_к$ - длина дуги контакта круга с заготовкой (деталью), м; $\upsilon_з$ - скорость вращения заготовки, м/с.

Независимо от используемой системы единиц физических величин (СИ или МКС) числовое значение приращения температуры одинаково, так как по размеру градус Цельсия равен градусу Кельвина.

При шлифовании заготовок плотность теплового потока может быть определена по следующей формуле:

$$q = \frac{N_{эф}}{F_к}k_Q = \frac{N_{эф}}{L_к \cdot B_к}k_Q, \qquad (3.35)$$

где q - плотность теплового потока, Вт/м^2; $N_{эф}$ - эффективная мощность, Вт; $F_к$ - площадь контакта круга с заготовкой, м^2; $L_к$ - длина дуги контакта круга и заготовки, м (формулы для определения $L_к$ при различных видах шлифования приведены в работе [38]) ; $B_к$ - высота шлифовального круга, м; k_Q - коэффициент, показывающий какая доля выделившейся при шлифовании тепловой мощности (см. 4.3.1) поступила в заготовку; средние значения коэффициента k_Q для круглого наружного и внутреннего шлифования при обработке различных групп материалов приведены в табл. 3.5.

Учитывая, что мощность резания подсчитывается по эмпирической формуле (3.24), в которой и значения $D_з, B_к$ задаются в мм, то формулах (3.34) и (3.35) значения $L_к$ и $B_к$ также целесообразно задавать в мм, введя соответствующие переводные коэффициенты. Тогда формула (3.34) после подстановки в нее формул (3.35) и (3.24) с учетом, что $\upsilon_з = \frac{\pi D_з n_з}{60 \cdot 1000}$, после преобразования примет вид:

$$\Delta\theta = \frac{8{,}729 \cdot 10^7 C_N D_з^{0,45} n_з^{0,2} S_{пр}^{0,7} S_x^{0,7} a^{0,5} k_Q k_1^N k_2^N k_3^\theta}{\lambda B_к^{0,75} L_к^{0,5}}, \qquad (3.36)$$

где k_3^θ - коэффициент, учитывающий влияние конструкции шлифовального круга на изменение температуры в зоне контакта круга с деталью.

Таблица 3.5

Средние значения коэффициента k_Q для круглого наружного и внутреннего шлифования при обработке различных групп материалов

Материал	Вид шлифования	
	Круглое наружное	Круглое внутреннее
Стали коррозионностойкие, жаростойкие и жаропрочные	0,860	0,900
Сплавы: жаростойкие и жаропрочные на никелевой основе	0,825	0,875

титановые	0,835	0,885

При шлифовании заготовок кругами с прерывистой режущей поверхностью происходит существенное снижение максимальной температуры в зоне контакта по сравнению с температурой, имеющей место при шлифовании сплошными кругами. Это обусловлено, во-первых, уменьшением эффективной мощности затрачиваемой на процесс резания, во-вторых, периодическим прерыванием поступающего в заготовку теплового потока и, в-третьих, отводом тепла из зоны резания смазывающе-охлаждающими элементами композиционных и комбинированных кругов благодаря их высокой теплопроводности. Как видно из формулы (3.36), в ней отсутствует коэффициент k_3^N (см. формулу 3.24), его влияние на снижение температуры учитывает коэффициент k_3^θ. Значения коэффициента k_3^θ, полученные на основе обобщения собственных исследований авторов [60, 64], имеющихся экспериментальных материалов и данных работ [7, 22, 82, 89], для случая шлифования заготовок кругами различных конструкций твердостью М3-СМ2 с применением СОЖ, подаваемой свободно падающей струёй, приведены в табл. 3.6.

Таблица 3.6

Средние значения коэффициента k_3^θ для случая шлифования заготовок кругами различных конструкций твердостью М3-СМ2 с использованием СОЖ, подаваемой свободно падающей струёй

Круг		
Сплошной	Прерывистый и комбинированный	Композиционный
1,0	0,75-0,85	0,6-0,7
Примечание. Меньшие значения коэффициентов следует брать для более твердых кругов, а также при работе на высокопроизводительных режимах.		

Подставив формулу (3.36) в неравенство (3.33), предварительно выразив $L_к$ для наружного и внутреннего шлифования по формулам Маслова Е.Н. [38], после соответствующего преобразования и решения относительно $n_з S_{пр} S_x$, получим пятое техническое ограничение:

- для круглого наружного шлифования

$$n_з^{0,2} S_{пр}^{0,7} \left(1000 S_x\right)^{0,45} \le \frac{1{,}2328 \cdot 10^{-6} (\theta_{кр} - \theta_0) \lambda B_к^{0,75} D_к^{0,25}}{D_з^{0,2} a^{0,5} \left(D_к + D_з\right)^{0,25} k_Q k_1^N k_2^N k_3^\theta}; \quad (3.37)$$

- для круглого внутреннего шлифования

$$n_з^{0,2} S_{пр}^{0,7} \left(1000 S_x\right)^{0,45} \le \frac{1{,}1105 \cdot 10^{-6} (\theta_{кр} - \theta_0) \lambda B_к^{0,75} D_к^{0,25}}{D_з^{0,2} a^{0,5} \left(D_з - D_к\right)^{0,25} k_Q k_1^N k_2^N k_3^\theta}. \quad (3.38)$$

В общем виде для круглого наружного и внутреннего шлифования пятое техническое ограничение можно представить как:

$$n_з^{0,2} S_{пр}^{0,7} \left(1000 S_x\right)^{0,45} \le \frac{C_\theta (\theta_{кр} - \theta_0) \lambda B_к^{0,75} D_к^{0,25}}{D_з^{0,2} a^{0,5} k_Q k_1^N k_2^N k_3^\theta}, \quad (3.39)$$

где для круглого наружного шлифования $C_\theta = \frac{1{,}2328 \cdot 10^{-6}}{\left(D_к + D_з\right)^{0,25}}$, а для круглого внутреннего $C_\theta = \frac{1{,}1105 \cdot 10^{-6}}{\left(D_з - D_к\right)^{0,25}}$.

Ограничения, связанные с кинематическими возможностями шлифовального станка.

При круглом наружном и внутреннем шлифовании заготовки частота ее вращения, продольная и поперечная подачи должны быть ограничены, соответственно, наибольшим и наименьшим числом оборотов шпинделя (планшайбы) передней бабки, наибольшей и наименьшей продольной и поперечной подачами, приведенными в паспорте станка. Тогда технические ограничения, обусловленные кинематическими возможностями станка, будут иметь вид:

- шестое техническое ограничение:

$$n \ge n_{ст\min}, \quad (3.40)$$

где $n_{ст\min}$ - минимальная частота вращения шпинделя (планшайбы) передней бабки станка, об/мин;

- седьмое техническое ограничение:

$$n \le n_{ст\max}, \quad (3.41)$$

где $n_{ст\max}$ - максимальная частота вращения шпинделя (планшайбы) передней бабки станка, об/мин;

- восьмое техническое ограничение:

$$S_{пр} \geq S_{пр\ ст\min}, \qquad (3.42)$$

где $S_{пр\,ст\min}$ - минимальная продольная подача станка, мм/об;

- девятое техническое ограничение:

$$S_{пр} \leq S_{пр\,ст\max}, \qquad (3.43)$$

где $S_{пр\,ст\max}$ - максимальная продольная подача станка, мм/об;

- десятое техническое ограничение:

$$1000S_x \geq 1000S_{x\ ст\min}, \qquad (3.44)$$

где $S_{x\,ст\min}$ - минимальная поперечная подача станка, мм/ход;

- одиннадцатое техническое ограничение:

$$1000S_x \leq 1000S_{x\ ст\max}, \qquad (3.45)$$

где $S_{пр\,ст\max}$ - максимальная поперечная подача станка, мм/ход.

3.3. ПОСТРОЕНИЕ И АНАЛИЗ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ РЕЗАНИЯ НА ОКОНЧАТЕЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК

Математическую модель для определения рациональных условий резания на окончательных операциях механической обработки цилиндрических поверхностей целесообразно представить в виде двух независимых модулей, описывающих процессы точения и растачивания и круглого наружного и внутреннего шлифования заготовок. В этом случае математические модели процессов точения и растачивания заготовок, а также круглого наружного и внутреннего шлифования могут быть представлены в виде линейной (целевой) функции и системы линейных ограничений-неравенств, решаемых методом линейного программирования [13-15, 29].

Преобразуем полученные выше неравенства, связывающие технические ограничения для процессов точения и растачивания и круглого наружного и внутреннего шлифования, а также целевые функции, в линейные ограничения-неравенства и линейные целевые функции. Решение полученных систем линейных уравнений для вышеуказанных процессов механической обработки при заданных определяющих и управляемых параметрах позволит на стадии проектирования технологического процесса определить рациональные режимы резания, оценить производительность исследуемого процесса и обоснованно выбрать наивыгоднейший вид обработки.

3.3.1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ПРИ ТОЧЕНИИ И РАСТАЧИВАНИИ

Для получения системы линейных ограничений-неравенств и линейной целевой функции, моделирующих процессы продольного точения и растачивания заготовок, прологарифмируем зависимости (3.4), (3.6), (3.8), (3.9), (3.11), (3.12-3.17), и (3.1), которые после введения обозначений будут иметь вид:

$$\begin{cases} x_1 + y_\upsilon x_2 + x_\upsilon x_3 \le b_1; \\ (1+z_{P_z})x_1 + y_{P_z}x_2 + x_{P_z}x_3 \le b_2; \\ z_{P_y}x_1 + y_{P_y}x_2 + x_{P_y}x_3 \le b_3; \\ x_2 + xx_3 \le b_4; \\ z_\theta x_1 + y_\theta x_2 + x_\theta x_3 \le b_5; \\ x_1 \ge b_6; \\ x_1 \le b_7; \\ x_2 \ge b_8; \\ x_2 \le b_9; \\ x_3 \ge b_{10}; \\ x_3 \le b_{11}; \end{cases} \qquad (3.46)$$

$$f_0 = c_0 - x_1 - x_2 - x_3.$$

где $x_1 = \ln n_з$; $x_2 = \ln(100S)$; $x_3 = \ln(100t)$;

$$b_1 = \ln \frac{318 C'_\upsilon k_\upsilon \cdot 100^{(x_\upsilon + y_\upsilon)}}{T^m D_з};$$

$$b_2 = \ln \frac{N\eta \cdot 60 \cdot 1000 \cdot 318^{(1+z_{P_z})} \cdot 100^{(x_{P_z}+y_{P_z})}}{C_{P_z} D_з^{(1+z_{P_z})}};$$

$$b_3 = \ln \frac{318^{z_{P_y}} \cdot 100^{(x_{P_y}+y_{P_y})} k_з \delta}{2 C_{P_y} D_з^{z_{P_y}} \left| \left(\frac{1}{j_{заг}} + \frac{1}{j_{см}} + \frac{1}{j_p} \right) \right|};$$

$$b_4 = \ln \frac{C_s R_z^y r^n \gamma^{0,3} \alpha^{0,25} \cdot 100^{(x+1)}}{(\varphi\varphi_1)^z h_з^{0,2}} k_s;$$

$$b_5 = \ln \frac{\theta_{кр} \cdot 318^{z_\theta} \cdot 100^{(x_\theta + y_\theta)}}{C_\theta D_з^{z_\theta}}; \quad b_6 = \ln n_{см\min}; \quad b_7 = \ln n_{см\max};$$

$$b_8 = \ln(100 S_{см\min}); \quad b_9 = \ln(100 S_{см\max}); \quad b_{10} = \ln(100 t_{\min});$$

$$b_{11} = \ln(100A); \quad f_0 = \ln f_m; \quad c_0 = \ln(10000 l_m A).$$

Полученная система линейных ограничений-неравенств (3.46) и линейная функция f_0 представляют собой математическую модель определения рационального режима резания при продольном точении и растачивании заготовок одним резцом.

Решение задачи может быть упрощено за счет приведения системы (3.46) с тремя неизвестными к системе с двумя неизвестными, в результате чего аналитическое и графическое решение задачи осуществляется в двухмерном пространстве. Для проведения преобразований выразим x_1 из ограничения-неравенства, связанного с режущими свойствами инструмента, которые в значительной мере определяются его стойкостью:

$$x_1 = b_1 - y_\upsilon x_2 - x_\upsilon x_3$$

и подставим его значение во все остальные неравенства системы (3.46). При токарной обработке ограничение, связанное с режущими свойствами инструмента, является одним из основных ограничений. В результате получим новую систему, содержащую два неизвестных x_2 и x_3:

$$\begin{cases} \left(y_{P_z} - y_\upsilon - z_{P_z} y_\upsilon\right) x_2 + \left(x_{P_z} - x_\upsilon - z_{P_z} x_\upsilon\right) x_3 \le b_2 - \left(1 + z_{P_z}\right) b_1; \\ \left(y_{P_y} - z_{P_y} y_\upsilon\right) x_2 + \left(x_{P_y} - z_{P_y} x_\upsilon\right) x_3 \le b_3 - z_{P_y} b_1; \\ x_2 + x x_3 \le b_4; \\ \left(y_\theta - z_\theta y_\upsilon\right) x_2 + \left(x_\theta - z_\theta x_\upsilon\right) x_3 \le b_5 - z_\theta b_1; \\ -y_\upsilon x_2 - x_\upsilon x_3 \ge b_6 - b_1; \\ -y_\upsilon x_2 - x_\upsilon x_3 \le b_7 - b_1; \\ x_2 \ge b_8; \\ x_2 \le b_9; \\ x_3 \ge b_{10_1}; \\ x_3 \le b_{11}. \end{cases} \qquad (3.47)$$

$$f_0 = c_0 - b_1 - \left[\left(1 - y_\upsilon\right) x_2 + \left(1 - x_\upsilon\right) x_3\right]$$

Так как в условиях конкретной задачи $c_0 - b_1$ является величиной постоянной, то целевая функция f_0 достигнет минимального значения в том случае, когда достигнет максимального значения величина, заключенная в квадратные скобки, то есть неизвестные x_2 и x_3 примут максимально допустимые значения, удовлетворяющие системе ограничений (3.47).

На основании полученной математической модели созданы алгоритм и программа расчета для определения рациональных условий резания при точении и растачивании заготовок.

3.3.2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ПРИ КРУГЛОМ НАРУЖНОМ И ВНУТРЕННЕМ ШЛИФОВАНИИ

Для получения системы линейных ограничений-неравенств и линейной целевой функции, моделирующих процессы круглого наружного и внутреннего шлифования методом продольной подачи, прологарифмируем зависимости (3.22), (3.25), (3.28), (3.30), (3.39), (3.40-3.45) и (3.2), которые после введения обозначений будут иметь вид:

$$\begin{cases} 2x_1 + 2x_2 + 2x_3 \le b_1 \\ 0{,}7x_1 + 0{,}7x_2 + 0{,}7x_3 \le b_2 \\ 0{,}7x_1 + 0{,}7x_2 + 0{,}7x_3 \le b_3 \\ 0{,}5x_1 + 0{,}5x_2 + 0{,}25x_3 \le b_4 \\ 0{,}2x_1 + 0{,}7x_2 + 0{,}45x_3 \le b_5 \\ x_1 \ge b_6 \\ x_1 \le b_7 \\ x_2 \ge b_8 \\ x_2 \le b_9 \\ x_3 \ge b_{10} \\ x_3 \le b_{11} \end{cases} \qquad (3.48)$$

$$f_0 = c_0 - x_1 - x_2 - x_3.$$

где $x_1 = \ln n_з$; $x_2 = \ln S_{пр}$; $x_3 = \ln(1000 S_x)$;

$$b_1 = \ln \frac{C_m \cdot 318000^2 B_к^2}{TD_з^{q_m}} k_1^T k_2^T k_3^T;$$

$$b_2 = \ln \frac{318000^{0,7} N_{эд\,шб} \eta}{C_N D_з^{0,95} B_к^{0,25} k_1^N k_2^N k_3^N};$$

$$b_3 = \ln \frac{318000^{0,7} \upsilon_к a \delta}{1000 C_N \left| \left(\frac{1}{j_{заг}} + \frac{1}{j_{ст}} + \frac{1}{j_{опр}} \right) \right| D_з^{0,95} B_к^{0,25} k_1^N k_2^N k_3^N k_ш};$$

$$b_4 = \ln \frac{Ra\left(60 \cdot 1000 \upsilon_к B_к\right)^{0,5} \left(1000 D_к\right)^{0,25}}{C_{Ra} \left(\pi D_з k_{общ} d_{зер}\right)^{0,5} n^{m_{Ra}}};$$

$$b_5 = \ln \frac{C_\theta (\theta_{кр} - \theta_0) \lambda B_к^{0,75} D_к^{0,25}}{D_з^{0,2} a^{0,5} k_Q k_1^N k_2^N k_3^\theta};$$

$b_6 = \ln n_{ст\min}$; $b_7 = \ln n_{ст\max}$; $b_8 = \ln S_{пр\ ст\min}$;

$b_9 = \ln S_{пр\,ст\max}$; $b_{10} = \ln 1000 S_{х\ ст\min}$; $b_{11} = \ln 1000 S_{х\ ст\max}$;

$f_0 = \ln f_ш$; $c_0 = \ln\left(1000 l_ш A\right)$.

Полученная система линейных ограничений-неравенств (3.48) и линейная функция f_0 представляют собой математическую модель определения рациональных условий резания для круглого наружного и внутреннего шлифования методом продольной подачи одним шлифовальным кругом.

По аналогии с вышеизложенным решение задачи может быть упрощено за счет приведения системы (48) с тремя неизвестными к системе с двумя неизвестными, в результате чего аналитическое и графическое решение задачи также осуществляется в двухмерном пространстве. Для проведения преобразований выразим x_1 из ограничения-неравенства, связанного с температурой шлифования:

$$x_1 = 5b_5 - 3{,}5x_2 - 2{,}25x_3$$

и подставим его значение во все остальные неравенства системы (48). Выбор этого ограничения-неравенства обусловлен тем, что именно температура при шлифовании наиболее часто является основным ограничивающим фактором. В результате получим новую систему, содержащую два неизвестных x_2 и x_3:

$$
\begin{cases}
-5x_2 - 3x_3 \le b_1 - 10b_5 \\
-1{,}75x_2 - 0{,}875x_3 \le b_2 - 3{,}5b_5 \\
-1{,}75x_2 - 0{,}875x_3 \le b_3 - 3{,}5b_5 \\
-1{,}25x_2 - 0{,}875x_3 \le b_4 - 2{,}5b_5 \\
-3{,}5x_2 - 2{,}25x_3 \ge b_6 - 5b_5 \\
-3{,}5x_2 - 2{,}25x_3 \le b_7 - 5b_5 \\
x_2 \ge b_8 \\
x_2 \le b_9 \\
x_3 \ge b_{10} \\
x_3 \le b_{11}
\end{cases} \qquad (3.49)
$$

$$
f_0 = c_0 - 5b_5 + 2{,}5x_2 + 1{,}25x_3 .
$$

Так как в условиях конкретной задачи $c_0 - b_5$ является величиной постоянной, то f_0 достигнет минимального значения в том случае, когда примут минимально допустимые значения неизвестные x_2 и x_3, удовлетворяющие системе ограничений (3.49).

На основании полученной математической модели созданы алгоритм и программа расчета для определения рациональных условий резания при круглом наружном и внутреннем шлифовании заготовок.

Все программные модули написаны на языке DELPHI 5, объединены в программный комплекс определения рациональных условий резания при обработке цилиндрических поверхностей деталей и реализованы на ПЭВМ.

3.4. ПРИМЕР ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ РЕЗАНИЯ

Разработанные программы расчета были использованы для определения рационального вида и условий обработки на окончательной операции формообразования цилиндрической поверхности штока гидроцилиндра, изготовленного из титанового сплава ВТ20. Общая длина штока равнялась 240 мм. Диаметр, длина и шероховатость обрабатываемой поверхности составляли, соответственно, $\varnothing 30^{+0{,}033}$ мм, $l = 200$ мм, $Ra = 0{,}63$ мкм.

Предполагалось, что операция тонкого точения цилиндрической поверхности гидроцилиндра в условиях производства будет осуществляться на универсальном токарно-винторезном станке 1В616П, в центрах, резцом с пластиной из твердого сплава группы ВК, а операция круглого наружного шлифования этой же поверхности будет производиться также в центрах, на круглошлифовальном станке модели 3М151 сплошным или прерывистым кругом.

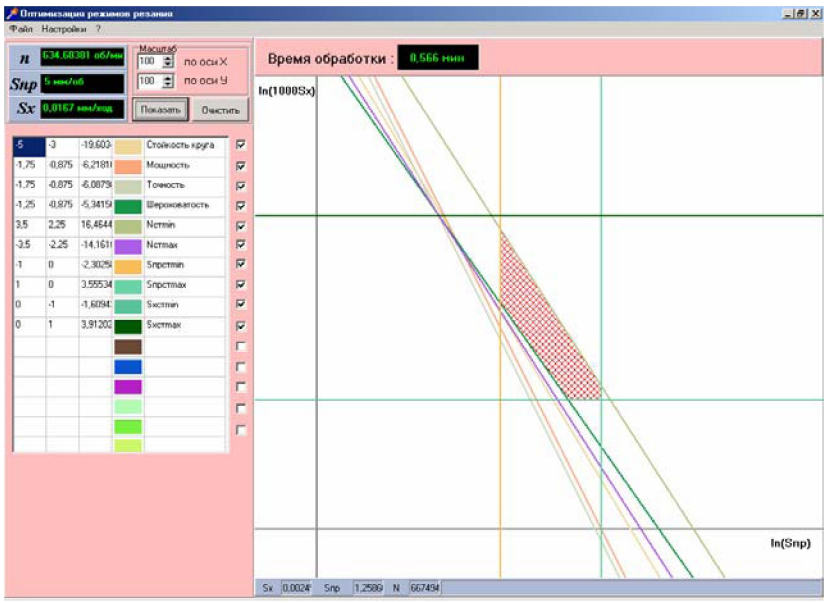


Рис. 3.6. Область рациональных режимов обработки при шлифовании: круг прерывистый ПП400х50х203 63С40М37К5

Определение рациональных условий резания, для каждого вида обработки осуществлялось путем варьирования управляющих параметров (марки инструментального материала или характеристики круга, геометрии инструмента, СОТС и т.д.).

Проведенные расчеты показали, что наименьшее машинное время обработки при выполнении вышеуказанных технических требований на операцию обеспечивает процесс шлифования заготовки кругом ПП400х50х127 63С40М37К5. На рис. 3.6 и 3.7 приведены области рациональных режимов обработки (при наивыгоднейших условиях) цилиндрической поверхности заготовки, соответственно, для процессов шлифования и точения.

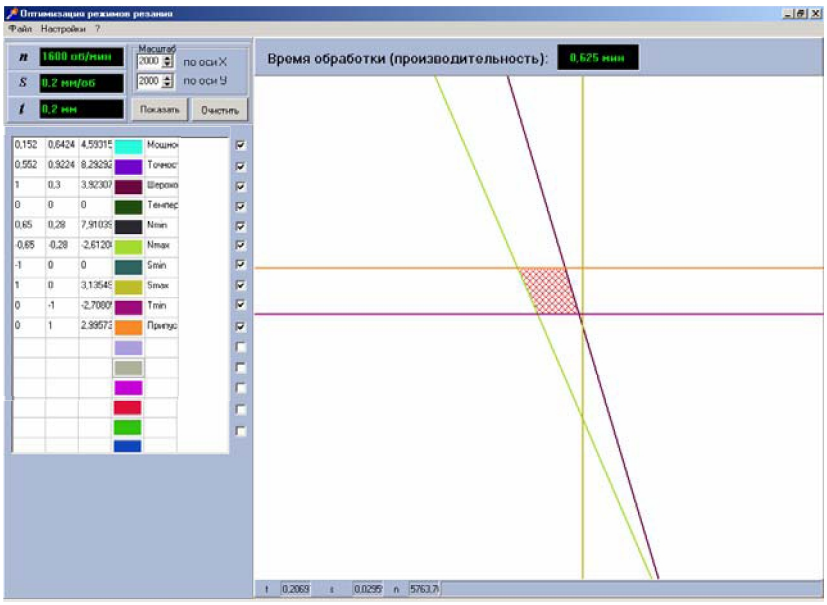


Рис. 3.6. Область рациональных режимов обработки при точении:
ВК8, $\varphi = 30^o$, $\varphi_1 = 10^o$, $\gamma = \alpha = 10^o$, $r = 3$ мм, $h_з = 0{,}3$ мм, СОТС – 10 % водная эмульсия под давлением

Как видно из рис. 3.6. и 3.7., область рациональных режимов обработки для процесса круглого наружного шлифования значительно больше, чем для процесса точения (см. масштабы), что делает

процесс шлифования более стабильным и позволяет обеспечить технологические запасы на операцию.

Глава 4

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИКИ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ШЛИФОВАНИИИ

4.1. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕПЛОВЫХ ЯВЛЕНИЙ

Тепловые явления, сопровождающие процессы лезвийной и абразивной обработки, при определенных условиях могут оказывать решающее влияние, как на протекание самого процесса, так и на качество изготовления деталей и износостойкость режущего инструмента. Поэтому температура в зоне контакта инструмента с заготовкой не должна превышать критических значений, что достигается назначением рациональных условий обработки. В первую очередь вышесказанное следует отнести к процессу шлифования, являющемуся, хотя и более теплонапряженным процессом по сравнению с

лезвийными видами обработки, но вместе с тем широко используемым на окончательных операциях. Высокая геометрическая точность, производительность, возможность обеспечения требуемого состояния поверхностного слоя приводят к тому, что доля шлифовальных операций в технологических процессах изготовления деталей непрерывно растет.

Решающее влияние тепловых явлений на ход процесса шлифования, формирование поверхностного слоя обрабатываемых поверхностей и износостойкость абразивно-алмазного инструмента отмечено авторами работ [20, 37, 58, 80, 81, 88, 97, 98 и др.]. Однако это мнение не бесспорно, что следует из результатов теоретических и экспериментальных исследований, приведенных в работах [31, 42]. Согласно теории профессора Кравченко Б.А. [31], формирование остаточных напряжений в поверхностном слое осуществляется под действием силового и температурного факторов при доминирующем воздействии первого, если температура не превосходит значений, соответствующих началу структурно-фазовых превращений.

Среднеконтактная температура, безусловно, является важным, но не единственным параметром, влияющим на протекание процесса шлифования и формирование физико-механического состояния поверхностного слоя. В частности, в работах [20, 58, 78] отмечено, что важнейшее значение при формировании поверхностного слоя имеют градиенты температур и скорости изменения температуры.

Исходя из подобных соображений, многие авторы свои теоретические и экспериментальные исследования посвятили изучению именно данного вопроса. Причем, как показал анализ литературных данных, наибольшее количество работ посвящено исследованию тепловых процессов при плоском шлифовании.

К важнейшим теоретическим разработкам исследования тепловых процессов при шлифовании, по-видимому, следует отнести решение задач по расчету стационарных и нестационарных температурных полей при шлифовании кругами со сплошной рабочей поверхностью [16, 17, 20, 58, 76, 80, 88,

94, 99], а также нестационарных температурных полей при шлифовании кругами с прерывистой режущей поверхностью [16, 24, 37, 43, 66, 81]. При этом следует отметить, что стационарные температурные поля при шлифовании возникают, когда участок поверхности в зоне контакта круга с заготовкой нагревается до температуры насыщения и выдерживается при этой температуре некоторое время, а это наблюдается, как правило, при малых скоростях перемещения теплового источника и (или) большой длине дуги контакта.

Прерывистые, композиционные и комбинированные круги открывают принципиальную возможность понижения контактных температур за счет периодического прерывания теплового потока, поступающего в заготовку, и, соответственно, периодического отвода тепла из зоны резания (см. 3.2.2). При этом протяженность режущих выступов и впадин у прерывистых кругов, а также режущих выступов и смазывающе-охлаждающих элементов у композиционных кругов, по данным авторов работ [58, 79, 94], определяется на основе исследования нестационарного температурного поля, возникающего при работе данными кругами. Одной из составляющих этого исследования является получение зависимости максимальной температуры от времени воздействия рассматриваемого теплового источника на заданный участок поверхности.

Практически в каждой [16, 17, 20, 24, 37, 43, 58, 76, 80, 81, 88, 94, 97, 98] из перечисленных выше работ, посвященных теоретическим исследованиям тепловых процессов при шлифовании, представлены математическая модель и метод расчета стационарного или нестационарного температурного поля, возникающего в заготовке при вполне определенном виде шлифования кругом конкретной конструкции: со сплошной рабочей поверхностью, прерывистым или композиционным со специальными вставками. Как показал анализ литературных данных, только в работе [66] решена задача по расчету температурного поля в заготовке при круглом внутреннем шлифовании кругами произвольной конструкции с учетом конвективного теплообмена внутренней поверхности заготовки с охлаждающей жидкостью и наружной поверхности заготовки с окружающей средой.

Вместе с тем представляло бы большой практический интерес решение задачи, позволяющее рассчитывать температурное поле в заготовках при различных видах шлифования кругами произвольной конструкции.

Теоретическое исследование кинетики теплового процесса при заданных условиях шлифования позволяет установить влияние скорости движения теплового источника и длины дуги контакта на температуру в зоне резания, определить скорость нагрева и охлаждения заготовки, глубину прогрева до определенной температуры и т.д. Решение аналогичной задачи с учетом действия охлаждающего фактора позволяет приблизить картину развития теплового процесса к реальным условиям и при наличии метастабильной диаграммы состояния обрабатываемого материала открывает путь для обоснованного прогнозирования структурно-фазового состояния поверхностного слоя детали. Однако использование метастабильных диаграмм состояния в настоящее время затруднено, так как они имеются лишь для ограниченного перечня материалов [20, 78].

Для построения метастабильных диаграмм состояния материалов необходимо иметь устройства, позволяющие моделировать быстропротекающие тепловые процессы. В частности, применительно к процессам шлифования (кругами и лентами) эти устройства должны обеспечивать скорости нагрева и охлаждения до $10^6 \ldots 10^7$ °С/с и выдержку при заданной температуре до нескольких секунд. Существующие в настоящее время устройства не в полной мере обеспечивают вышеуказанные требования.

Переходя к анализу реального процесса шлифования, следует иметь в виду, что изменение любой составляющей режима резания приводит к изменению не менее двух других параметров, определяющих характер теплового процесса [20].

Увеличение скорости круга, по данным работ [35, 41, 58, 94], во всех случаях вызывает возрастание мощности тепловыделения, которая пропорциональна произведению главной составляющей силы резания на рабочую скорость круга. Возрастание мощности тепловыделения приводит, соот-

ветственно, к увеличению среднеконтактной температуры в зоне резания, рост которой обусловлен увеличением количества тепловых импульсов от режущих зерен, отнесенных к единице поверхности зоны контакта круга с обрабатываемой заготовкой.

В отношении влияния скорости вращения заготовки на температуру шлифования анализ литературных данных выявил существенные разногласия.

По данным работы [35], с увеличением скорости вращения заготовки температура шлифования возрастает, хотя и в меньшей степени, чем при увеличении глубины резания. В то же время результаты исследований, приведенные в работах [23, 41, 51], позволили авторам сделать заключение о снижении температуры шлифования с увеличением скорости заготовки.

Обобщив и проанализировав результаты теоретических и экспериментальных исследований тепловых процессов при различных видах шлифования, профессор Сипайлов В.А. счёл возможным сделать заключение, что если плотность теплового потока зависит от скорости вращения (или перемещения) заготовки, как $q = c\upsilon_з^{\alpha_1}$, то для зависимости температуры поверхности от скорости возможны три случая:

- если $\alpha_1 > \frac{1}{2}$, температура поверхности растет с увеличением скорости;
- если $\alpha_1 < \frac{1}{2}$, температура поверхности убывает с увеличением скорости;
- если $\alpha_1 = \frac{1}{2}$, температура поверхности не зависит от скорости заготовки.

Такого же мнения придерживается и автор работы [94]. По мнению профессора Якимова А.В., в зависимости от жёсткости станка и условий профильного шлифования, температура в зоне контакта

круга с обрабатываемой заготовкой по мере увеличения её скорости в одних случаях будет увеличиваться, в других – уменьшаться, а иногда оставаться неизменной.

Таким образом, можно констатировать, что существующие представления о влиянии скорости заготовки на температуру в зоне резания при обработке как сплошными, так и прерывистыми кругами – весьма противоречивы. В настоящее время в литературе высказаны всевозможные варианты мнений по данному вопросу.

Большинство авторов [20, 23, 35, 51] отмечают рост максимальной температуры с увеличением глубины резания. Однако данное мнение не является единым. Так, например, авторы работ [58, 94] указывают на сложную функциональную связь температуры с глубиной шлифования. По данным Якимова А.В. [94] и Сипайлова В.А. [58], с увеличением глубины шлифования возрастает интенсивность тепловых импульсов от режущих зерен и их число, что способствует повышению температуры в зоне контакта. С увеличением глубины шлифования возрастает также протяженность зоны контакта $l = \sqrt{Dt}$ (D - диаметр круга, t - глубина шлифования) в направлении движения теплового источника и её площадь. Первый параметр, при постоянной скорости перемещения теплового источника, увеличивая время его воздействия, способствует повышению теплонапряженности процесса шлифования. Второй за счет снижения плотности теплового потока уменьшает теплонапряженность. В зависимости от того, какой из параметров будет оказывать преобладающее влияние на интенсивность тепловыделения в зоне контакта круга с заготовкой, температура по мере увеличения глубины шлифования в одних случаях будет возрастать, в других оставаться неизменной, а в отдельных случаях будет уменьшаться.

Такое многообразие противоречивых выводов в оценке влияния элементов режима резания на температуру шлифования, сделанных на основе экспериментальных исследований, объясняется, по-видимому, невозможностью получения однозначных зависимостей в связи с различными условиями

проведения экспериментов. Для проведения исследований использовались всевозможные материалы, абразивные инструменты и станки, обработка велась при различных видах шлифования и т.п.

Существенное влияние на температуру шлифования оказывает характеристика абразивного инструмента. По данным работы [35], температура шлифования снижается с уменьшением зернистости абразивных кругов с 40 до 25, что объясняется меньшим радиусом скругления у вершин абразивных зерен. При дальнейшем уменьшении размеров зерен до зернистости 16 и 12 наблюдается небольшое увеличение температуры, что объясняется большей склонностью круга к припуплению и засаливанию.

Применение кругов на бакелитовой и силикатной связках, по данным авторов работ [35, 98], снижает интенсивность теплообразования в зоне резания по сравнению с кругами на керамической связке.

Пористость инструмента также оказывает большое влияние на величину температуры шлифования. С повышением пористости круга уменьшается вероятность появления прижогов на шлифуемой поверхности.

Изменение теплофизических характеристик материала деталей, по данным авторов [35, 94], оказывает существенное влияние на протекание теплового процесса. Например, температура шлифования повышается со снижением теплопроводности обрабатываемого материала.

Большое влияние на температуру шлифования оказывает конструкция абразивного инструмента. Исследования показали, что использование при шлифовании труднообрабатываемых материалов прерывистых и композиционных абразивных кругов позволяет, в зависимости от режима резания и отношения протяженности впадины (или смазывающе-охлаждающего элемента) к режущему выступу, снизить температуру в зоне контакта в среднем в 1,3…1,4 раза [60, 63, 82, 94], а усредненную температуру обрабатываемой поверхности в 1,2…2,8 раза [18, 19]. При этом, как показывает опыт эксплуатации кругов с прерывистой режущей поверхностью, отношение протяженности впадины

(смазывающе-охлаждающего элемента) к режущему выступу, по данным работ [79, 94], должно быть меньше или равно 0,5. Эффект понижения температуры может быть усилен путем увеличения протяженности впадин (смазывающе-охлаждающих элементов). Однако при этом понижается прочность шлифовальных кругов и снижается их работоспособность.

Таким образом, анализ литературных данных показал отсутствие теоретических разработок, позволяющих рассчитать температурное поле в обрабатываемых заготовках при различных видах шлифования кругами произвольной конструкций с учетом конвективного теплообмена круга с заготовкой. В то же время использование результатов исследования кинетики тепловых процессов и метастабильных диаграмм состояния материалов позволяет на этапе структурно-параметрической оптимизации определить область рациональных условий обработки, исключающих возможность возникновения структурно-фазовых превращений в поверхностном слое заготовок при шлифовании. Кроме того, наличие противоречивых результатов при оценке влияния элементов режима на температуру шлифования, полное отсутствие или крайне малое количество работ посвященных экспериментальному исследованию среднеконтактной температуры, соответственно, при круглом и плоском шлифовании комбинированными кругами и круглом наружном шлифовании композиционными кругами [23], свидетельствует о недостаточной изученности данного процесса и необходимости дальнейших исследований.

4.2. РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ ПО РАСЧЕТУ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ЗАГОТОВКАХ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ВИДАХ ШЛИФОВАНИЯ КРУГАМИ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Обеспечение требуемого состояния поверхностного слоя деталей на окончательных операциях их изготовления является важнейшей задачей при проектировании любого технологического процесса. Аналитическое решение задачи по расчету пространственно-временного температурного поля в обрабатываемых заготовках при различных видах шлифования кругами произвольной конструкции – сплошными, прерывистыми, композиционными и комбинированными открывает возможности для управления качеством обработки на этапе структурно-параметрической оптимизации окончательных операций технологического процесса.

4.2.1. ОЦЕНКА ГЛУБИНЫ ПРОНИКНОВЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ВОЗМУЩЕНИЙ ПРИ ПЕРИОДИЧЕСКОМ ДЕЙСТВИИ ТЕПЛОВОГО ИСТОЧНИКА И ОХЛАЖДЕНИЯ

Решение задачи потребовало определения глубины проникновения температурных возмущений при периодическом действии теплового источника и охлаждения с целью схематизации заготовки и процесса шлифования.

Рассмотрим для простоты одномерную задачу о распространении тепла в полубесконечном теле, т.е. процесс распространения тепла, описывается одномерным уравнением теплопроводности:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (0 < y < \infty). \qquad (4.1)$$

Периодическое воздействие подвода и отвода тепла моделируем следующими граничными условиями II рода:

$$\left.\frac{\partial T}{\partial y}\right|_{y=0} = A\sin\omega t\,; \quad \lim_{y\to\infty} T(y,t) = 0\,. \qquad (4.2)$$

Решение уравнения (4.1), удовлетворяющее граничным условиям (4.2) будем искать в виде

$$T = e^{i\omega t}\cdot Y(y), \qquad (4.3)$$

тогда после подстановки (4.3) в уравнение (4.1) получим уравнение для функции $Y(y)$:

$$i\omega\, Y = aY'' \text{ или } Y'' - i\frac{\omega}{a}\cdot Y = 0\,.$$

Это однородное линейное уравнение с постоянными коэффициентами, оно имеет следующее характеристическое уравнение

$$\lambda^2 - i\frac{\omega}{a} = 0\,.$$

Данное характеристическое уравнение имеет два комплексных корня (рис. 4.1):

$$\lambda_1 = \sigma + i\sigma; \quad \lambda_2 = -\sigma - i\sigma, \text{ где } \sigma = \sqrt{\frac{\omega}{2a}}.$$

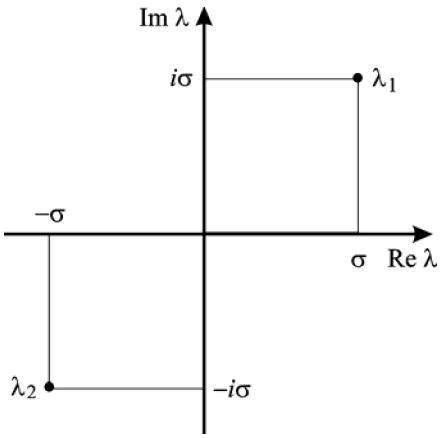


Рис. 4.1 . Комплексная плоскость λ

Таким образом:

$$Y(y) = C_1 e^{(\sigma+i\sigma)y} + C_2 e^{-(\sigma+i\sigma)y} =$$
$$= \tilde{C}_1 e^{\sigma y}(\cos\sigma y + i\sin\sigma y) + \tilde{C}_2 e^{-\sigma y}(\cos\sigma y + i\sin\sigma y).$$

Учитывая условие $(\lim T = 0)$, получим, что $C_1 = 0$, то есть

$$Y(y) = \tilde{C}_2 e^{-\sigma y - i\sigma y}\,.$$

Подставляя полученное выражение в (4.3) получим комплекснозначное периодическое решение уравнения (4.1):

$$T = Ce^{-\sigma y + i(\omega t - \sigma y)} = Ce^{-\sigma y}\left[\cos(\omega t - \sigma y) + i\sin(\omega t - \sigma y)\right]. \qquad (4.4)$$

Если комплекснозначная функция (4.4) является периодическим решением уравнения (4.1), то ее действительная и мнимая части также будут являться решениями уравнения (4.1)

$$T_1 = C_1 e^{-\sigma y}\cos(\omega t - \sigma y); \quad T_2 = C_2 e^{-\sigma y}\sin(\omega t - \sigma y).$$

Используя линейную комбинацию этих решений, построим функцию, удовлетворяющую граничным условиям (4.2):

$$T = e^{-\sigma y}\left[C_1\cos(\omega t - \sigma y) + C_2\sin(\omega t - \sigma y)\right];$$

$$\frac{\partial T}{\partial y} = -\sigma e^{-\sigma y}\left[C_1\cos(\omega t - \sigma y) + C_2\sin(\omega t - \sigma y)\right] -$$

$$-\sigma e^{-\sigma y}\left[-C_1\sin(\omega t - \sigma y) + C_2\cos(\omega t - \sigma y)\right] =$$

$$= -\sigma e^{-\sigma y}\left[(C_1 + C_2)cos(\omega t - \sigma y) + (C_2 - C_1)\sin(\omega t - \sigma y)\right];$$

$$\left.\frac{\partial T}{\partial y}\right|_{y=0} = -\sigma\left[(C_1 + C_2)\cos\omega t + (C_2 - C_1)\sin\omega t\right].$$

Подставив ее в граничные условия (4.2) получим

$$\begin{cases} C_1 + C_2 = 0 \\ \sigma(C_1 - C_2) = A \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} C_2 = -C_1 \\ C_1 = \dfrac{A}{2\sigma} \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} C_2 = -\dfrac{A}{2\sigma} \\ C_1 = \dfrac{A}{2\sigma} \end{cases}$$

Таким образом, решение будет иметь вид:

$$T = \frac{A}{2\sigma}e^{-\sigma y}\left[\cos(\omega t - \sigma y) - \sin(\omega t - \sigma y)\right] = \frac{A}{\sqrt{2}\sigma}e^{-\sigma y}cos\left(\omega t - \sigma y + \frac{\pi}{4}\right).$$ Если максимальную температуру на поверхности $(y = 0)$ обозначить $T_W = \dfrac{A}{\sqrt{2}\sigma}$, то получим: $T = T_W e^{-\sigma y}\cos\left(\omega t - \sigma y + \dfrac{\pi}{4}\right)$.

Очевидно, что $\dfrac{T}{T_W} = e^{-\sigma y}\cos\left(\omega t - \sigma y + \dfrac{\pi}{4}\right)$.

Следовательно, $\left|\dfrac{T}{T_W}\right| \le e^{-\sigma y}$.

Обозначим через $\delta_{0,15}$ - глубину, на которой $\left|\dfrac{T}{T_W}\right| \le 0{,}15$. Данное неравенство получено из условия, что температура в зоне контакта круга с заготовкой не превышает 1000 °С (см. 4.3.4), а минимальное значение температуры, при которой возможен низкий отпуск, составляет 150 °С. Очевидно

$$\delta_{0,15} = -\frac{\ln 0{,}15}{\sigma} = \frac{1{,}88}{\sigma} = 1{,}88\sqrt{\frac{2a}{\omega}} = 2{,}68\sqrt{\frac{a}{\omega}}.$$

Реальное изменение теплового потока во времени отличается от того, которое принято в граничном условии (4.2). Но поскольку любые граничные условия могут быть представлены в виде суперпозиции гармоник (ряд Фурье или интеграл Фурье), то для оценки глубины проникновения температурных возмущений необходимо знать спектр разложения, по которому определяется частота ω - соответствующая максимальной амплитуде. Если таких максимумов несколько, то следует взять тот, который соответствует минимальной частоте.

Например, для композиционных кругов такая частота очевидно будет определяться по формуле

$$\omega = 2\pi\frac{nN_{вст}}{60},$$

где n - частота вращения круга, об/мин; $N_{вст}$ - число вставок, шт.

Оценим $\delta_{0,15}$ для наиболее неблагоприятного случая:

$n = 2500$ об/мин, $N_{вст} = 3$ шт, $\omega = \frac{2 \cdot \pi \cdot 2500 \cdot 3}{60} = 785\, c^{-1}$,

$a = 6 \cdot 10^{-6}$ м^2/с, $\delta_{0,15} = 2{,}3 \cdot 10^{-4}$ м = 0,23 мм.

На самом деле глубина проникновения температурных возмущений еще меньше, поскольку тепловой источник действует не по всей поверхности, а локализован в зоне резания.

Таким образом, если характерный размер заготовки $R >> \delta_{0,15}$, то без заметной погрешности тело произвольной формы можно рассматривать, как полуограниченное тело – тело ограниченное "плоскостью", на которой действует тепловой источник или осуществляется конвективный теплообмен в соответствии с условиями обработки. Поэтому решение задачи по определению пространственно-временного температурного поля в заготовках при различных видах шлифования, кругами произвольной конструкции, с учетом конвективного теплообмена обрабатываемой поверхности с охлаждающей жидкостью вне зоны контакта круга с заготовкой, может быть сведено к решению задачи по расчету температурного поля в заготовках при плоском шлифовании кругом. Схема плоского комбинированным шлифования кругом приведена на рис. 4.2. Комбинированный круг включает элементы, присущие кругам различных конструкций, поэтому решение задачи по расчету температурного поля в заготовке при ее шлифовании сплошным, прерывистым или композиционным кругами может рассматриваться как частный случай решения задачи по определению температурного поля при шлифовании комбинированным кругом.

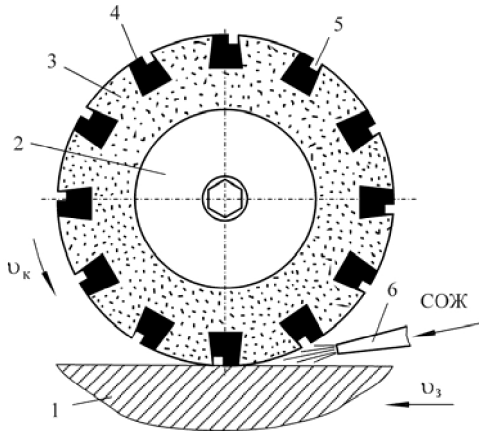


Рис. 4.2. Схема плоского шлифования комбинированным кругом:
1 – обрабатываемая заготовка; 2 – комбинированный круг; 3 – режущий выступ; 4 – смазывающе-охлаждающий элемент; 5 – впадина; 6 – сопло для подачи СОЖ

4.2.2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

При постановке и решении задачи по расчету температурного поля в заготовках при плоском шлифовании комбинированным кругом, с учетом конвективного теплообмена обрабатываемой поверхности с охлаждающей жидкостью вне зоны контакта круга с заготовкой, на основании анализа результатов теоретических и экспериментальных исследований были сделаны следующие допущения:

- тепловой источник имеет полосовую форму и бесконечную ширину (задача двухмерная) и непрерывно действует в течение контакта режущего выступа круга с заготовкой. Интенсивность источника равномерна по всей площади контакта и постоянна во времени, источник движется по поверхности тела со скоростью $\upsilon_з$;
- влияние теплопереноса в направлении продольной подачи пренебрежимо мало;
- теплофизические параметры обрабатываемых материалов и смазывающе-охлаждающих элементов кругов считать постоянными;
- температура охлаждающей жидкости остается постоянной, равной температуре окружающей среды.

Исходя из принятых допущений, задача формулируется следующим образом. По поверхности полуограниченного тела (заготовки) в направлении противоположном направлению движения заготовки со скоростью $\upsilon_з$ движется прерывистый полосовой тепловой источник с плотностью теплового потока равной q. Характерной особенностью теплового источника является то, что направление теплового потока в зоне контакта круга с заготовкой периодически изменяется. Тепловой поток направлен то в заготовку, то из нее. На внеконтактном участке комбинированного круга с заготовкой и во время прохождения впадинами зоны контакта происходит конвективный теплообмен обрабатываемой поверхности заготовки с охлаждающей жидкостью с коэффициентом теплоотдачи $\alpha_в$, а во время

контакта смазывающе-охлаждающих элементов круга с поверхностью заготовки происходит перенос тепла с обрабатываемой поверхности в СОЭ с коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{СОЭ}$.

Схемы распределения тепловых потоков на поверхности заготовки во время работы комбинированного шлифовального круга представлены на рис. 4.3.

Решение задачи основано на применении метода граничных элементов.

Уравнение теплопроводности в подвижной системе координат, связанной с зоной контакта $\left(0 \le x \le \delta,\ y = 0\right)$, будет иметь вид:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right) - \upsilon_з \frac{\partial T}{\partial x}, \qquad \begin{array}{l} -\infty < x < \infty; \\ 0 < y;\ 0 < t, \end{array}$$

граничные условия:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = b(x,t)\left(T - T_\infty\right)\Big|_{y=0} + d(x,t), \qquad \begin{array}{l} -\infty < x < \infty; \\ y = 0;\ \mathrm{t} > 0, \end{array}$$

начальные условия:

$$T(x,y,0) = T_0 = T_\infty,\ -\infty < x < \infty,\ y = 0,\ t > 0,$$

где T - температура, К; T_∞ - температура окружающей среды, К; t - время, с; a - коэффициент температуропроводности, м^2/с; x, y - текущие значения координат, м; λ - коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); $\upsilon_з$ - скорость движения заготовки, м/с.

Значения $b(x,t)$ и $d(x,t)$ приведены на рис. 4.4. Причем зависимость от t носит периодический характер с периодом $t_ц$.

Период цикла определяется по формуле

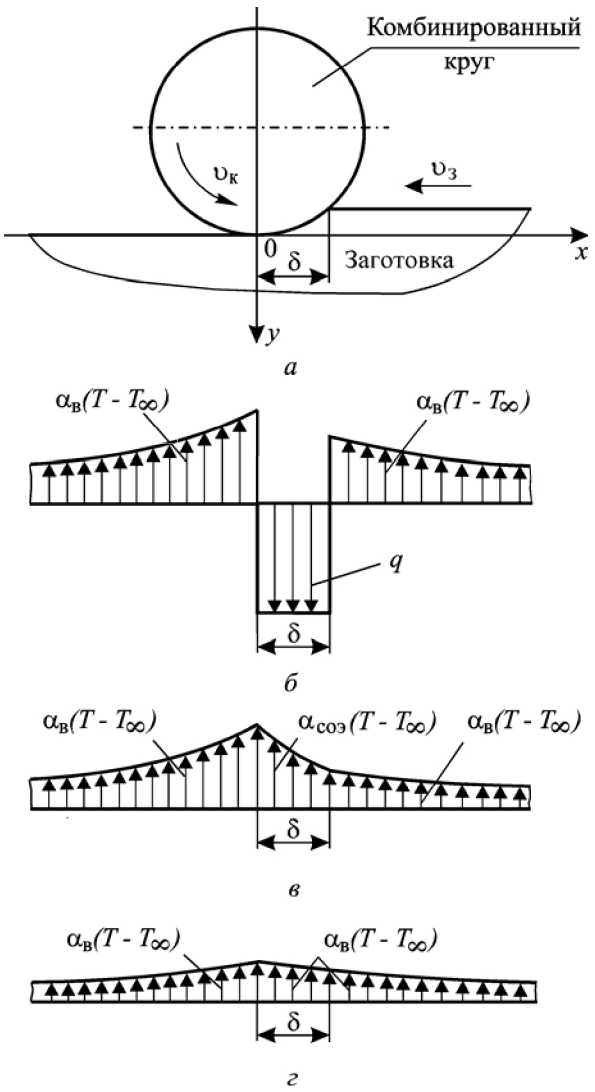


Рис. 4.3. Схемы шлифования (*а*) и распределения тепловых потоков на обрабатываемой поверхности заготовки во время прохождения зоны контакта режущим выступом (*б*), смазывающе-охлаждающим элементом (*в*) и впадиной (*г*) круга

$$t_ц = \frac{60}{n_к N_{СОЭ}} = t_р + t_{СОЭ} + t_в ,$$

где $t_ц$ - время цикла, с; $n_к$ - число оборотов круга, об/мин; $N_{СОЭ}$ - число СОЭ, шт; $t_р, t_{СОЭ}$ - время контакта, соответственно, режущего выступа и смазывающе-охлаждающего элемента с обрабатываемой заготовкой, с; $t_в$ - время прохождения впадиной круга зоны контакта его с заготовкой, с.

Рис. 4.4. Схема для определения значений функций $b(x,t)$ и $d(x,t)$

В случае если $t_{СОЭ} = 0$, $t_в = 0$, $t_р \neq 0$ задача расчета температурного поля в заготовке при шлифовании комбинированным кругом сводится к задаче по определению температурного поля в заготовке сплошным кругом. Ес-

ли $t_{СОЭ} = 0$, $t_в \neq 0$, $t_р \neq 0$ задача расчета температурного поля в заготовке при шлифовании комбинированным кругом, соответственно, сводится к задаче по определению температурного поля в заготовке прерывистым кругом и т.д.

4.2.3. ПРИВЕДЕНИЕ ЗАДАЧИ К БЕЗРАЗМЕРНОМУ ВИДУ

Приведем задачу к безразмерному виду, используя в качестве масштабов величины:

$\frac{a}{\upsilon_з^2}$ - масштаб времени, с;

$\frac{a}{\upsilon_з}$ - линейный масштаб, м;

$\frac{aq}{\upsilon_з \lambda}$ - масштаб температуры, К.

Рассмотрим новые переменные:

$u = (T - T_\infty)\frac{\upsilon_з \lambda}{aq}$ - безразмерная температура;

$\tau = \frac{t\upsilon_з^2}{a}$ - безразмерное время;

$X = \frac{x\upsilon_з}{a}$, $Y = \frac{y\upsilon_з}{a}$ - безразмерные координаты,

тогда дифференциальное уравнение, граничные и начальные условия примут вид:

$$\frac{\partial u}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 u}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial Y^2} - \frac{\partial u}{\partial X}; \qquad (4.5)$$

$$\left.\frac{\partial u}{\partial Y}\right|_{Y=0} = B(X,\tau)\cdot u\big|_{Y=0} + D(X,\tau) \text{ - граничные условия;} \qquad (4.6)$$

$$u(X,Y,0) = 0 \text{ - начальные условия;} \qquad (4.7)$$

где $B_i^в = \frac{a\alpha_в}{\upsilon_з \lambda}$; $B_i^{СОЭ} = \frac{a\alpha_{СОЭ}}{\upsilon_з \lambda}$;

$u_0 = (T_0 - T_\infty)\frac{\upsilon_з \lambda}{aq}$; $\Delta = \frac{\delta \upsilon_з}{a}$; $\tau_ц = \frac{t_ц \upsilon_з}{a}$.

Значения безразмерных функций $B(X,\tau)$ и $D(X,\tau)$ в различных областях плоскости (X,τ) представлены на схеме (рис. 4.5).

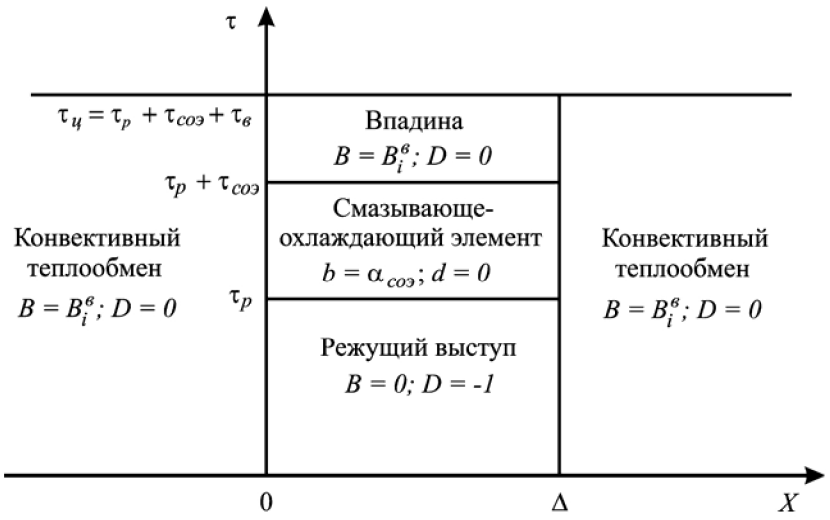


Рис. 4.5. Схема для определения значений функций $B(X,\tau)$ и $D(X,\tau)$

4.2.4. ПОСТРОЕНИЕ ФУНДАМЕНТАЛЬНОГО РЕШЕНИЯ СОПРЯЖЕННОГО ОПЕРАТОРА УРАВНЕНИЯ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ДЛЯ ДВИЖУЩЕЙСЯ СРЕДЫ

Преобразуем уравнение (4.5) к виду

$$-\frac{\partial u}{\partial \tau}+\frac{\partial^2 u}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial Y^2}-\frac{\partial u}{\partial X}=0$$

или в операторном виде

$$L[u]=0, \quad \text{где} \quad L[\ ]=-\frac{\partial}{\partial \tau}+\frac{\partial^2}{\partial X^2}+\frac{\partial^2}{\partial Y^2}-\frac{\partial}{\partial X}.$$

Сопряженный оператор:

$$L^*[\ ]=\frac{\partial}{\partial \tau}+\frac{\partial^2}{\partial X^2}+\frac{\partial^2}{\partial Y^2}+\frac{\partial}{\partial X}.$$

Для получения основного интегрального тождества метода граничных элементов необходимо получить фундаментальное решение дифференциального оператора $L^*[\ ]$. Для этого нужно построить функцию w, для которой

$$L^*[w]=-\delta(M^*,M)\cdot\delta(\tau^*-\tau),$$

где M^* - точка с координатами (X^*,Y^*), M - точка с координатами (X,Y).

Сделаем преобразование Фурье по координатам X,Y:

$$W=\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty} w e^{i(\lambda X+\mu Y)}dXdY.$$

Очевидно:

$$\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}\left(\frac{\partial^2 w}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial Y^2}\right)e^{i(\lambda X+\mu Y)}dXdY=-(\lambda^2+\mu^2)W,$$

$$\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}\frac{\partial w}{\partial X}e^{i(\lambda X+\mu Y)} = \int_{-\infty}^{\infty}e^{i(\lambda X+\mu Y)}w\Big|_{X=-\infty}^{X=\infty} - i\lambda\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}we^{i(\lambda X+\mu Y)}dXdY = -i\lambda W,$$

$$\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}\delta\left(M^*,M\right)e^{i(\lambda X+\mu Y)}dXdY = e^{i\left(\lambda X^*+\mu Y^*\right)}.$$

Таким образом, получаем:

$$\frac{dW}{d\tau} - \left(\lambda^2+\mu^2\right)W - i\lambda W = -\delta\left(\tau^*-\tau\right)e^{i\left(\lambda X^*+\mu Y^*\right)}.$$

Сделаем преобразование по τ

$$Z = \int_0^{\infty}e^{-p\tau}W(\tau)d\tau;$$

$$\int_0^{\infty}\frac{dW}{d\tau}e^{-p\tau}d\tau = pZ(p,\lambda,\mu); \quad \int_0^{\infty}\delta\left(\tau^*-\tau\right)e^{-p\tau}d\tau = e^{-p\tau^*};$$

$$pZ - \left(\lambda^2+\mu^2\right)Z - i\lambda Z = -e^{-p\tau^*+i\left(\lambda X^*+\mu Y^*\right)}.$$

$$Z\left[p-\left(\lambda^2+\mu^2\right)-i\lambda\right] = e^{-p\tau^*+i\left(\lambda X^*+\mu Y^*\right)},$$

$$Z = \frac{-1}{p-\left(\lambda^2+\mu^2\right)-i\lambda}e^{-p\tau^*+i\left(\lambda X^*+\mu Y^*\right)}.$$

Сделаем обратное преобразование Лапласа

$$W = \eta\left(\tau^*-\tau\right)\exp\left\{\left(\lambda^2+\mu^2\right)s + i\left[\lambda\left(X^*+s\right)+\mu Y\right]\right\},$$

где $s = \left(\tau-\tau^*\right)$, а затем обратное преобразование Фурье

$$w = \frac{\eta\left(\tau^*-\tau\right)}{4\pi\left(\tau^*-\tau\right)}e^{-\frac{\left(X^*-s-X\right)^2+Y^2}{4\left(\tau^*-\tau\right)}}.$$

Окончательно получаем:

$$w = \frac{\eta\left(\tau^*-\tau\right)}{4\pi\left(\tau^*-\tau\right)}e^{-\frac{\left(\widetilde{X}-X\right)^2+Y^2}{4\left(\tau^*-\tau\right)}}. \qquad (4.8)$$

где $\widetilde{X} = X^*+\left(\tau-\tau^*\right) = X^*-\left(\tau^*-\tau\right).$

4.2.5. ОСНОВНОЕ ИНТЕГРАЛЬНОЕ ТОЖДЕСТВО МЕТОДА ГРАНИЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Уравнение (4.5) в операторной форме будет иметь вид:

$$L[u] = 0$$

Умножим это выражение на произвольную функцию $\upsilon(\mathrm{X},\mathrm{Y},\tau)$ и проинтегрируем полученное произведение

$$\int_{\tau^{\kappa}}^{\tilde{\tau}}\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}\upsilon\, L[u]\,dXdYd\tau = 0.$$

Интегрируя по частям, получим

$$\int_{\tau^{\kappa}}^{\tilde{\tau}}\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}uL^{*}[\upsilon]\,dXdYd\tau = \left(\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}u\upsilon\,dXdY\right)\Bigg|_{\tau^{\kappa}}^{\tilde{\tau}} + \int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tilde{\tau}}\int_{0}^{\infty}\left(\upsilon\frac{\partial u}{\partial Y}\right)\Bigg|_{Y=1} dXd\tau - \int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tilde{\tau}}\int_{0}^{\infty}\left(u\frac{\partial \upsilon}{\partial Y}\right)\Bigg|_{Y=1} dXd\tau. \tag{4.9}$$

В качестве υ возьмем фундаментальное решение сопряженного оператора $L^{*}[\ ]$, которое имеет вид (4.8). Если при этом положить, что $\tilde{\tau} = \tau^{*} + \varepsilon$ и после интегрирования устремить ε к 0, то получим

$$\lim_{\varepsilon\to 0}\int_{\tau^{\kappa}}^{\tau^{*}+\varepsilon}\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}uL^{*}[w]\,dXdYd\tau =$$

$$= -\lim_{\varepsilon\to 0}\int_{\tau^{\kappa}}^{\tau^{*}+\varepsilon}\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}u\delta(M^{*},M)\cdot\delta(\tau^{*}-\tau)\,dXdYd\tau = \tag{4.10}$$

$$= -u(M^{*},\tau^{*}) = -u(X^{*},Y^{*},\tau^{*});$$

$$\lim_{\varepsilon\to 0}\left(\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}uw\,dXdY\right)\Bigg|_{\tau^{\kappa}}^{\tau^{*}+\varepsilon} = \tag{4.11}$$

$$= -\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}u(X,Y,\tau^{\kappa})\,w(X^{*},Y^{*},X,Y,\tau^{*},\tau^{\kappa})\,dXdY.$$

Подставляя (4.10) и (4.11) в (4.9) получим выражение:

$$u(X^{*},Y^{*},\tau^{*}) = \int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tau^{*}}\int_{0}^{\infty}\left(u\frac{\partial w}{\partial Y}\right)\Bigg|_{Y=1} dXdY - \int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tau^{*}}\int_{0}^{\infty}\left(w\frac{\partial u}{\partial Y}\right)\Bigg|_{Y=1} dXdY +$$

$$+\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}u(X,Y,\tau^{\kappa})\cdot w(M^{*},M,\tau^{*},\tau^{\kappa})\,dXdY,$$

которое справедливо для произвольной внутренней точки M^{*} области.

Если M^{*} лежит на границе области $(Y^{*}=0)$, то учитывая скачок интеграла, получим следующее выражение:

$$\frac{1}{2}u(X^{*},Y^{*},\tau^{*}) = \int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tau^{*}}\int_{0}^{\infty}\left(u\frac{\partial w}{\partial Y}\right)\Bigg|_{Y=0} dXd\tau - \int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tau^{*}}\int_{0}^{\infty}\left(w\frac{\partial u}{\partial Y}\right)\Bigg|_{Y=0} +$$

$$+\int_{0}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}u(X,Y,\tau^{\kappa})\cdot w(M^{*},M,\tau^{*},\tau^{\kappa})\,dXdY$$

для произвольной точки границы области. Учитывая граничные условия (4.6), приведем интегральное тождество к виду:

$$\nu\left(Y^*\right)u\left(X^*,Y^*,\tau^*\right)=\int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tau^*}\int_{\infty}^{\infty}\left(\frac{\partial w}{\partial Y}-Bw\right)\Bigg|_{Y=0}\cdot u\left(X,0,\tau\right)dXd\tau-$$
$$-\int_{\tau^{\kappa-\infty}}^{\tau^*}\int_{\infty}^{\infty}(Dw)\Big|_{Y=0}dXd\tau+\int_{0-\infty}^{\infty}\int_{\infty}^{\infty}u\left(X,Y,\tau^{\kappa}\right)w\left(M^*,M,\tau^*,\tau^{\kappa}\right)dXdY, \qquad (4.12)$$

где $\nu\left(Y^*\right)=1$, если $Y^*>0$ (для точек лежащих внутри области), $\nu\left(0\right)=\frac{1}{2}$ (для точек лежащих на границе области).

4.2.6. РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ МЕТОДОМ ГРАНИЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Решение задачи осуществим методом граничных элементов.

Если распределение температуры в области известно в момент времени τ^{κ}, то для определения температуры на поверхности в момент $\tau^{\kappa+1}=\tau^{\kappa}+\Delta\tau$ следует решить интегральное уравнение (4.12), в котором необходимо положить:

$$Y^*=0;\tau^*=\tau^{\kappa}.$$

Затем можно определить температуру внутри области в момент времени $\tau^{\kappa+1}$ из того же уравнения (4.12), в котором следует взять $0<Y$ и $\tau^*=\tau^{\kappa+1}$. Далее этот процесс можно повторить, взяв в качестве начального времени $\tau^{\kappa+1}$, а в качестве конечного времени $\tau^{\kappa+2}$.

Таким образом, можно определить температурное поле в любые заданные моменты времени.

Основная сложность состоит в определении температуры на границе области, то есть в решении интегрального уравнения (4.12) при $Y^*=0$.

Для решения интегрального уравнения (4.12) граница области разбивается на n- участков (конечных элементов) в предположении, что на каждом из них температура остается постоянной. При этом предполагается, что $X_H<X<X_B$, где X_H и X_B выбираются достаточно удаленными от зоны резания так, что $u(X_H,0,\tau)\approx 0$ и $u(X_B,0,\tau)\approx 0$. Аналогично поступают и с координатой Y, т.е. $0<Y<Y_B$.

Обозначим: X_j,X_j',X_j'' - соответственно, середина, нижняя и верхняя граница j-го участка границы; $U_i=u\left(X_i,0,\tau^{\kappa+1}\right)$;

$B_i=B(X_i,\tau^{\kappa+1});D_i=D(X_i,\tau^{\kappa+1})$.

Тогда интегральное уравнение приводится к виду:

$$\frac{1}{2}U_i=\sum_{j=1}^{n}\left(\beta_{ij}-B_j\alpha_{ij}\right)U_j-\sum_{j=1}^{n}D_j\alpha_{ij}+J_i,\ \text{где}\ \left(i=1,2,...n\right);$$

$$\alpha_{ij}=\int_{\tau^{\kappa}}^{\tau^{\kappa+1}}\int_{X_j'}^{X_j''}w\left(X_i,0;X,0;\tau^{\kappa+1},\tau\right)dXd\tau;$$

$$\beta_{ij} = \int_{\tau^{\kappa}}^{\tau^{\kappa+1}} \int_{X'_j}^{X''_j} \frac{\partial}{\partial Y} w\left(X_i,0;X,0;\tau^{\kappa+1},\tau\right) dX d\tau ;$$

$$J_i = \int_0^{Y_B} \int_{X_H}^{X_B} u\left(X,Y,\tau^{\kappa}\right) w\left(X_i,0;X,Y;\tau^{\kappa+1},\tau^{\kappa}\right) dX dY .$$

Введем матричные обозначения:

$$U = \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ \vdots \\ U_n \end{bmatrix}; \quad A = \begin{bmatrix} a_{11} \cdots a_{1n} \\ \vdots \quad \vdots \\ a_{n1} \cdots a_{nn} \end{bmatrix}; \quad F = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ \vdots \\ F_n \end{bmatrix},$$

где $a_{ij} = \beta_{ij} + B_j \alpha_{ij}; F_i = \sum_{j=1}^{n} D_j \alpha_{ij} + J_i.$

В матричных обозначениях полученная система будет иметь вид:

$$\left(\frac{1}{2}E - A\right)U = F .$$

Основные затраты времени, как видно из приведенных формул, приходятся на вычисление α_{ij} и β_{ij}. Однако если шаг по времени $\Delta\tau$ не меняется, то эти коэффициенты остаются постоянными и

не требуют вычисления при каждом шаге. Если при этом шаг τ достаточно мал, то матрица A принимает трехдиагональный вид и может быть эффективно решена методом прогонки, что снижает вычислительные затраты.

4.3. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ВИДАХ ШЛИФОВАНИЯ КРУГАМИ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Использование теоретических разработок при исследовании тепловых процессов на операциях механической обработки позволяет при минимальном объеме экспериментальных исследований сделать заключение о целесообразности использования выбранного метода обработки на заданной операции, то есть существенно сократить затраты на проведение исследований. В первую очередь данные разработки нашли применение при исследовании процессов шлифования, являющихся более теплонапряженными по сравнению с процессами лезвийной обработки.

4.3.1. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННО-ВРЕМЕННОГО ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ЗАГОТОВКАХ

Приведенное в 4.1 решение тепловой задачи позволяет рассчитать температурное поле в заготовках при различных видах шлифования и установить влияние конструкции круга, режимов шлифо-

вания и интенсивности охлаждения на параметры термического цикла и свойства поверхностного слоя деталей.

При шлифовании эффективная мощность, затрачиваемая на протекание процесса, по данным авторов работ [38, 58], примерно равна общей тепловой мощности, выделяющейся в зоне контакта круга с заготовкой и распределяющейся в дальнейшем через тепловые потоки между заготовкой, кругом, стружкой и СОТС. Поэтому определение эффективной и общей тепловой мощности, являющейся одним из важнейших исходных параметров при расчете температурного поля, можно осуществлять по формуле

$$N_{эф} \approx N_Q = P_z \upsilon_к ,$$

где N_Q - общая тепловая мощность, Вт; P_z - главная составляющая силы резания, Н; $\upsilon_к$ - рабочая скорость круга, м/с.

Распределение общей тепловой мощности между тепловыми потоками, поступающими в заготовку, круг и стружку, определялось по методике, подробно изложенной в работе [58]. В соответствии с результатами исследований, проведенных Сипайловым В.А, доля тепловой мощности, поступающей в охлаждающую жидкость, из уравнения теплового баланса была исключена. Это обусловлено тем, что тепловая мощность, идущая в охлаждающую жидкость, поступает в нее не непосредственно из зоны контакта, а с обрабатываемой поверхности, находящейся вне зоны контакта.

Знание мощности теплового потока, поступающего в обрабатываемую заготовку, необходимо для расчета его плотности, являющейся одной из основных физических величин при определении приращения температуры поверхности в зоне контакта [58, 94] и расчета температурного поля в заготовке. Плотность теплового потока, идущего в заготовку, определялась по формуле (3.35).

Значение коэффициента теплоотдачи между шлифуемой поверхностью заготовки и смазывающе-охлаждающей жидкостью (СОЖ) при ее турбулентном течении находилось по формуле, приведенной в работе [58]

$$\alpha = 6 \cdot 10^4 \upsilon_{СОЖ}^{0,8},$$

где α - коэффициент теплоотдачи, Вт/(м^2·К); $\upsilon_{СОЖ}$ - скорость потока охлаждающей жидкости, м/с. При шлифовании конвективный теплообмен смазывающе-охлаждающей жидкости с поверхностью заготовки имеет место вне зоны контакта круга с заготовкой и во время прохождения зоны контакта впадинами прерывистого и комбинированного кругов.

Значение коэффициента теплоотдачи обрабатываемой поверхности заготовки в зоне контакта, во время прохождения ее смазывающе-охлаждающими элементами (сегментами) композиционного и комбинированного кругов, определялось из соотношения

$$\alpha_{СОЭ} = \frac{2\varepsilon_1\varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi\, t_{СОЭ}}},$$

где $\alpha_{СОЭ}$ - коэффициент теплоотдачи во время контакта обрабатываемой поверхности заготовки со смазывающе-охлаждающими элементами (сегментами), Вт/(м^2·К);

$$\varepsilon_i = \sqrt{\lambda_i c_i \rho_i} \qquad (4.13)$$

В формуле (4.13)[1]: λ_i - коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); c_i - удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); ρ_i - плотность, кг/м^3.

[1] В формуле (3.13) индекс i = 1 применять для материала заготовки, а i = 2 для состава смазывающе-охлаждающих элементов (сегментов).

На основе полученного аналитического решения задачи по расчету температурного поля в обрабатываемой заготовке при различных видах шлифования кругами произвольной конструкции разработана соответствующая программа расчета.

На рис. 4.6, в качестве примера расчета, в координатах, связанных с зоной контакта, показано распределение температуры в кольце из титанового сплава ВТ9 при круглом внутреннем шлифовании его прерывистым кругом, а на рис. 4.7 изменение температуры в этом же кольце по мере прохождения его через зону контакта.

Знание распределения температуры в поверхностном слое заготовки, скоростей нагрева и охлаждения и выдержки при высокой температуре позволяет сделать заключение о возможности структурно-фазовых изменений. Однако при шлифовании необходимо пользоваться метастабильными диаграммами состояния материалов, так как при скоростях нагрева, характерных для данного процесса, происходит образование метастабильных структур, положение критических точек у которых может существенно смещаться по сравнению с известными диаграммами равновесия. Например, по данным автора работы [58], увеличение скорости нагрева закаленных сталей приводит к понижению положения критической точки A_{c1}.

Метастабильные диаграммы состояния материалов могут быть получены на основе анализа и обобщения структурно-

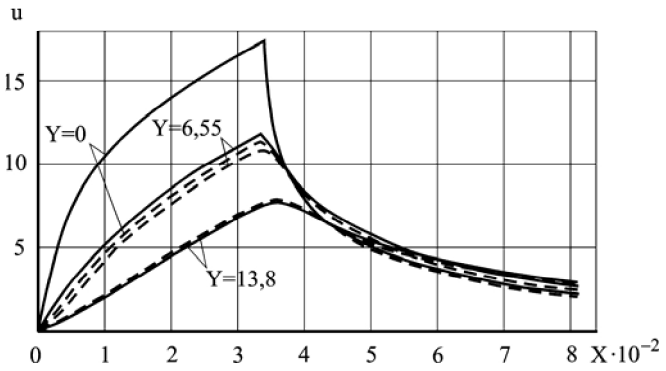


Рис. 4.6. Распределение температуры в кольце из титанового сплава ВТ20 при шлифовании его прерывистым кругом ПП 100х25х20 63С25М36К5 с шестью впадинами, протяженностью каждой 0,17 рад.:
—— в момент выхода рассматриваемой точки из зоны контакта;
– – через $2{,}5\cdot10^{-4}$ с после выхода рассматриваемой точки из зоны контакта; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 34 м/с; $\upsilon_з$ = 27 м/мин; $S_{пр}$ = 0,5 м/мин; S_{2x} = 0,01 мм/дв.ход

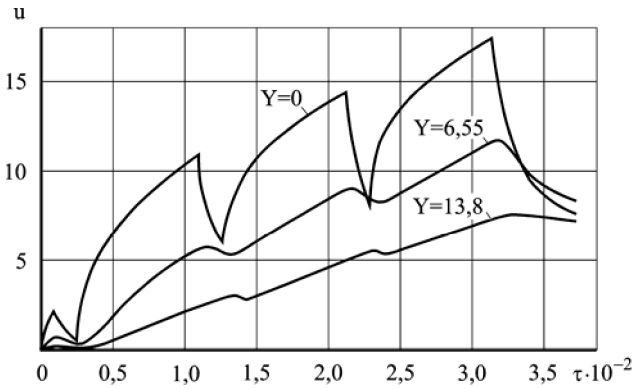


Рис. 4.7. Изменение температуры в кольце из титанового сплава ВТ20 по мере прохождения его в процессе шлифования через зону контакта с прерывистым кругом ПП 100х25х20 63С25М36К5 с шестью впадинами, протяженностью каждой 0,17 рад.:
режим шлифования: $\upsilon_к$ = 34 м/с; $\upsilon_з$ = 27 м/мин; $S_{пр}$ = 0,5 м/мин; S_{2x} = 0,01 мм/дв.ход

фазовых исследований образцов, подвергнутых высокоскоростной термообработке при варьировании скорости нагрева и охлаждения от 10^2 до 10^6 °С/с.

4.3.2. УСТАНОВКА ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ БЫСТРОПРОТЕКАЮЩИХ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Как показал анализ литературных данных, использование метастабильных диаграмм состояния сталей и сплавов для прогнозирования возможности появления структурно-фазовых превращений в поверхностном слое заготовок при шлифовании в настоящее время затруднено. Это обусловлено тем, что такие диаграммы существуют лишь для ограниченного перечня материалов [20, 78]. Определить или рассчитать долю энергии, затраченную на структурно-фазовые изменения в материале заготовки, в реальных условиях обработки составляет большие трудности. Поэтому для построения метастабильных диаграмм состояния материалов необходимо иметь устройства, позволяющие моделировать быстро протекающие тепловые процессы.

Для изучения кинетики фазовых и структурных изменений применительно к термическим циклам, имеющим место при сварке, были сконструированы быстродействующие дилатометрические установки ИМЕТ-ДБ [92], ИМЕТ-1 [93]. Нагрев образцов в этих установках производится способом электросопротивления. Установка ИМЕТ-1 позволяет регулировать скорости нагрева от десятых долей градуса до нескольких тысяч градусов в секунду и получать скорости охлаждения до 600 °С/с. Указанные установки широко используются для моделировании тепловых процессов при сварке.

Для исследования влияния параметров термического цикла на характер структурно-фазовых превращений при шлифовании требуются установки, обеспечивающие более высокие скорости нагрева и охлаждения, чем те, которые имеют место при сварке. Для моделирования термического цикла шлифования в работе [20] была использована лазерная установка, которая позволяет получать более высокие скорости нагрева и охлаждения. Недостатком этого метода является то, что с его помощью нельзя изучить отдельно влияние скорости нагрева и охлаждения. Но при этом имеется возможность изучать процессы, происходящие в металле после нагрева и охлаждения. При нагреве этот метод обеспечивает одинаковую температуру на сравнительно небольших участках, что в значительной степени усложняет процесс изучения структурного и фазового состава в нагретых слоях металла.

В работе [27] показано, что для изучения характера структурных и фазовых изменений, происходящих в металле при высоких скоростях нагрева и охлаждения, метод нагрева образцов "электросопротивлением" является наиболее оправданным.

В связи со сказанным была спроектирована и изготовлена установка, с помощью которой можно нагревать и охлаждать образцы со скоростями, имеющими место при шлифовании. Нагрев образца производится методом пропускания через него электрического тока. Скорость нагрева регулируется подводимой мощностью и сечением образца. Силовой трансформатор (ОСУ-40) и электронная следящая система располагаются в специальном шкафу. Запись температуры и деформации образца в осевом направлении производятся с помощью электронного осциллографа и специального лентопротяжного устройства для фотопленки.

Установка предназначена для быстрого нагрева образца до определенной температуры, поддержания заданной температуры образца в течение фиксированного промежутка времени и включения системы охлаждения.

Структурная схема установки приведена на рис. 4.8, а ее общий вид на рис. 4.9. В качестве датчика, преобразующего тепловое излучение в электрический сигнал, используется фотодиод (фотопирометр) V1. Усиленный в A1 сигнал фотодиода подается в схему сравнения A6 и согласующий усилитель A4. Согласующий усилитель A4 служит для согласования уровней сигнала с регистрирующими приборами. Регистрация процесса нагрева возможна с помощью показывающей головки VA1 или с помощью осциллографа, сигнал на который подается с гнезда Гн3. Для фиксации максимальной температуры нагрева образца на выходе A4 включен пиковый детектор A7. В зависимости от положения переключателя S2 показывающий прибор VA1 регистрирует либо прямой сигнал, либо его пиковое значение.

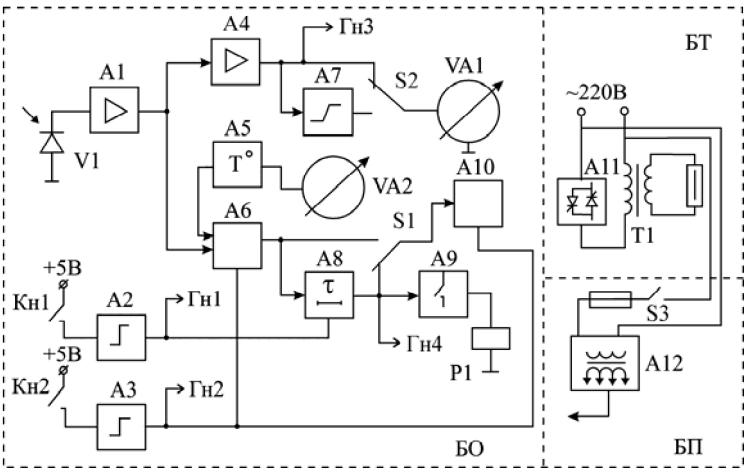


Рис. 4.8. Структурная схема установки для моделирования термического цикла при шлифовании

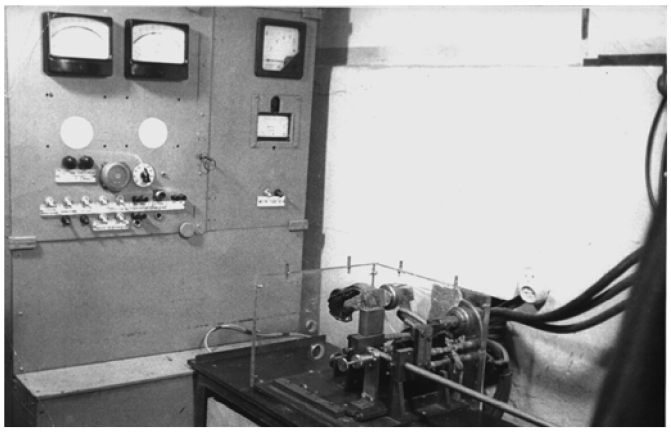


Рис. 4.9. Общий вид установки для моделирования термического цикла при шлифовании

Температура нагрева образца задается задатчиком температуры А5 и считывается с показывающего прибора VA2. Нагрев образца происходит переменным электрическим током, протекающим через вторичную обмотку трансформатора Т1. Управление процессом разогрева осуществляется с помощью тиристорного блока All и схемы управления тиристорами А10. Нагрев образца начинается при нажатии кнопки "Пуск" Кн2. Схема А3 формирует сигнал запуска осциллографа (гнездо Гн2), запуска управляющей схемы А10 и блока сравнения А6.

При достижении образцом температуры, заданной задатчиком А5, схема сравнения А6 формирует сигнал прекращения нагрева. Этот сигнал поступает в блок А10 через переключатель S1 непосредственно или через блок временной задержки А8. При включении цепи временной задержки

блок А10 поддерживает заданную температуру образца в течение всего установленного промежутка времени, а затем выключает нагрев и включает ключ А9 гидроклапана Р1. Установка времени поддержания заданной температуры осуществляется в процессе подготовки эксперимента путем многократного запуска измерительного осциллографа (кнопка Кн1, блок формирования запуска осциллографа А2, гнездо Гн1) и наблюдения длительности интервала - гнездо Гн4. Блок питания А12 служит для вырабатывания питающих напряжений, обеспечивающих работоспособность измерительной схемы.

Все исследования по моделированию тепловых процессов при шлифовании осуществлялись на образцах (рис. 4.10) , помещенных в герметичную специальную камеру с целью исключения влияния окисления, имеющего место в поверхностных слоях образцов, на общую картину структурно-фазового состояния.

Схема камеры приведена на рис. 4.11. Образец 1 закрепляется в двух токопроводящих шинах 7 и 12. Обе шины охлаждаются проточной водой, подведенной к ним через штуцера 20 по гибким шлангам 21. Шины 7 и 12 жестко соединены, соответственно, с кронштейнами 6 и 14. При этом кронштейн 6 установлен на тележке 15, а кронштейн 14 – неподвижно соединен с основанием камеры 13. Тележка может свободно перемещаться

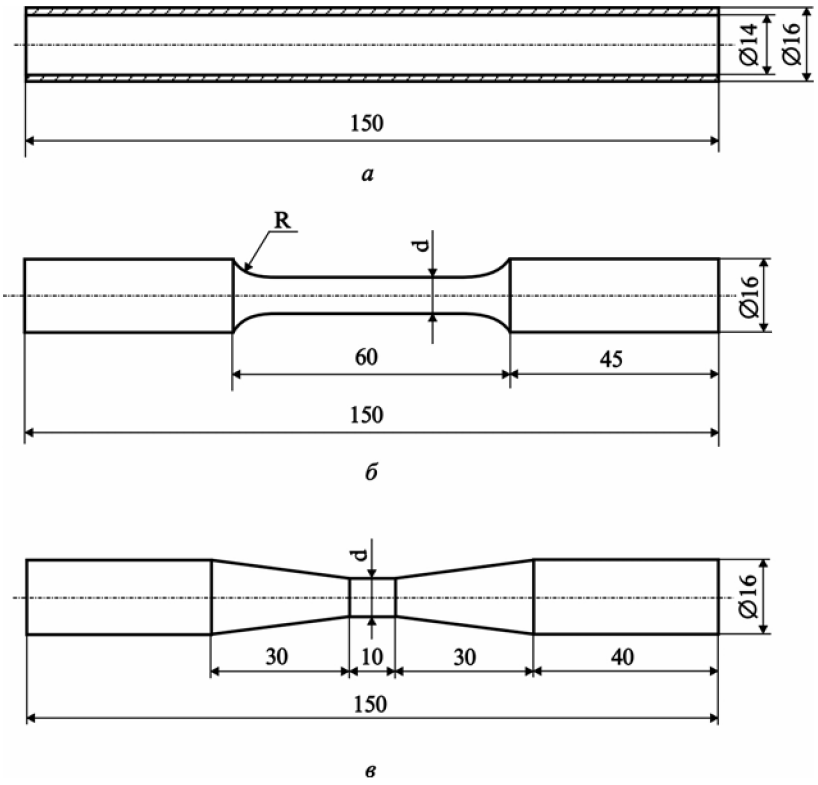
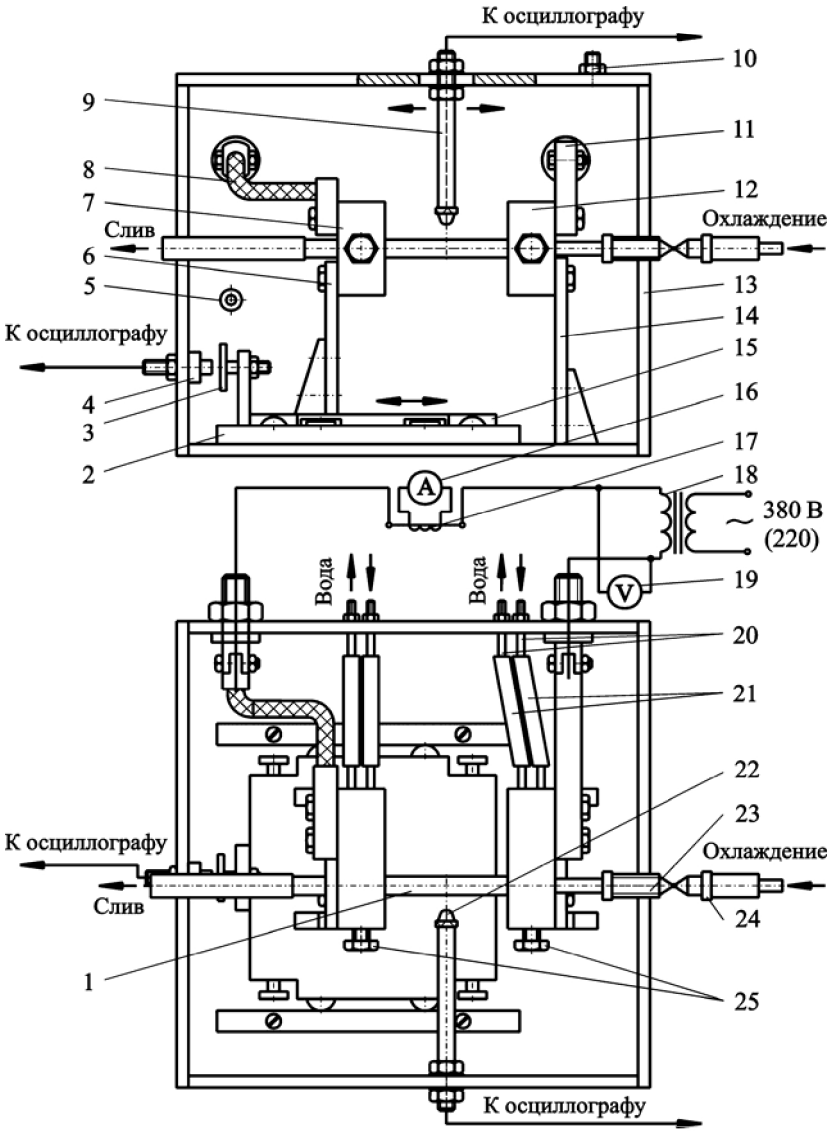


Рис. 4.10. Образцы для нагрева:
а - трубчатый; *б* - цилиндрический; *в* - конусный

в направляющих 2. Причем для уменьшения силы трения контакт тележки с направляющими и основанием камеры осуществляется через подшипники качения. Шины 7 и 12 соединены с вторичной обмоткой силового трансформатора 18 при помощи,
соответственно, гибкой шины 8 и жесткой шины 11. При пропускании тока через образец, последний нагреваясь - расширяется и перемещает вместе с тележкой отражатель 3 в направлении датчика 4, закрепленного на стенке камеры. Температуру нагрева образца регистрируют два фотопирометра 9 и 22. Фотопирометр 22 установлен на стенке камеры неподвижно и настроен на



133

Рис. 4.11. Схема камеры для нагрева образцов

регистрацию максимальной температуры нагрева, а фотопирометр 9 закреплен на крышке камеры подвижно и может перемещаться вдоль образца с помощью микрометрического винта, благодаря чему обеспечивается возможность измерения температуры в различных точках поверхности исследуемого образца. Принудительное охлаждение образца осуществляется от насосной станции через гидроклапан 23 и переходник 24. Перед нажатием кнопки «Пуск» Кн2 (см. рисунок 4.8) предварительно закрытая камера продувается сжатым аргоном через штуцер 5. Вытекаемые из камеры воздух и избыточный аргон выходят через дренажный клапан 10. Величины тока и напряжения при проведении исследований фиксируются с помощью вольтметра 19 и амперметра 16, включенного через трансформатор тока 17. Закрепление образцов в токопроводящих шинах осуществляется с помощью винтов 25. Общий вид камеры для нагрева образцов показан на рис. 4.12.

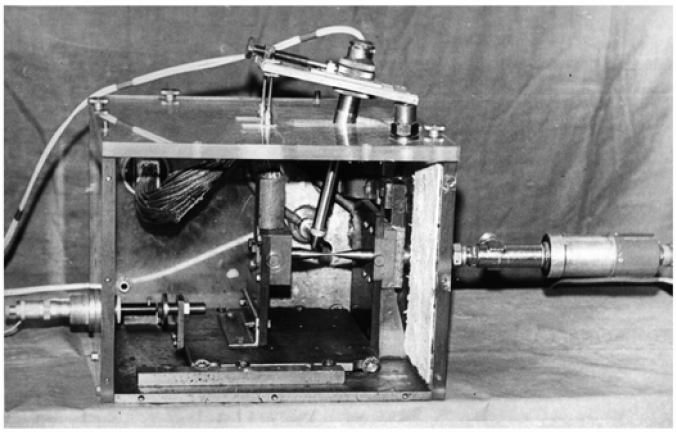


Рис. 4.12. Общий вид камеры для нагрева образцов

Разработанная и изготовленная установка для моделирования быстропротекающих тепловых процессов показала возможность моделирования тепловых циклов с различными скоростями нагрева и охлаждения. Кроме того, с её помощью появляется возможность определения количества энергии, затрачиваемой на структурно-фазовые превращения в материале, а также температур, соответствующих началу этих превращений.

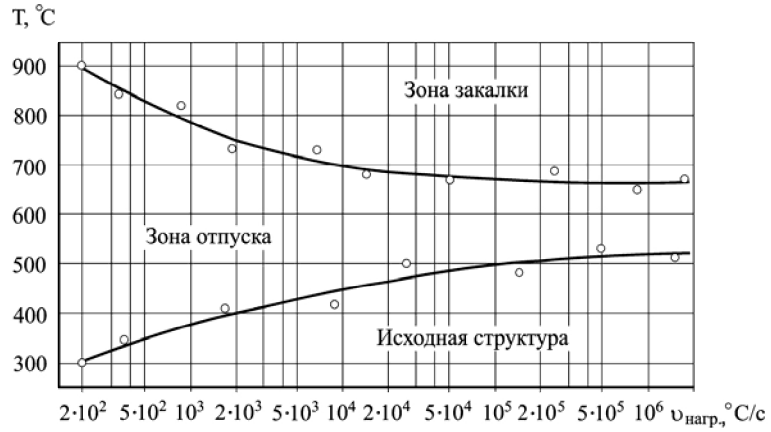
4.3.3. МЕТАСТАБИЛЬНЫЕ ДИАГРАММЫ СОСТОЯНИЯ

МАТЕРИАЛОВ

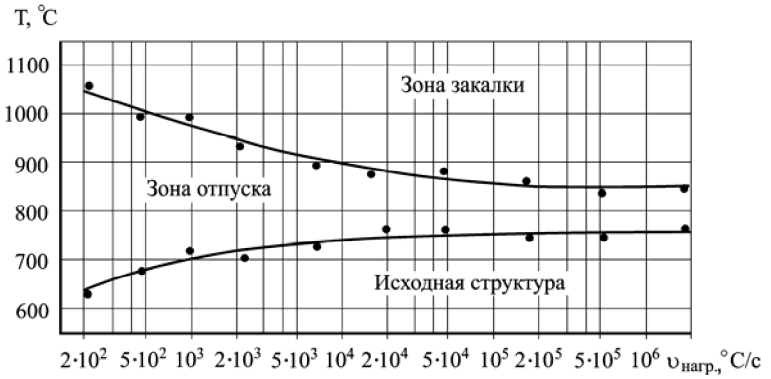
Описанная выше установка была использована для исследования влияния скоростей нагрева и охлаждения на характер структурных превращений в сталях 30ХГСН2А и ЭП517-Ш. Определение скоростей нагрева и охлаждения проводилось расчетным путем на основании изучения осциллограмм, описывающих характер изменения температуры нагрева и охлаждения образцов во времени. Температуры, соответствующие началу структурных изменений, определялись на основе обобщения результатов микроструктурного анализа, измерения микротвердости и исследования осциллограмм изменения удлинения образцов. Образцы (см. рис. 4.10) изготавливались из соответствующего материала одной плавки. Скорости нагрева $\upsilon_{нагр.}$ изменялись от $2 \cdot 10^2$ до $2 \cdot 10^6$ °С/с, а скорости охлаждения $\upsilon_{охл.}$ от $2 \cdot 10^2$ до $2 \cdot 10^5$ °С/с.

Для исследования влияния скорости нагрева на характер структурных изменений в сталях 30ХГСН2А и ЭП517-Ш применялись преимущественно цилиндрические (см. рис. 4.10*б*) и конусные (см. рис. 4.10*в*) образцы, а для исследования влияния скорости охлаждения на характер структурных изменений в этих же материалах - трубчатые (см. рис. 4.10*а*) образцы. Использование конусных образцов способствовало снижению объема экспериментальных исследований, так как наличие у вышеуказанных образцов конусной части позволило получить по длине образца температуры, соответствующие началу отпуска и вторичной закалки, и, как следствие, получить зоны с различной структурой материала. Цилиндрические образцы использовались в основном для уточнения температур, соответствующих началу отпуска и вторичной закалки материала. Применение при проведении исследований трубчатых образцов было связано с необходимостью получения высоких скоростей охлаждения. Высокие скорости охлаждения достигались путем подачи под давлением через внутреннюю полость каждого исследуемого образца охлаждающей жидкости.

Влияние температуры и скорости нагрева на характер структурных изменений у исследуемых сталей показано на рис. 4.13. Скорость охлаждения образцов при проведении этого этапа исследования поддерживалась в пределах от $2 \cdot 10^3$ до $2{,}5 \cdot 10^3$ °С/с.



а



б

Рис. 4.13. Влияние температуры и скорости нагрева на характер структурных изменений в сталях 30ХГСН2А (*а*) и ЭП517-Ш (*б*)

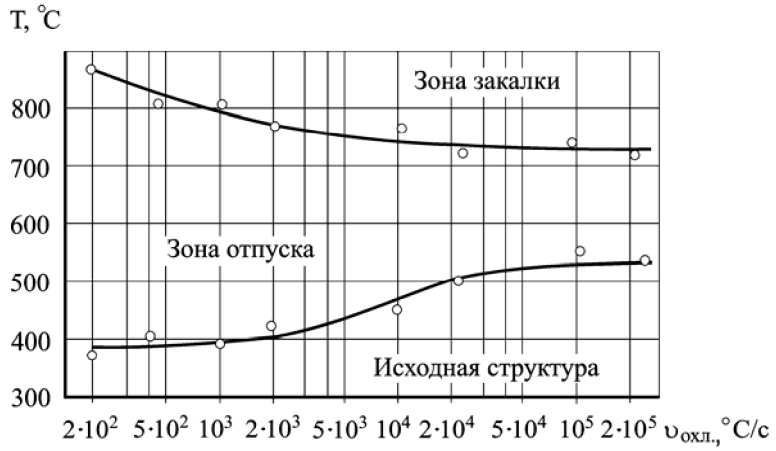
Как видно из рис. 4.13, повышение скорости нагрева с $2 \cdot 10^2$ до $2 \cdot 10^6$ °С/с привело к снижению температуры вторичной закалки (точки A_{C1}) для стали 30ХГСН2А с 900 до 670 °С, а для стали ЭП517-Ш с 1050 до 850 °С, то есть в 1,34 и 1,24 раза соответственно. Температура отпуска у этих же материалов при заданных условиях нагрева повысилась с 300 до 520 °С у стали 30ХГСН2А и с 640 до 760 °С у стали ЭП517-Ш. Тенденция к стабилизации температур закалки и отпуска у вышеуказанных сталей наблюдается при скоростях нагрева свыше $2 \cdot 10^4$ °С/с.

Влияние температуры нагрева и скорости охлаждения на характер структурных изменений у сталей 30ХГСН2А и ЭП517-Ш показано на рис. 4.14. При проведении данного этапа исследований скорость нагрева поддерживалась в диапазоне от $2 \cdot 10^3$ до $2{,}5 \cdot 10^3$ °С/с.

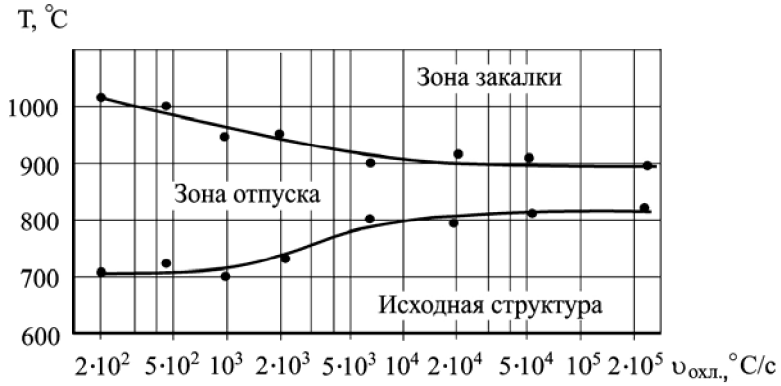
Из приведенных данных видно, что увеличение скорости охлаждения приводит к снижению температуры вторичной закалки и повышению температуры отпуска. Причем наиболее интенсивно значения температур вторичной закалки и отпуска изменяются при увеличении скорости охлаждения от $2 \cdot 10^2$ до 10^4 °С/с. При увеличении скорости охлаждения с $2 \cdot 10^2$ до $2 \cdot 10^5$ °С/с температура вторичной закалки у стали 30ХГСН2А уменьшилась с 860 до 730 °С, а у стали ЭП517-Ш с 1020 до 890 °С. В то же время температура отпуска у стали 30ХГСН2А возросла с 380 до 530 °С, а у стали ЭП517-Ш соответственно с 710 до 830 °С.

Полученные данные хорошо согласуются с материалами исследований, приведенными в работах Евсеева Д.Г. [20] и Урывского Ф.П. [78] и могут быть использованы при структурно-параметрической оптимизации на окончательных операциях механической обработки.

Кроме того, приведенные результаты исследований дают основание сделать вывод, что при одних и тех же температурах нагрева, но различных значениях скоростей нагрева и охлаждения в сталях могут либо происходить различные по своему характеру структурные изменения, либо вообще не происходить. Изучение влияния скоростей нагрева и охлаждения на характер структурных изменений в сталях показывает, что решение



а



б

Рис. 4.14. Влияние температуры нагрева и скорости охлаждения на характер структурных изменений в сталях 30ХГСН2А (*а*) и ЭП517-Ш (*б*)

проблемы обеспечения требуемого состояния поверхностного слоя при механической обработке, и шлифовании в частности, должно идти не только за счет уменьшения мощности теплового потока, поступающего в заготовку, но и за счет увеличения скорости нагрева и охлаждения.

4.3.4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СРЕДНЕКОНТАКТНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Положительный эффект от применения шлифовальных кругов с прерывистой рабочей поверхностью достаточно полно раскрыт в работах [7, 22, 58, 59, 61-63, 65, 79, 89, 95]. Поэтому основное внимание при проведении экспериментального исследования среднеконтактной температуры уделялось определению уровня ее снижения от использования шлифовальных кругов различных конструкций и характеристик при различных условиях обработки.

Экспериментальное исследование среднеконтактной температуры осуществлялось при круглом наружном и внутреннем шлифовании на модернизированном универсальном круглошлифовальном станке модели 312М. Модернизация станка заключалась в создании устройства, позволяющего работать с поперечной подачей на двойной ход стола.

Подача СОЖ в зону резания в процессе проведения исследования осуществлялась свободно падающей струей, за исключением тех случаев, когда применялся абразивный инструмент, обеспечивающий ее внутренний подвод.

Образцами для исследований служили кольца с наружным диаметром 52…124 мм, внутренним диаметром 45…115 мм и шириной 10…30 мм, изготовленные из высокопрочной стали 30ХГСН2А, жаропрочной стали ЭП517-Ш и титановых сплавов ВТ9 и ВТ20.

В качестве абразивного инструмента при проведении исследований использовались шлифовальные круги со сплошной рабочей поверхностью, а также прерывистые, композиционные и комбинированные формы «ПП» с размерами и характеристикой, представленными в табл. 4.1. Выбор указанных характеристик кругов был осуществлен на основании рекомендаций, приведенных в работах [1, 26], и собственных исследований авторов [60, 61, 65].

Смазывающе-охлаждающие элементы композиционных и комбинированных кругов изготавливались из высокооднород- ной смеси, состоящей из 75% графита марки ГЛ-I ГОСТ 5279-74 и 25% фенолформальдегидной смолы СФ-342А ГОСТ 18694-80, при давлении прессования в 150 МПа.

Таблица 4.1

Размеры и характеристика кругов, используемых при проведении исследований

Размеры DxHxd, мм	Марка абразива	Зернистость	Твердость	Структура	Связка
40x20x10	63С	25	СМ2	7	К5
80x20x20	25А	25	СМ1	6	К5
100x25x20	24А, 25А	25…40	М3…СМ2	7	К5
100x25x20	63С, 64С	25	М3…СМ2	6…7	К1, К5
300x32x127	24А, 25А	25…40	М3…СМ2	7	К5
300x32x127	63С, 64С	25…40	М3…СМ2	6…7	К1, К5

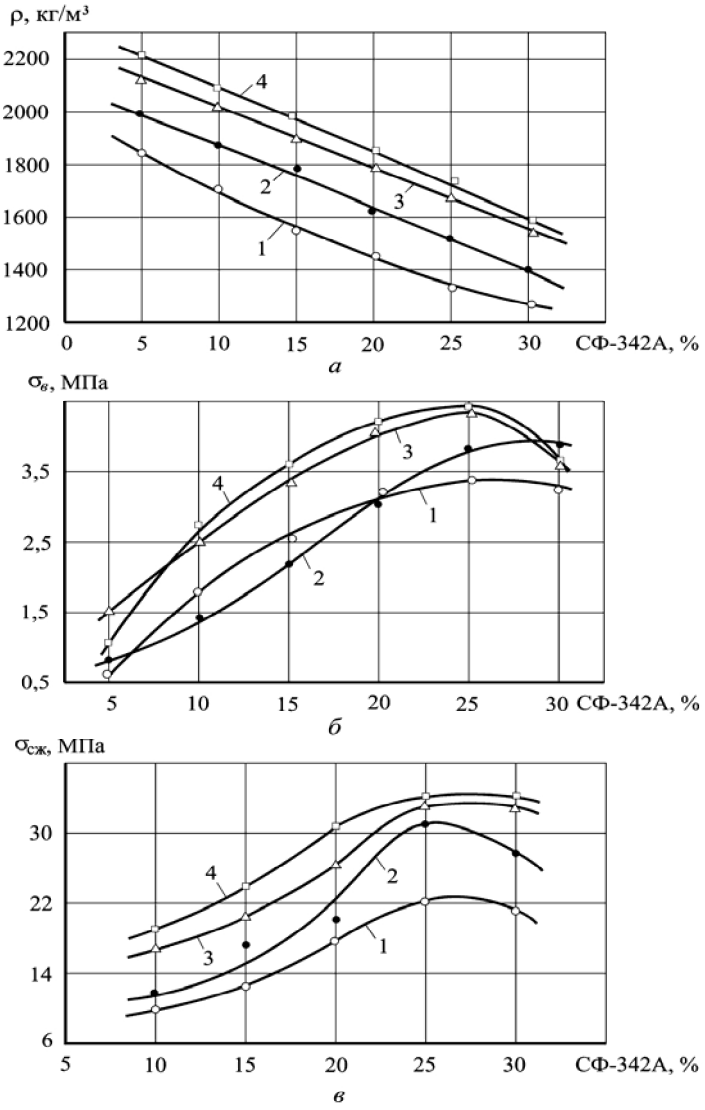
Результаты исследования некоторых физико-механических характеристик СОЭ, полученных из смеси графита и фенолформальдегидной смолы при различном содержании последней, представлены на рис. 4.15.

Как видно из рис. 4.15, предел прочности СОЭ при сжатии почти в восемь раз больше, чем при растяжении. Поэтому целесообразно, чтобы закрепление смазывающе-охлаждающих элементов в составных кругах осуществлялось по типу «ласточкин хвост» (см. рис 3.3 и 3.4). В этом случае СОЭ при работе круга испытывают напряжения сжатия, что благоприятно сказывается как на повышении их прочности, так и прочности шлифовального круга в целом.

Результаты исследования показали, что пределы прочности СОЭ на растяжение и сжатие можно повысить примерно на 20 %, если изготавливать их методом горячего прессования, то есть осуществлять полимеризацию связующего смазывающе-охлаждающих элементов при давлении прессования. Более высокая прочность горячепрессованных СОЭ по сравнению с холоднопрессованными

СОЭ обусловлена лучшими условиями формирования их структуры при горячем прессовании.

Формирование каркаса из связующего при горячем прессовании сопровождается уменьшением его пористости и коли-чества дефектов за счет исключения условий для увеличения



145

Рис. 4.15. Влияние количества связующего и давления прессования на плотность (*а*) и пределы прочности на растяжение (*б*) и сжатие (*в*) у СОЭ на основе графита:
давление прессования: 1 – 25 МПа; 2 – 50 МПа; 3 – 100 МПа; 4 – 150 МПа
объема связующего при прохождении реакции полимеризации.

Все шлифовальные круги, используемые при проведении исследований, были рассчитаны и испытаны на прочность – вращением (ГОСТ 12.3.028-82). Для расчета на прочность сплошных, сплошных прерывистых (см. рис 3.2*а*) и составных композиционных (см. рис 3.3*а, в*) и комбинированных (см. рис. 3.4) кругов использовались соответствующие твердотельные параметрические модели, созданные в программе ANSYS. Сборные шлифовальные круги рассчитывались на прочность по методике, изложенной в работе [63].

Для измерения среднеконтактной температуры и составляющих силы резания была создана экспериментальная установка, оснащенная специальными упругими оправками, позволяющими использовать ее как для исследования процессов круглого наружного (рис. 4.16), так и круглого внутреннего (рис. 4.17)
шлифования. Конструктивно установка выполнена в виде двух модулей: первого, состоящего из упругой оправки, кожуха с токовихревыми датчиками и электронного блока динамометра (см. рис. 4.16 и 4.17), и второго, включающего полуискусственную
термопару (см. рис. 4.16 и 4.17) и приемно-передающий преобразователь (рис. 4.18). В качестве регистрирующего прибора в обоих модулях использовался двухлучевой осциллограф С1-96.

При измерении среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании упругая оправка 4 (см. рис. 4.16) устанавливалась в центрах станка – вращающемся переднем 1, закрепленном в передней бабке 2 станка при помощи тяги 3, выполненной из трубки, и заднем невращающемся, установленном в задней бабке 17 станка. Исследуемый пакет колец, состоящий из двух фаль-

школец 12 и трех колец-образцов 13, размещался на текстолитовом стакане 14, установленном на упругую оправку 4, и закреплялся в нем при помощи гайки 16 через текстолитовое
кольцо 14. Между торцовыми поверхностями двух колец-образцов 13 защемлялась алюмелевая проволока, прокатанная до
толщины 0,05 мм и изолированная от торцов конденсаторной бумагой, пропитанной клеем «Момент 1» ТУ 2385-011-04831040-95. В момент резания алюмелевая проволока образовывала с одним из колец-образцов полуискусственную термопару. От взаимного проворота при закреплении эти кольца

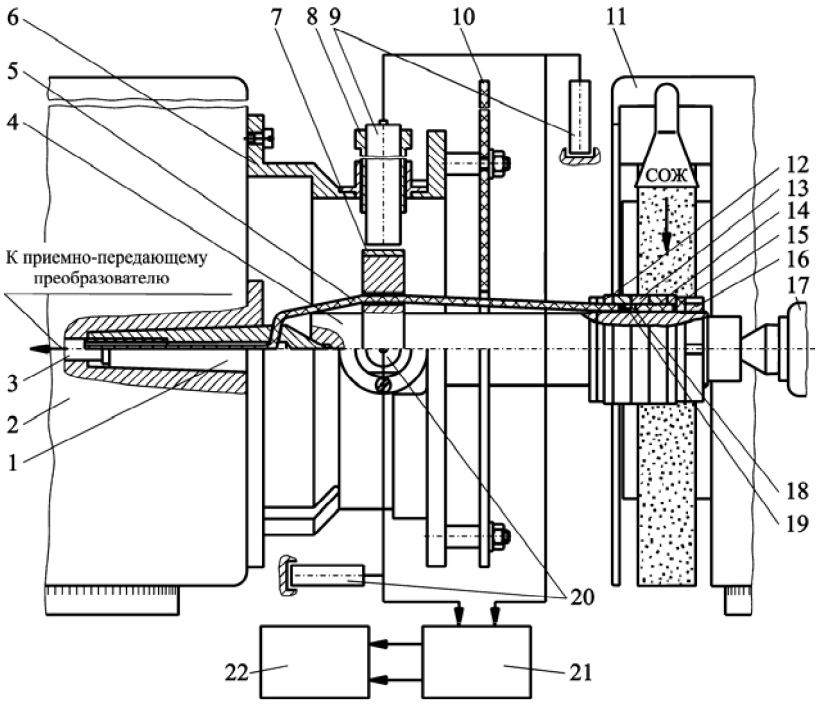


Рис. 4.16. Схема экспериментальной установки для измерения среднеконтактной температуры и составляющих силы резания при круглом наружном шлифовании:

1 – передний вращающийся центр; 2 – передняя бабка; 3 – тяга; 4 – упругая оправка; 5 – кабель; 6 – кожух; 7 – латунное кольцо; 8 – микрометрический винт; 9,20 – токовихревые дифференциальные датчики; 10 – защитный экран; 11 – шлифовальная бабка; 12 – фальшкольцо; 13 – кольцо-образец; 14 – текстолитовый стакан; 15 – текстолитовое кольцо; 16 – гайка; 17 – задняя бабка с невращающимся центром; 18 – алюмелевая проволока; 19 – место сварки экранирующей оплетки кабеля с кольцом-образцом; 21 – электронный блок динамометра; 22 – регистрирующий прибор

предохранялись при помощи двух штифтов, установленных в отверстиях их торцов. Алюмелевая проволока припаивалась к центральному проводу кабеля 5, соединенного с приемно-

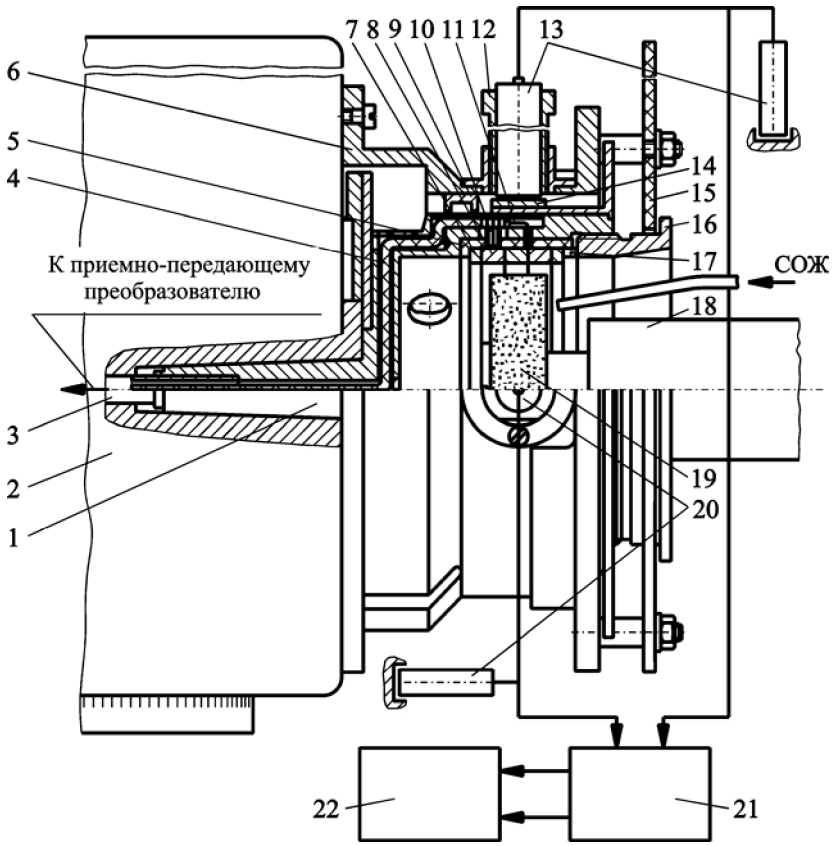


Рис. 4. 17. Схема экспериментальной установки для измерения среднеконтактной температуры и составляющих силы резания при круглом внутреннем шлифовании:
1 – упругая оправка; 2 – передняя бабка; 3 – тяга 4 – кабель; 5 – текстолитовый стакан; 6 – кожух; 7 – фальшкольцо; 8 – кольцо-образец; 9 – кольцо; 10 – винт; 11 – алюмелевая проволока; 12 – микрометрический винт; 13,20 – токовихревые дифференциальные датчики; 14 – латунное кольцо; 15 – защитный экран; 16 – гайка; 17 – текстолитовое кольцо; 18 – шпиндель; 19 – шлифовальный круг; 21 – электронный блок динамометра; 22 – регистрирующий прибор

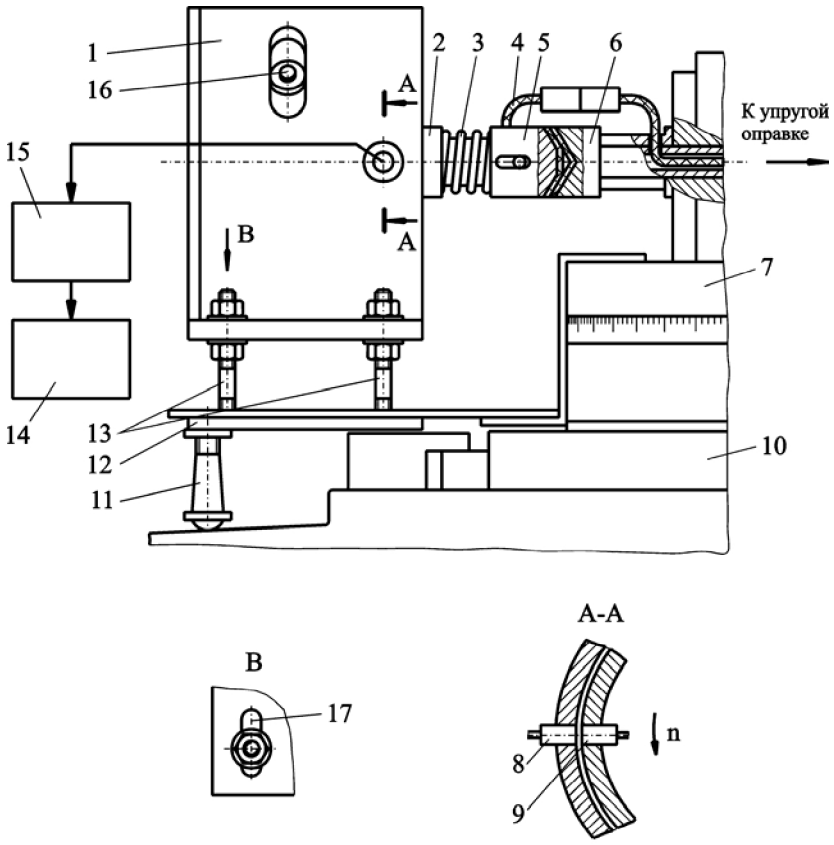


Рис. 4.18. Схема приемно-передающего преобразователя:
1 – передающее устройство; 2 – вал; 3 – пружина; 4 – кабель; 5 – втулка с внутренним конусом; 6 – обратный конус; 7 – передняя бабка; 8 – фотоприемник (фотодиод); 9 – источник излучения (светодиод); 10 – стол; 11 – стойка; 12 – рама; 13 – шпилька; 14 – регистрирующий прибор; 15 – приемное устройство; 16 – кнопка выключателя

передающим преобразователем, а экранирующая оплетка 19 кабеля 5 приваривалась к одному из колец 13.

Если при измерении среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании упругая оправка устанавливалась в центрах, то при измерении температуры при круглом внутреннем шлифовании она устанавливалась консольно в посадочном отверстии передней бабки станка и имела иную конструкцию (см. рис. 4.17). Однако закладка термопары и закрепление фальшколец и колец-образцов осуществлялось так же, как и при круглом наружном шлифовании.

Термо-ЭДС, возникающая при шлифовании, транслировалась с вращающейся упругой оправки (см. рис. 4.16 и 4.17) по кабелю, пропущенному через тягу, к передающему устройству 1 (см. рис. 4.18) приемно-передающего преобразователя. При измерении среднеконтактной температуры вал 2 с вращающимся на нем передающим устройством через тягу вводился в контакт с упругой оправкой. Контакт вала 2 с тягой обеспечивался за счет фрикционного механизма, состоящего из втулки 5 с наружным конусом, установленной на валу 2, обратного конуса 6, приваренного к тяге, и пружины 3, посредством которой обеспечивалось усилие прижима втулки 5 к обратному конусу 6. При этом упругая оправка устанавливалась относительно вала 2 передающего устройства 1 таким образом, чтобы в момент возникновения термо-ЭДС (в момент замыкания алюмелевой проволоки на кольцо-образец) источник излучения (светодиод) 9, принадлежащий передающему устройству, находился напротив

фотоприемника (фотодиода) 8, размещенного в неподвижном приемном устройстве 15. То есть термо-ЭДС, возникающая при шлифовании, транслировалась от передающего устройства 1 к приемному устройству 15 бесконтактным способом по оптическому каналу связи. Изменение термо-ЭДС влекло за собой частотно-зависимое изменение световых импульсов в оптическом канале по определенной закономерности, связывающей минимальную частоту световых импульсов, параметры режимы шлифования и измерительного устройства. С приемного устройства сигнал поступал на регистрирующий прибор 14.

Передающее устройство располагалось на раме 12, прикрепленной к передней бабке 7 шлифовального станка и предохраняемой от прогиба стойкой 11, опертой о стол 10. Соосность вала 2 передающего устройства 1 и обратного конуса 6 достигалась путем перемещения передающего устройства вдоль оси шпилек 13 и пазов 17, выполненных в основании корпуса передающего устройства.

Приемно-передающее устройство приводилось в действие после нажатия кнопки выключателя 16.

Трансляция термо-ЭДС с вращающейся упругой оправки по оптическому каналу позволила улучшить помехоустойчивость устройства, то есть повысить достоверность измерения температуры.

Результаты исследования среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании представлены на рис. 4.19 – 4.22, а при круглом внутреннем шлифовании на рис. 4.23 – 4.27.

Анализ полученных экспериментальных данных показал, что при круглом наружном шлифовании с увеличением поперечной подачи наблюдается рост среднеконтактной температуры независимо от используемой конструкции и характеристики круга (см. рис. 4.19 – 4.21). Однако абсолютные значения среднеконтактной температуры при шлифовании кругами с прерывистой режущей поверхностью (прерывистыми,
композиционными и комбинированными) заметно меньше, чем

при шлифовании серийными (сплошными) кругами, причем на всех исследуемых режимах. Например, применение комбинированного и композиционного кругов с характеристикой 25А25СМ27К5 при круглом наружном шлифовании колец из стали 30ХГСН2А (см. рис. 4.19) позволило уменьшить среднеконтактную температуру, соответственно, на 20 % и 30…40 % по сравнению с серийным кругом этой же характеристики. Использование прерывистого и композиционного кругов с характеристикой 25А25М37К5 при шлифовании колец из стали ЭП517-Ш (см. рис. 4.20) также обеспечило стабильное снижение температуры по сравнению с серийным кругом в среднем, соответственно, на 15 % и 30 %.

Сопоставление результатов измерения среднеконтактной температуры, полученных при круглом наружном шлифовании колец-образцов из вышеуказанных сталей кругами различных конструкций и характеристик, позволило сделать заключение о том, что наибольшее её снижение обеспечивают композиционные круги.

Шлифовальные круги с прерывистой режущей поверхностью хорошо зарекомендовали себя и при обработке титановых

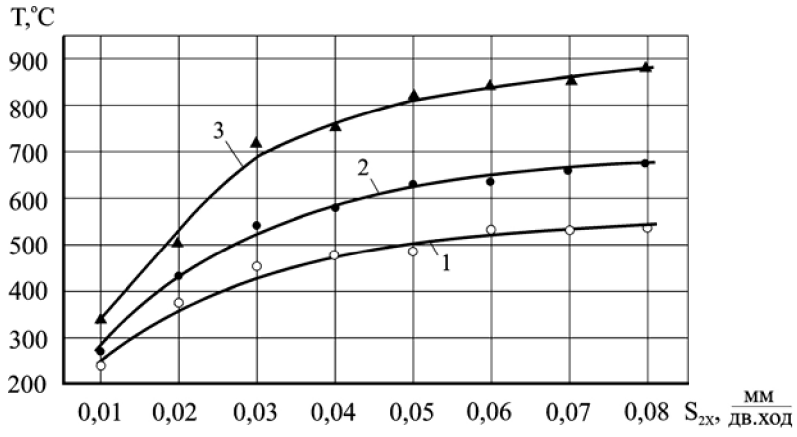


Рис. 4.19. Влияние поперечной подачи на величину среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании колец из стали 30ХГСН2А кругами с характеристикой 25А25СМ27К5:
круги: 1 – композиционный, 2 – комбинированный, 3 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с, $\upsilon_з$ = 30 м/мин, $S_{пр}$ = 0,5 м/мин

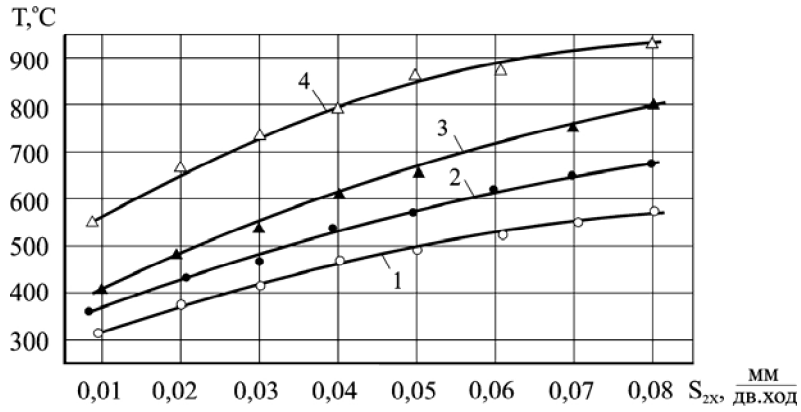


Рис. 4.20. Влияние поперечной подачи на величину среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании колец из стали ЭП517-Ш:
круги с характеристикой 25А25М37К5: 1 – композиционный, 2 – прерывистый, 3 – сплошной, 4 – круг сплошной 24А40СМ27К5; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с, $\upsilon_з$ = 25 м/мин, $S_{пр}$ = 1 м/мин

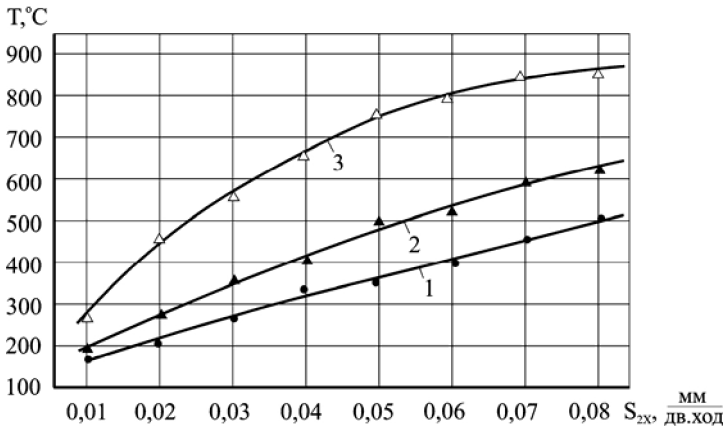


Рис. 4.21. Влияние поперечной подачи на величину среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании колец из титанового сплава ВТ20:
круги с характеристикой 63С25М36К5: 1 – прерывистый, 2 – сплошной; 3 – круг сплошной 64С25СМ27К1; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 35 м/с, $\upsilon_з$ = 30 м/мин, $S_{пр}$ = 0,5 м/мин

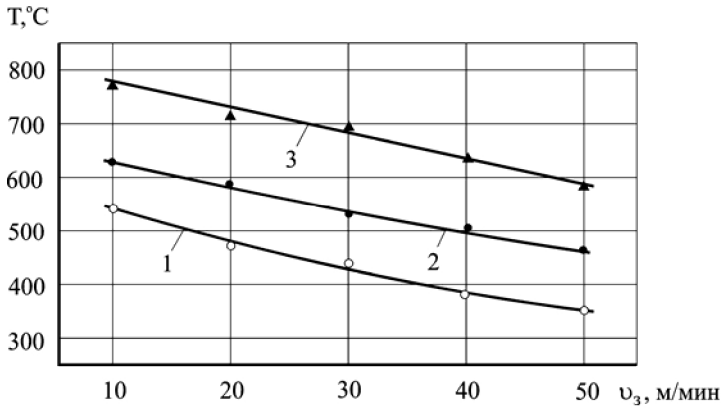


Рис. 4.22. Влияние скорости вращения заготовки на величину среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании колец из стали 30ХГСН2А кругами с характеристикой 25А25СМ27К5:
круги: 1 – композиционный, 2 – прерывистый, 3 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с, $S_{пр}$ = 0,5 м/мин, S_{2x} = 0,03 мм/дв.ход

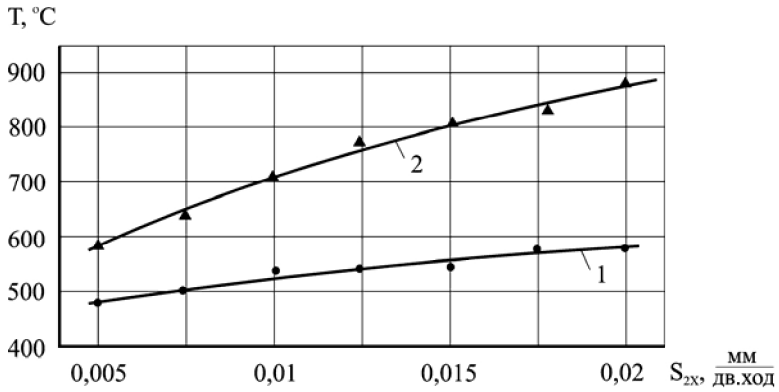


Рис. 4.23. Влияние поперечной подачи на величину среднеконтактной температуры при круглом внутреннем шлифовании колец из стали 30ХГСН2А кругами ПП80х20х20 25А25СМ16К5:
круги: 1 – прерывистый с внутренним подводом СОЖ, 2 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с; $\upsilon_з$ = 40 м/мин; $S_{пр}$ = 1,2 м/мин

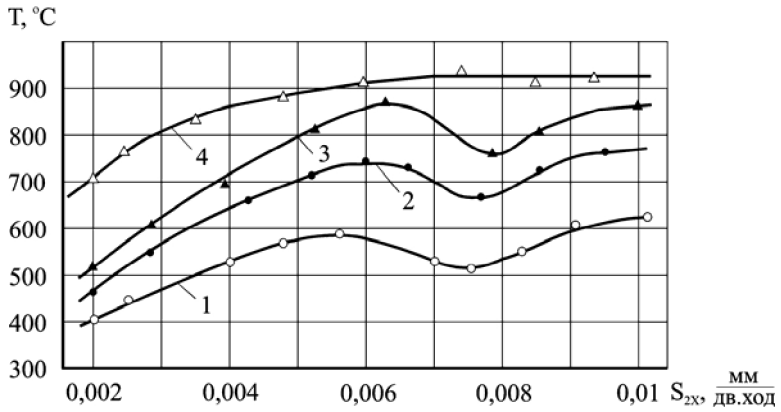


Рис. 4.24. Влияние поперечной подачи на величину среднеконтактной температуры при круглом внутреннем шлифовании колец из стали ЭП517-Ш:
круги с характеристикой ПП100х25х20 25А25М37К5: 1 – композиционный; 2 – прерывистый; 3 – сплошной; 4 – круг сплошной 24А40СМ27К5. Режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с; $\upsilon_з$ = 27 м/мин; $S_{пр}$ = 1 м/мин

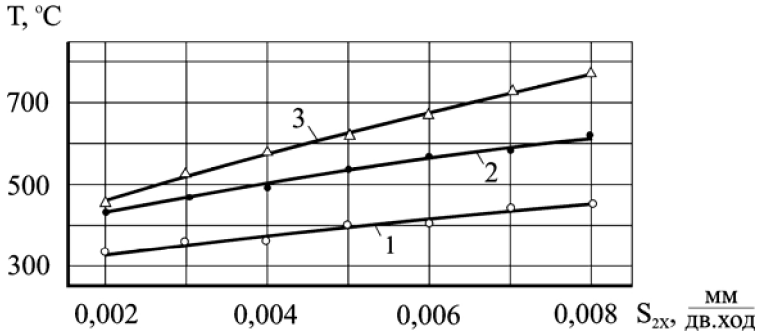


Рис. 4.25. Влияние поперечной подачи на величину среднеконтактной температуры при круглом внутреннем шлифовании колец из титанового сплава ВТ9 кругами с ПП40х20х10 63С25СМ27К5:
круги: 1 – композиционный, 2 – прерывистый, 3 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с, $\upsilon_з$ = 70 м/мин, $S_{пр}$ = 3 м/мин;

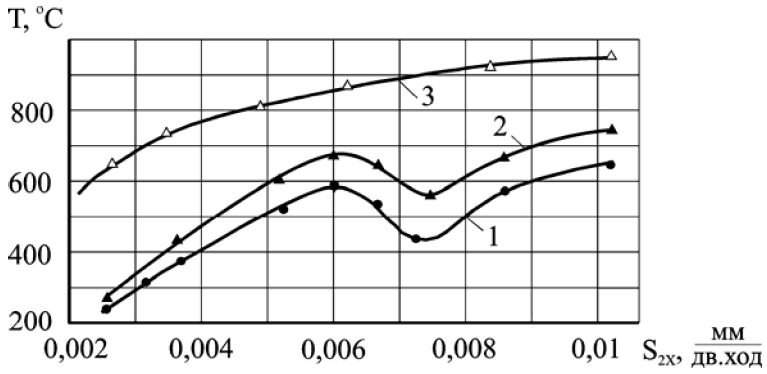


Рис. 4.26. Влияние поперечной подачи на величину среднеконтактной температуры при круглом внутреннем шлифовании колец из титанового сплава ВТ20 кругами ПП100х25х20 63С25М36К5:
круги: 1 – прерывистый, 2 – сплошной; 3 – круг сплошной 64С25СМ27К1; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 34 м/с, $\upsilon_з$ = 32 м/мин, $S_{пр}$ = 0,5 м/мин

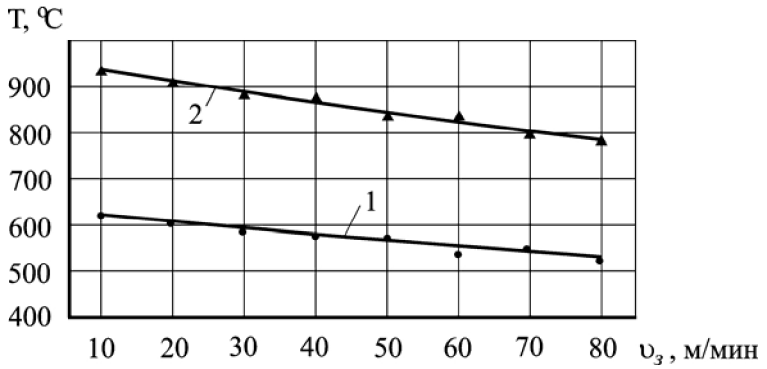


Рис. 4.27. Влияние скорости вращения детали на величину среднеконтактной температуры при круглом внутреннем шлифовании пакета колец из стали 30ХГСН2А кругами ПП80х20х20 25А25СМ26К5:
Круги: 1 – прерывистый с внутренним подводом СОЖ, 2 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с, S_{2x} = 0,02 мм/дв.ход, $S_{пр}$ = 1,2 м/мин

сплавов. Так использование прерывистого круга с характеристикой 63С25М36К5 при круглом наружном шлифовании колец из титанового сплава ВТ20, обеспечило снижение среднеконтактной температуры на 20…25 % по сравнению с серийным кругом этой же характеристики (см. рис. 4.21).

Как видно из результатов исследований, при обработке жаропрочных сталей (см. рис. 4.20) и титановых сплавов (см. рис. 4.21) целесообразно использовать шлифовальные круги твердостью М3, так как они позволяют существенно снизить температуру в зоне резания по сравнению с кругами

твердостью СМ2, весьма часто используемыми в серийных технологических процессах изготовления деталей из указанных материалов.

Влияние скорости вращения детали на величину среднеконтактной температуры при круглом наружном шлифовании оценивалось на образцах из стали 30ХГСН2А. Исследование показало, что при работе сплошным, комбинированным и композиционным кругами увеличение скорости вращения детали с 10 до 50 м/мин позволило уменьшить температуру в зоне резания на 25…35 % (см. рис. 4.22). Причем наименьшее снижение температуры получено при использовании круга со сплошной рабочей поверхностью, а наибольшее при работе композиционным кругом.

Снижение среднеконтактной температуры с увеличением скорости вращения детали связано, по-видимому, с тем, что при вышеуказанных условиях обработки уменьшение времени действия теплового источника за счет увеличения скорости вращения детали оказывает на характер изменения температуры большее влияние, чем связанное с увеличением этой скорости повышение плотности теплового потока.

При круглом внутреннем шлифовании колец из стали 30ХГСН2А использование прерывистого сборного круга в сочетании с внутренним подводом СОЖ позволило в зависимости от используемого режима снизить среднеконтактную температуру в 1,7…2,2 раза по сравнению с серийным кругом этой же характеристики (рис. 4.23).

В отличие от круглого наружного шлифования при круглом внутреннем шлифовании с увеличением поперечной подачи рост среднеконтактной температуры наблюдался не во всем исследуемом диапазоне подач. Причем такая особенность имела место при работе кругами любых конструкций твердостью М3 (см. рис. 4.24 и 4.26). При работе кругами твердостью СМ1 и СМ2, как показало исследование (см. рис 4.23- 4.26), характер изменения среднеконтактной температуры с увеличением поперечной подачи такой же, как при круглом наружном шлифовании.

Как видно из графиков (см. рис. 4.24 и 4.26), при круглом внутреннем шлифовании колец из стали ЭП517-Ш и титанового сплава ВТ20 абразивными кругами твердостью М3 с увеличением поперечной подачи с 0,002 до 0,006 мм/дв.ход характер изменения среднеконтактной температуры аналогичен характеру изменения температуры при шлифовании сплошными кругами твердостью СМ1-СМ2. Однако дальнейшее увеличение подачи вначале приводит к местному понижению среднеконтактной температуры, наибольший уровень снижения которой наблюдается при S_{2x} = 0,0075…0,008 мм/дв.ход, а далее к ее росту. Такой характер изменения температуры, по-видимому, связан с тем, что для сплошных, прерывистых и композиционных кругов твердостью М3 поперечная подача, равная 0,0075…0,008 мкм/дв.ход, является оптимальной.

Полученные результаты исследования среднеконтактной температуры при шлифовании колец из стали ЭП517-Ш и титанового сплава ВТ20 абразивными кругами твердостью М3 согласуются с данными, приведенными в работе [21]. Например, по утверждению Евсеева Д.Г. и Сальникова А.Н. [21] можно найти такие условия обработки, при которых максимальная температура с увеличением глубины резания будет уменьшаться. Такое же заключение можно сделать на основании результатов исследования главной составляющей силы резания P_z Редько С.Г. [52]. По его данным, рост глубины шлифования не всегда сопровождается увеличением главной составляющей силы резания. При некоторых значениях глубины возможно уменьшение величины силы P_z. Причем значение глубины, на которой наблюдается уменьшение силы P_z, зависит от марки обрабатываемого материала и зернистости шлифовального круга, а как известно, плотность теплового потока q в пятне контакта прямо пропорциональна силе P_z, поэтому ее снижение приводит к уменьшению величины q и, следовательно, температуры.

Исследование показало, что использование прерывистых шлифовальных кругов с характеристикой 25А25М37К5 и 63С25М36К5 при круглом внутреннем шлифовании, соответственно, колец из стали ЭП517-Ш и титанового сплава ВТ20 позволило уменьшить среднеконтактную температуру в зоне резания. В среднем снижение температуры в зоне контакта при шлифовании колец из стали ЭП517-Ш составило 15 %, а при шлифовании колец из титанового сплава ВТ20 – 20 % по сравнению с серийными кругами этой же характеристики (см. рис. 4.24 и 4.26). Примерно такое же снижение температуры (в среднем 15 %) наблюдалось при использовании прерывистых шлифовальных кругов с характеристикой 63С25СМ27К5 при круглом внутреннем шлифовании колец-образцов из титанового сплава ВТ9 (см. рис. 4.25).

Использование композиционных кругов при круглом внутреннем шлифовании колец из стали ЭП517-Ш и титанового сплава ВТ9 позволило снизить температуру в зоне контакта по сравнению с серийными кругами в среднем, соответственно, на 35 % и 40 %.

Результаты исследования среднеконтактной температуры, представленные на рис. 4.25, получены на основании проведения полного факторного эксперимента типа 2^3 при круглом внутреннем шлифовании колец-образцов из титанового сплава ВТ9 сплошными, прерывистыми и композиционными кругами ПП40х20х10 63С25СМ27К5. На основании обработки результатов измерения были получены эмпирические зависимости для расчета среднеконтактной температуры при шлифовании кругами различных конструкций:

- сплошными

$$\theta = e^{8,71} S_{2x}^{0,44} S_{пр}^{0,07} \upsilon_з^{-0,004}; \qquad (4.14)$$

- прерывистыми

$$\theta = e^{7,6} S_{2x}^{0,26} S_{пр}^{0,1} \upsilon_э^{-0,01}; \qquad (4.15)$$

- композиционным

$$\theta = e^{7,49} S_{2x}^{0,27} S_{пр}^{0,02} \upsilon_э^{-0,02}. \qquad (4.16)$$

Анализ результатов исследования показал, что при круглом наружном и внутреннем шлифовании абразивные круги с прерывистой режущей поверхностью (прерывистые, комбинированные, композиционные) целесообразно использовать на более интенсивных режимах, так как именно на них обеспечивается заметное снижение среднеконтактной температуры. Это обусловлено тем, что при работе на высокопроизводительных режимах осуществляется более интенсивный теплообмен между обрабатываемой поверхностью и окружающей средой в момент прохождения впадинами прерывистых и комбинированных кругов зоны контакта, а также между обрабатываемой поверхностью и смазывающе-охлаждающими элементами комбинированных и композиционных кругов, когда они находятся в контакте с нею. Снижению температуры также способствует интенсивное формирование «заборной» поверхности у прерывистых и комбинированных кругов и, как следствие, перераспределение глубины резания между зернами, а также более интенсивное внесение смазки в зону резания при шлифовании комбинированными и композиционными кругами.

При круглом внутреннем шлифовании стали 30ХГСН2А увеличение скорости вращения заготовки благоприятно сказывается на снижении среднеконтактной температуры как при шлифовании серийным кругом, так и прерывистым с внутренним подводом СОЖ. Увеличение скорости вращения заготовки с 10 до 80 м/мин при шлифовании кругами вышеуказанных конструкций позволило снизить среднеконтактную температуру примерно на 16 % (рис. 4.27). При этом величина среднеконтактной температуры при шлифовании кругом с внутренним подводом СОЖ на 30…35 % меньше, чем при шлифовании серийным кругом.

Увеличение скорости вращения заготовки с 10 до 130 м/мин, при круглом внутреннем шлифовании колец из титанового сплава ВТ9, как показало исследование, на снижении среднеконтактной

температуры практически не сказалось, что следует из величин показателей степеней в формулах (4.14–4.16). При обработке титановых сплавов уменьшение времени действия теплового источника и рост плотности теплового потока, обусловленные увеличением скорости вращения заготовки, оказывают, по-видимому, примерно одинаковое, но прямо противоположное влияние на изменение среднеконтактной температуры. Снижению среднеконтактной температуры с увеличением скорости вращения заготовки при обработке титановых сплавов препятствуют также адгезионные и диффузинные процессы, имеющие место при высоких температурах в зоне контакта круга с заготовкой.

Таким образом, при круглом наружном и внутреннем шлифовании с подачей СОЖ свободно падающей струей прерывистые и комбинированные шлифовальные круги позволяют снизить температуру в зоне резания на 15…25 %, а композиционные круги на 30…40 %. В случае внутреннего подвода СОЖ эффект от использования абразивных кругов с прерывистой режущей поверхностью может быть существенно повышен.

Глава 5

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА КРУГЛОГО ШЛИФОВАНИЯ

Результаты исследования динамики шлифования необходимы для определения рациональных условий обработки (см. гл. 3), определения интенсивности теплообразования в зоне резания, температурного поля в обрабатываемой заготовке (см. гл. 4) и других технологических решений.

Исследование динамики процесса круглого наружного и внутреннего шлифования включало: исследование составляющих силы и мощности резания и исследование энергоемкости процесса. Оборудование, абразивный инструмент и образцы, используемые при проведении исследования, были те же самые, что и при экспериментальном исследовании среднеконтактной температуры.

5.1. ИССЛЕДОВАНИЕ СОСТАВЛЯЮЩИХ СИЛЫ И МОЩНОСТИ РЕЗАНИЯ

Как указывалось выше (см. 4.3.4), для измерения среднеконтактной температуры и составляющих силы резания при круглом шлифовании была создана экспериментальная установка, оснащенная специальными упругими оправками, позволяющими использовать ее, как для исследования процессов круглого наружного (см. рис. 4.16), так и круглого внутреннего (см. рис. 4.17) шлифования.

Для измерения составляющих силы резания использовался первый модуль установки - динамометр, включающий комплект упругих оправок, кожух с токовихревыми датчиками и электронный блок динамометра. Измерение осуществлялось бесконтактным способом.

При круглом наружном шлифовании (см. рис. 4.16) сигналы с датчиков 9, 20 поступали в электронный блок динамометра 21, а затем на регистрирующий прибор 22. Принцип измерения состав-

ляющих силы резания заключался в определении изменения величины зазора между первыми катушками дифференциальных датчиков 9, 20 динамометра и базовой поверхностью упругой оправки 4, деформирующейся под действием силы резания. В качестве базовой поверхности использовалась цилиндрическая поверхность латунного кольца 7, напрессованного на упругую оправку и прошлифованного по месту после напрессовки через специальное окно в кожухе 6. Величина зазора между первыми катушками дифференциальных датчиков и базовой поверхностью регулировалась при помощи микрометрических винтов 8, входящих в конструкцию датчиков. Для исключения попадания СОЖ на токовихревые датчики на кожухе динамометра был установлен защитный экран из оргстекла 15.

Тарировка системы проводилась при вращающейся оправке, что позволило скомпенсировать динамические погрешности.

При круглом внутреннем шлифовании подготовка системы к работе и измерение составляющих силы резания (см. рис. 4.17) осуществлялось аналогичным образом. При этом следует отметить, что специфика отвода СОЖ при круглом внутреннем шлифовании потребовала введения в конструкцию измерительной установки дополнительного элемента, обеспечивающего в совокупности с экраном 15 защиту датчиков 13, 20 от попадания смазывающе-охлаждающей жидкости. Таким элементом явилось специальное кольцо 9, в полость которого через штуцер подавался сжатый воздух под давлением 0,3…0,4 МПа. Величина бокового зазора между упругой оправкой и специальным кольцом не превышала 0,5 мм.

Для повышения достоверности измерения главной составляющей силы резания, ее значения определялись двумя способами: первым – при помощи динамометра и вторым – путем пересчета через эффективную мощность резания.

Эффективная мощность $N_{эф}$ при шлифовании измерялась при помощи устройства управления мощностью резания модели УМР-2. Принцип работы устройства основан на точном измерении, с по-

мощью датчика мощности ДМ-1-10 кВт, мощности холостого хода N_{xx} приводного двигателя шпинделя шлифовального станка и вычитания ее из полной мощности N_n двигателя в процессе резания, то есть косвенном измерении эффективной мощности резания $N_{эф} = N_n - N_{xx}$.

Применяемая аппаратура, в сочетании с используемыми приспособлениями, позволила провести измерение составляющих силы и эффективной мощности резания практически безынерционно.

Исследование влияния условий обработки на главную P_z и радиальную P_y составляющие силы резания при круглом наружном шлифовании осуществлялось на кольцах с наружным диаметром 60 мм, изготовленных из стали 30ХГСН2А и титанового сплава ВТ9. Результаты исследования приведены на рис. 5.1.

Как видно из рис. 5.1, увеличение поперечной подачи приводит к росту составляющих силы резания независимо от конструкции шлифовального круга. Однако величины сил P_z и P_y при работе прерывистыми и комбинированными кругами в среднем на 20 % меньше, чем при шлифовании сплошными кругами той же характеристики.

Наибольшее же снижение составляющих силы резания, как показало исследование (см. рис. 5.1), достигается при использовании композиционных кругов. Значения сил P_z и P_y при работе этими кругами примерно на 25 % меньше, чем при шлифовании кругами со сплошной рабочей поверхностью.

При шлифовании колец из титанового сплава ВТ9 значения сил P_z и P_y примерно на 10…15 % меньше, чем при шлифовании колец из стали 30ХГСН2А. Такая закономерность в определенной мере обусловлена тем, что радиальный износ кругов с характеристикой 63С25СМ27К5, применяемых при обработке колец из титанового сплава ВТ9, примерно в 10 раз больше, чем износ кругов с характери-

стикой 25А25СМ27К5, используемых для шлифования колец из стали 30ХГСН2А, а следовательно, меньше объем снимаемого материала и соответственно силы резания.

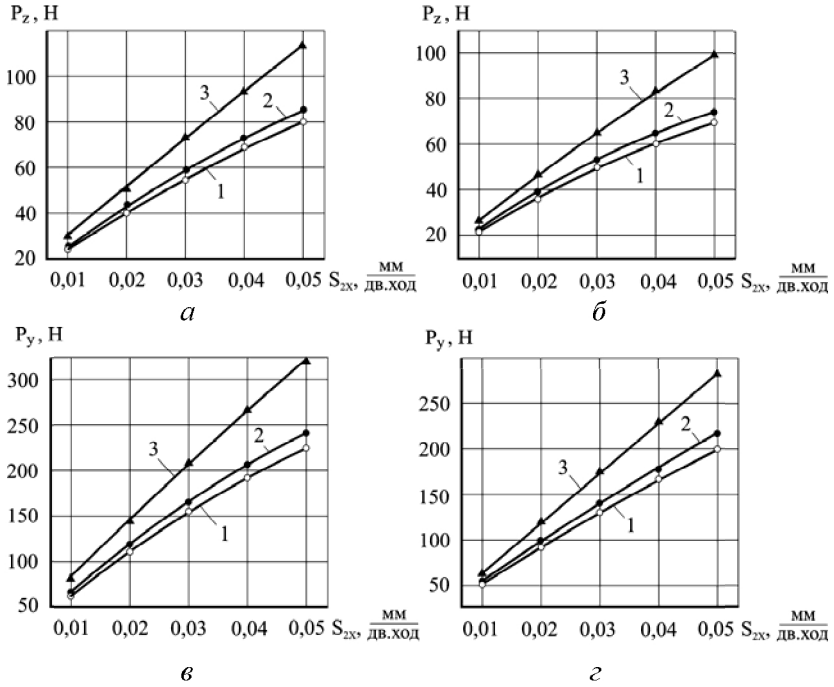
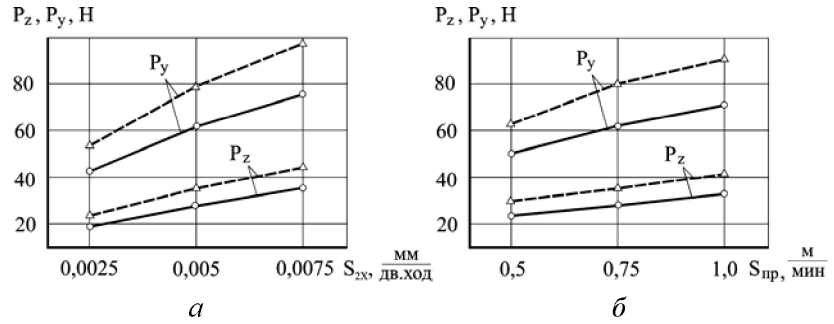


Рис. 5.1. Зависимости составляющих силы резания P_z и P_y от поперечной подачи при круглом наружном шлифовании колец:
а, в – сталь 30ХГСН2А, круги с характеристикой 25А25СМ27К5: 1 – композиционный, 2 – комбинированный, 3 – сплошной; *б, г* – титановый сплав ВТ9, круги с характеристикой 63С25СМ27К5: 1 –композиционный, 2 – прерывистый, 3 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с, $\upsilon_з$ = 30 м/мин, $S_{пр}$ = 0,5 м/мин

Результаты исследования влияния условий обработки на составляющие силы резания при круглом внутреннем шлифовании представлены на рис. 5.2-5.4.

Полученные экспериментальные данные показали, что при круглом внутреннем шлифовании так же, как и при круглом наружном с увеличением поперечной и продольной подач наблюдается рост сил P_z и P_y независимо от используемой конструкции и характеристики круга (см. рис. 5.2-5.4). Однако абсолютные значения этих сил при шлифовании кругами с прерывистой режущей поверхностью (прерывистыми и композиционными)



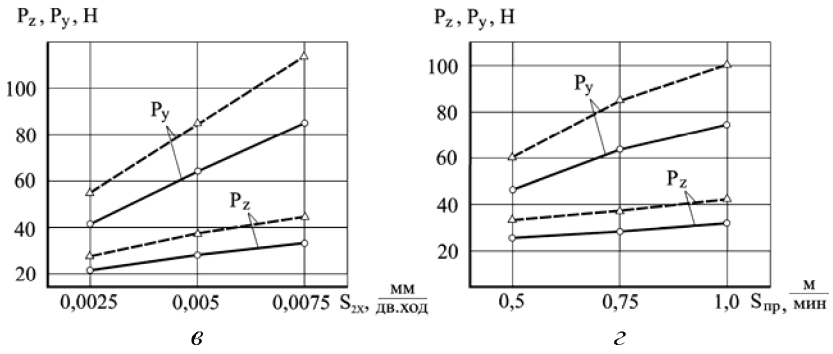
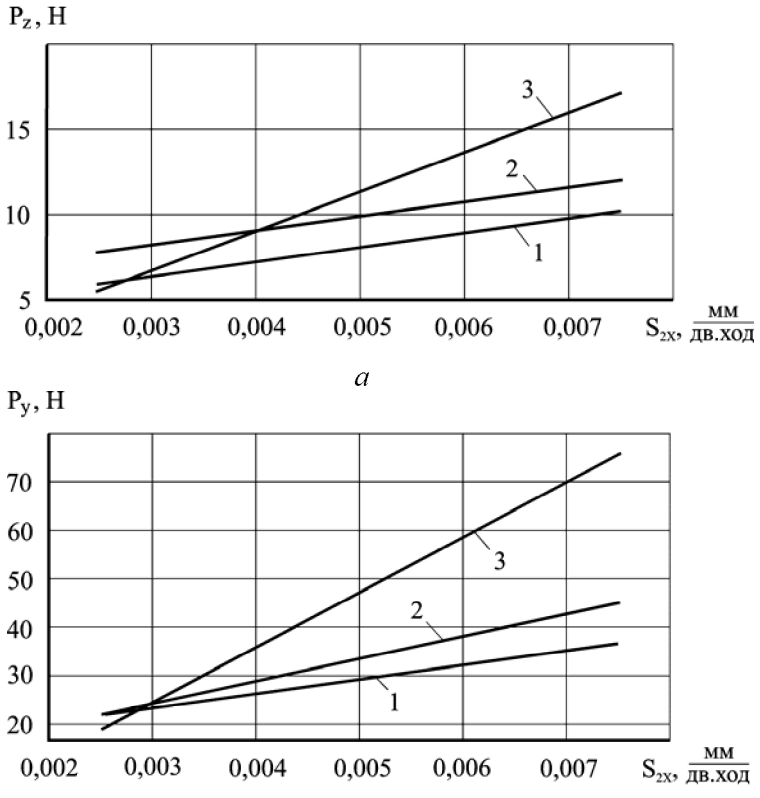


Рис. 5.2. Влияние поперечной (*а, в*) и продольной (*б, г*) подач на составляющие силы резания при круглом внутреннем шлифовании стали ЭП517-Ш кругами различных конструкций:
—○— круг композиционный; - -△- - круг сплошной; $\upsilon_к$ = 30 м/с; $\upsilon_з$ = 27 м/мин; *а, б* – круги с характеристикой 25А25М37К5; *в, г* – круги с характеристикой 24А40СМ27К5; *а, в* – $S_{пр}$ = 0,75 м/мин; *б, г* – S_{2x} = 0,005 мм/дв.ход

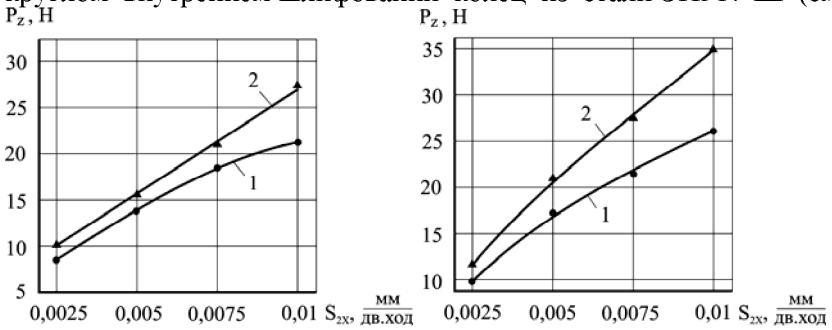


б

Рис. 5.3. Зависимости главной (*а*) и радиальной (*б*) составляющих силы резания от поперечной подачи при круглом внутреннем шлифовании колец из титанового сплава ВТ9 кругами ПП 40х20х10 63С25СМ27К5 различных конструкций:
круги: 1 – композиционный; 2 – прерывистый; 3 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с; $\upsilon_з$ = 70 м/мин; $S_{пр}$ = 3 м/мин

заметно меньше, чем при шлифовании серийными (сплошными)
кругами на всех исследуемых режимах.

Применение композиционных кругов с характеристиками 25А25М37К5 и 25А40СМ27К5 при круглом внутреннем шлифовании колец из стали ЭП517-Ш (см. рис. 5.2) позволило



а *б*

Рис. 5.4. Влияние поперечной подачи на величину главной составляющей силы резания при шлифовании колец из титанового сплава ВТ20 кругами ПП100х25х20:
а – круги с характеристикой 63С25М36К5; *б* – круги с характеристикой 64С25СМ27К1; 1 –круг прерывистый; 2 – круг со сплошной рабочей поверхностью; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 34 м/с; $\upsilon_з$ = 32 м/мин; $S_{пр}$ = 0,5 м/мин

уменьшить значения сил P_z и P_y в среднем на 25 % по сравнению с кругами со сплошной рабочей поверхностью этих же характеристик. Причем, как видно из рис. 5.2, у кругов с характеристиками 25А25М37К5 и 25А40СМ27К5 одной и той же конструкции величины главной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания имеют близкие значения при использовании на идентичных режимах, что обусловлено прямо противоположным влиянием увеличения зернистости и твердости кругов на силы резания. По данным Редько С.Г. [52], увеличение зернистости приводит к снижению сил резания, а увеличение твердости к их росту [95].

Примерно такой же уровень снижения сил P_z и P_y (25…30 %) наблюдается в случае замены сплошного круга на композиционный при шлифовании титанового сплава ВТ9 (см. рис. 5.3).

Достаточно высокий уровень снижения главной и радиальной составляющих силы резания при круглом внутреннем шлифовании обеспечивают прерывистые абразивные круги. Исследование показало, что использование прерывистых шлифовальных кругов различной твердости при обработке титановых сплавов ВТ9 (см. рис. 5.3) и ВТ20 (см. рис. 5.4) позволило уменьшить значения сил P_z и P_y, соответственно, на 15…20 % и 15…25 % по сравнению с серийными кругами этой же характеристики.

Эффективная мощность, затраченная на съем материала при шлифовании, определялась как среднее арифметическое результатов прямого и косвенного измерений. Прямое измерение мощности,

как указывалось выше, осуществлялось при помощи прибора УМР-2, для косвенного измерения использовалась известная формула

$$N_{эф} = P_z \upsilon_к .$$

Исследования показали, что характер изменения эффективной мощности резания в зависимости от условий обработки (конструкции круга и его характеристики, режима обработки и т.д.) идентичен характеру изменения главной составляющей силы резания от этих же условий.

Таким образом, изучение динамики процесса круглого наружного и внутреннего шлифования позволило установить, что перспективным направлением снижения энергоемкости данного процесса является использование кругов с прерывистой режущей поверхностью. Прерывистые и комбинированные круги позволяют уменьшить силы P_z, P_y и эффективную мощность примерно на 15…25 %, а композиционные круги на 20…30 %.

5.2. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭНЕРГОЕМКОСТИ ПРОЦЕССА

Исследование энергоемкости процесса шлифования проводилось при круглом внутреннем шлифовании, являющимся одним из наиболее теплонапряженных и наименее изученных процессов абразивной обработки. В процессе проведения экспериментальных работ оценивалось влияние конструкции шлифовального круга и параметров режима резания на величину удельного расхода энергии.

В качестве образцов при исследовании использовались кольца из жаропрочной деформируемой стали ЭП517-Ш и конструкционного титанового сплава ВТ20. Внутренний диаметр колец составлял 110 мм. Обработка велась методом продольной подачи.

При шлифования колец из стали ЭП517-Ш применялись сплошные, прерывистые, составными композиционные и комбинированные круги ПП100х25х20 25А25М37К5. Обработка колец из титанового сплава ВТ20 осуществлялась сплошными и прерывистыми кругами ПП100х25х20 63С25М36К5.

Шлифовальные круги с прерывистой рабочей поверхностью, составные композиционные и комбинированные круги изготавливались, соответственно, с шестью впадинами и шестью смазывающе-охлаждающими элементами. Длина впадин у кругов с прерывистой рабочей поверхностью, дуг СОЭ у составных композиционных кругов и дуг СОЭ + длин впадин у комбинированных кругов составляла 0,17 рад.

Процесс шлифования колец из стали ЭП517-Ш осуществлялся на режимах: $\upsilon_к$ = 30 м/с; $\upsilon_з$ = 27 м/мин; $S_{пр}$ = 0,5…1 м/мин; S_{2x} = 0,0025…0,0075 мм/дв.ход. При обработке колец из титанового сплава ВТ20 скорость резания составляла $\upsilon_{кр}$ = 34 м/с, скорость детали - $\upsilon_з$ = 32 м/мин, продольная подача - $S_{пр}$ = 0,5 м/мин, а поперечная подача S_{2x} варьировалась в пределах от 0,0025 мм/дв.ход до 0,01 мм/дв.ход.

Исследование показало, что конструкция шлифовального круга оказывает существенное влияние на удельный расход энергии. Использование шлифовальных кругов с прерывистой режущей поверхностью вместо кругов со сплошной рабочей поверхностью позволило при обработке вышеуказанных материалов снизить удельный расход энергии на некоторых режимах до 20…30 % (рис. 5.5, 5.6 и 5.7), что обусловлено уменьшением силы резания при шлифовании кругами с прерывистой рабочей поверхностью (см. 5.1). Причем с возрастанием интенсивности процесса резания, то есть с увеличением поперечной (см. рис. 5.5 и 5.7) и продольной (см. рис. 5.6) подач, удельный расход энергии существенно снижается независимо от конструкции применяемого шлифовального круга. Это обу-

словлено, на наш взгляд, уменьшением доли энергии, затрачиваемой на преодоление сил трения абразивных зерен по обрабатываемой поверхности, то есть возрастанием количества режущих и уменьшением количества «давящих» и «скользящих» зерен, участвующих в процессе резания.

С целью сравнения удельного расхода энергии при шлифовании стали ЭП517-Ш и титанового сплава ВТ20, была произведена обработка колец из вышеуказанных материалов на режимах: $\upsilon_к$ = 30…34 м/с, $\upsilon_з$ = 27…32 м/мин, $S_{пр}$ = 0,5 м/мин, S_{2x} = 0,005 мм/дв.ход. Исследование позволило установить, что при обработке стали ЭП517-Ш и титанового сплава ВТ20 сплошными кругами величина удельного расхода энергии равна соответственно 164 Дж/мм^3 и 180 Дж/мм^3, а при обработке прерывистыми кругами этих же материалов его величина примерно

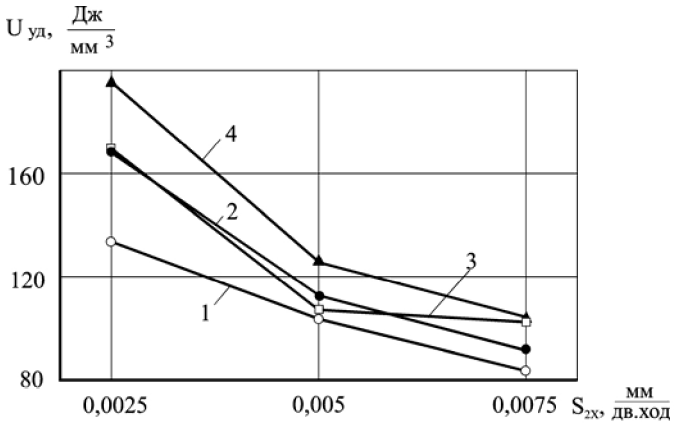


Рис. 5.5. Влияние поперечной подачи на удельный расход энергии при шлифовании колец из стали ЭП517-Ш кругами ПП100х25х20 25А25М37К5:
круги: 1 – композиционный, 2 – прерывистый, 3 – комбинированный, 4 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с; $\upsilon_д$ = 27 м/мин; $S_{пр}$ = 1 м/мин

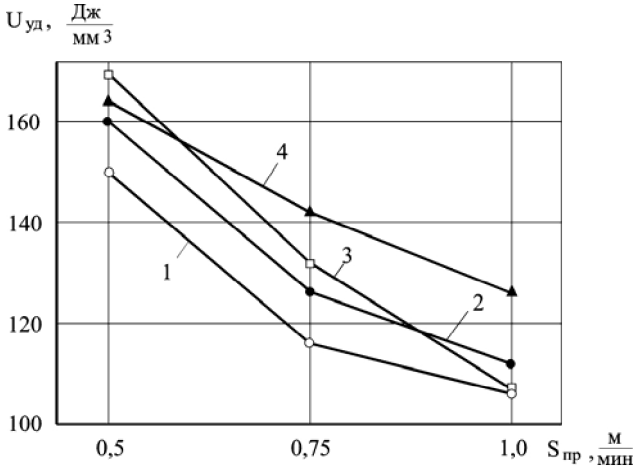


Рис. 5.6. Влияние продольной подачи на удельный расход энергии при круглом внутреннем шлифовании колец из стали ЭП517-Ш кругами ПП100х25х20 25А25М37К5:
Круги: 1 – композиционный, 2 – прерывистый, 3 – комбинированный; 4 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 30 м/с; $\upsilon_з$ = 27 м/мин; S_{2x} = 0,005 мм/дв.ход

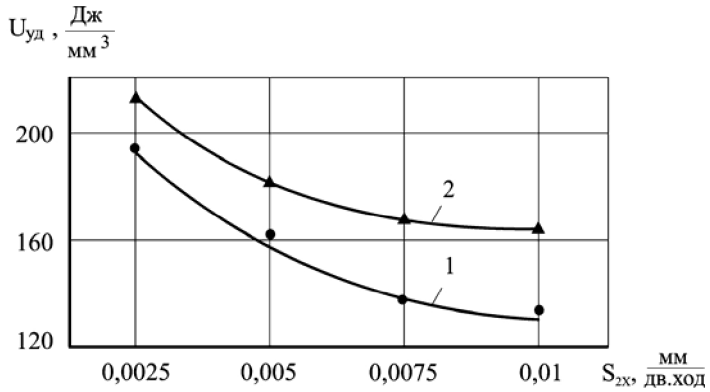


Рис. 5.7. Влияние поперечной подачи на удельный расход энергии при шлифовании колец из титанового сплава ВТ20 кругами ПП100х25х20 63С25М36К5:
круг: 1 – прерывистый, 2 – сплошной; режим шлифования: $\upsilon_к$ = 34 м/с; $\upsilon_з$ = 32 м/мин; $S_{пр}$ = 0,5 м/мин

одинакова и составляет 160…162 Дж/мм^3 (см. рис. 5.6 и 5.7),
хотя главная составляющая силы резания P_z, определяющая величину расхода энергии, имеет большие значения при обработке стали ЭП517-Ш (см. рис. 5.2*б*), а не титанового сплава ВТ20 (см. рис. 5.4*а*). Это обусловлено тем, что при обработке титанового сплава ВТ20 величина съема меньше, чем при обработке стали ЭП517-Ш на таком же режиме, так как износ круга с характеристикой 63С25М36К5 примерно на порядок больше износа круга с характеристикой 25А25М37К5.

Таким образом, использование при шлифовании кругов с прерывистой рабочей поверхностью и повышение производительности обработки благоприятно сказывается на снижении удельного расхода энергии.

Глава 6

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИИ АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ ОБРАЗЦОВ ПОСЛЕ ШЛИФОВАНИЯ

Предел выносливости и циклическая долговечность деталей зависят не только от материала, из которого они изготовлены, но в значительной степени и от состояния поверхностного слоя, формируемого в процессе изготовления детали и характеризуемого: остаточными напряжениями, наклепом (разупрочнением), шероховатостью поверхности и другими параметрами. Шлифование заготовок из труднообрабатываемых материалов абразивными кругами с прерывистой режущей поверхностью позволяет снизить термодинамическую напряженность процесса, улучшить состояние поверхностного слоя и повысить сопротивление усталости деталей [23, 61, 62, 79, 94, 95 и др.].

Для количественной оценки влияния конструкции шлифовальных кругов с прерывистой режущей поверхностью на сопротивление усталости, были проведены испытания образцов на много- и малоцикловую усталость.

6.1. РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЯ ОБРАЗЦОВ НА МНОГОЦИКЛОВУЮ УСТАЛОСТЬ

При испытании на многоцикловую усталость определялись пределы выносливости у гладких образцов круглого и прямоугольного сечений, выполненных, соответственно, из стали 30ХГСН2А и ЭП517-Ш и предварительно обработанных абразивными кругами со сплошной (серийными) и прерывистой режущей поверхностью.

Шлифование гладких образцов круглого сечения осуществлялось на станке 312М на режиме: $\upsilon_к = 30$ м/с, $\upsilon_з = 18$ м/мин, $S_{пр} = 0{,}5$ м/мин, $S_{2x} = 0{,}03$ мм/дв.ход. В качестве инструмента использовались сплошной и прерывистый круги ПП300х25х127 34А25ПСМ16К5. Выбор вышеуказанной характеристики кругов был обусловлен достаточно широким ее использованием в серийных технологических процессах при шлифовании заготовок из стали 30ХГСН2А. Гладкие образцы прямоугольного сечения обрабатывались на плоскошлифовальном станке 3Г71М с прямолинейной продольной и поперечной подачами кругами ПП250х25х76. Для шлифования образцов использовались сплошной и композиционный круги с характеристикой 25А25М37К5, подобранной на основании отсеивающего эксперимента [60], и сплошной круг с характеристикой 24А40СМ27К5. Абразивные круги с характеристикой 24А40СМ27К5 используются в серийных технологических процессах при шлифовании валов ГТД из стали ЭП517-Ш.

При шлифовании гладких образцов прямоугольного сечения моделировались условия, соответствующие процессу круглого внутреннего шлифования заготовок из стали ЭП517-Ш. Моделирование осуществлялось по минутному съему, силам резания и длине дуги контакта круга с заготовкой. Шлифование образцов кругами с характеристикой 25А25М37К5 осуществлялось на режиме: $\upsilon_к = 30$ м/с,

$\upsilon_з = 11{,}5$ м/мин, $S_x =$ 3,7 мм/ход, $t = 0{,}034$ мм. При заданных условиях моделировался процесс круглого внутреннего шлифования заготовок, обрабатываемый диаметр которых равнялся 110 мм, кругом ПП100х25х20 на режиме: $\upsilon_к = 30$ м/с, $\upsilon_з = 27$ м/мин, $S_{пр} = 1$ м/мин, $S_{2x} =$ 0,0075 мм/дв.ход. Этот режим, как показало исследование, при круглом внутреннем шлифовании стали ЭП517-Ш кругами с характеристикой 25А25М37К5 являлся оптимальным с точки зрения остаточных напряжений [60]. Шлифование образцов кругами с характеристиками 24А40СМ27К5 осуществлялось на режиме: $\upsilon_к = 30$ м/с, $\upsilon_з = 11{,}5$ м/мин, $S_x =$ 3,7 мм/ход, $t = 0{,}023$ мм. То есть обработка образцов кругами с характеристикой 24А40СМ27К5 производилась на режиме примерно в 1,5 раза менее производительном, чем при шлифовании образцов кругами с характеристикой 25А25М37К5. При заданных условиях так же, как и в предыдущем случае моделировался процесс круглого внутреннего шлифования заготовок на режиме: $\upsilon_к = 30$ м/с, $\upsilon_з = 20$ м/мин, $S_{пр} = 1$ м/мин, $S_{2x} =$ 0,005 мм/дв.ход. Этот режим используется в серийных технологических процессах на операциях круглого внутреннего шлифования деталей ГТД из стали ЭП517-Ш.

Так как испытания на усталость образцов были сравнительными, то предел выносливости определялся на базе $N = 3 \cdot 10^6$ (в соответствии с ГОСТ 23026 –78) при симметричном цикле напряжений. Испытание гладких образцов круглого сечения с рабочей частью типа II (d = 7,5 мм, l = 37,5 мм и R = 7,5 мм) осуществлялось при чистом изгибе с вращением на машине МУИ-6000 (рис. 6.1). Испытание плоских образцов прямоугольного сечения с рабочей частью типа III (R = 30 мм, b = 9 мм и h = 7 мм) осуществлялось на универсальной машине УММ-01 в

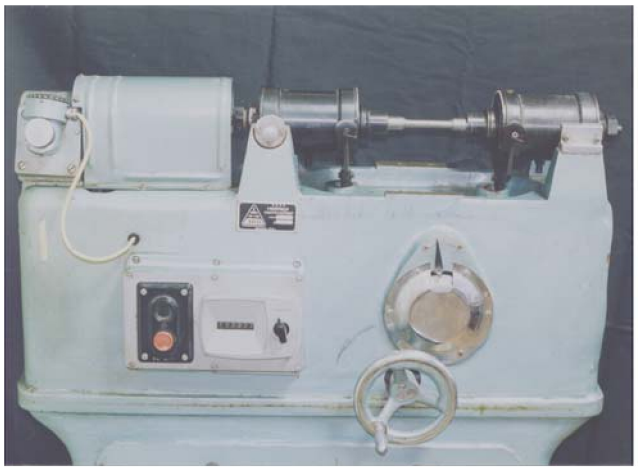


Рис. 6.1. Машина для испытаний на усталость МУИ-6000

комплекте с устройством УММ-01-14. По результатам исследования строились кривые усталости для каждой партии образцов
и определялся их предел выносливости, соответствующий вероятности разрушения 50 %.

Кривые усталости для образцов из стали 30ХГСН2А и ЭП517-Ш, обработанных кругами со сплошной и прерывистой режущей поверхностью, приведены, соответственно, на рис. 6.2 и 6.3.

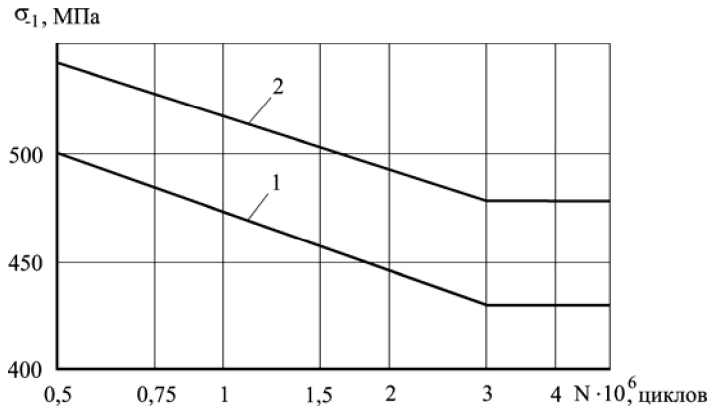


Рис. 6.2. Кривые усталости гладких образцов круглого сечения с рабочей частью типа II из стали 30ХГСН2А, предварительно прошлифованных сплошным и прерывистым кругами ПП300х20х127 34А25ПСМ16К5:
круги: 1 – сплошной, 2 – прерывистый

Как видно из рис. 6.2, предел выносливости образцов из стали 30ХГСН2А, обработанных прерывистым кругом, на 50 МПа больше, чем предел выносливости образцов, обработанных кругом со сплошной рабочей поверхностью. Примерно такая же картина наблюдается при шлифовании образцов из стали ЭП517-Ш (рис. 6.3). Предел выносливости образцов, обработанных композиционными кругами с характеристикой 25А25М37К5, примерно на 30 МПа больше, чем при шлифовании сплошными кругами этой же характеристики. В то же время

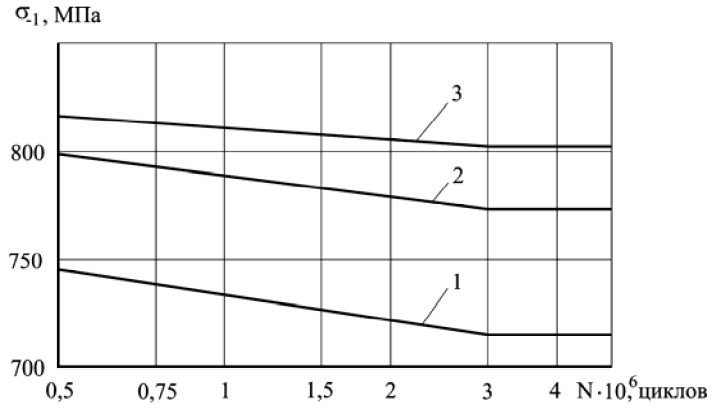


Рис 6.3. Кривые усталости гладких образцов прямоугольного сечения с рабочей частью типа III из стали ЭП517-Ш, предварительно прошлифованных сплошными и композиционными кругами ПП 250х25х76:
круги: 1- сплошной с характеристикой 25А40СМ27К5, 2 – сплошной с характеристикой 25А25М37К5, 3 – композиционный с характеристикой 25А25М37К5

использование композиционных кругов с характеристикой 25А25М37К5 взамен сплошных кругов с характеристикой
24А40СМ27К5 на режиме в 1,5 раза более производительном позволяет повысить предел выносливости образцов на 90 МПа. Такой положительный эффект достигается за счет выбора оптимальной характеристики круга и снижения величины растягивающих остаточных напряжений [60].

Результаты проведенных испытаний на многоцикловую выносливость позволили также установить, что положительный эффект от использования кругов с прерывистой режущей поверхностью

по сравнению со сплошными кругами такой же характеристики возрастает с увеличением твердости кругов.

6.2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЯ ОБРАЗЦОВ НА МАЛОЦИКЛОВУЮ УСТАЛОСТЬ

Испытанию на малоцикловую усталость подвергались гладкие круглые образцы из стали 30ХГСН2А с рабочей частью типа II (d = 7,5 мм, l = 37,5 мм и R = 7,5 мм) предварительно прошлифованные серийным и прерывистым абразивными кругами на оборудовании и режиме, указанными выше. В процессе испытания определялась циклическая долговечность образцов. Испытание осуществлялось при повторно-переменном растяжении-сжатии образцов и симметричном цикле напряжений с частотой нагружения, равной 0,167 Гц. Амплитуда напряжений цикла при испытании соответствовала примерно 690 МПа. Значения циклической долговечности образцов приведены в табл. 6.1.

Таблица 6.1

Значения циклической долговечности гладких образцов круглого сечения с рабочей частью типа II из стали 30ХГСН2А при симметричном цикле нагружения

Номер образца	Амплитуда напряжения цикла σ_a, МПа	Циклическая долговечность образцов после шлифования абразивными кругами различных конструкций с характеристикой 34А25ПСМ16К5		Среднее значение циклической долговечности $N_{ср}$, число циклов
		Абразивный круг	Циклическая долговечность N, число циклов	
1	698	Сплошной	44700	29433
2	672		24900	
3	679		26600	
4	696		31200	
5	677		21200	
6	679		28000	
7	679	Прерывистый	49700	61500
8	703		52700	
9	696		53300	
10	696		62400	
11	696		89400	

Как видно из табл. 6.1, шлифовальные круги с прерывистой режущей поверхностью оказывают положительное влияние на повышение сопротивления усталости образцов, а следовательно и деталей

ГТД. У образцов, прошлифованных прерывистым кругом, циклическая долговечность примерно в 2 раза выше, чем у образцов, прошлифованных серийным кругом, то есть кругом со сплошной режущей поверхностью. При испытании образцов на малоцикловую усталость положительный эффект от использования шлифовальных кругов с прерывистой режущей поверхностью достигается за счет улучшения состояния поверхностного слоя образцов, в том числе за счет снижения величины растягивающих остаточных напряжений.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проектирование новых и совершенствование существующих технологических процессов изготовления деталей на основе структурно-параметрической оптимизация является одним из важнейших и перспективных направлений развития технологии машиностроения и изготовления газотурбинных двигателей, в частности. Использование рассмотренного метода позволяет уже на этапе проектирова-

ния технологических процессов изготовления деталей обеспечить заданный уровень их надежности при производстве и снижение себестоимости изготовления.

В предлагаемой монографии авторами сделана попытка создания структурно-параметрической модели механической обработки цилиндрических поверхностей на окончательных операциях изготовления деталей.

На основе анализа и обобщения литературных данных, а также собственных исследований авторов, определена целевая функция и получены технические ограничения на операции чистового точения и растачивания и круглого наружного и внутреннего шлифования заготовок, выполняемые методом продольной подачи.

Разработана математическая модель для определения рациональных условий резания на окончательных операциях механической обработки цилиндрических поверхностей, состоящая из двух независимых модулей, описывающих процессы точения и растачивания и круглого шлифования заготовок.

На основе вышеуказанной математической модели созданы программы расчета, позволяющие при сопоставлении процессов механической обработки определить не только рациональный метод обработки, но и необходимую совокупность управляемых параметров, обеспечивающих наивысшую производительность при минимуме затрат. Созданные программы нашли применение при проектировании технологических процессов изготовления деталей авиационных газотурбинных двигателей.

Кроме того, авторами предпринята попытка использования результатов исследования кинетики тепловых процессов и метастабильных диаграмм состояния материалов для уточнения области рациональных условий при шлифовании, что позволяет исключить возможность возникновения структурно-фазовых изменений в поверхностном слое шлифуемых заготовок.

Собственные исследования и результаты обобщения литературных данных позволили авторам монографии уточнить, применяемые в расчетах, существующие эмпирические зависимости для опре-

деления стойкости абразивного инструмента, мощности резания, среднеконтактной температуры и шероховатости поверхности и использовать их для процесса круглого шлифования кругами произвольных конструкций.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. М.: Машиностроение, 1977. 391 с.

2. Автоматизация машиностроения: Учебник для втузов / Н.М. Капустин, Н.П. Дьяконова, П.М. Кузнецов; Под ред. Н.М. Капустина. М.: Высшая школа, 2002. 223 с.

3. А.с. 200461 СССР, МКИ^3 B24d. Прерывистые абразивные круги / А.В. Якимов, В.А. Сипайлов, В.И. Потемкин, С.К. Екимов, Г.С. Яковлев, Ю.А. Бояршинов (СССР). №1061065/25–8; Заявлено 14.03.66; Опубл. 13.07.67, Бюл. № 16 // Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. 1967. №16. С. 192.

4. А.с. 517478 СССР, МКИ^3 B24D 17/00. Прерывистый абразивный круг / В.Т. Чалый, А.Е. Шило, Л.Л. Мишнаевский, В.М. Кривун, Л.П. Примак (СССР). №1984035/25–8; Заявлено 04.01.74; Опубл. 15.06.76, Бюл. № 22 // Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. 1976. №22. С.47.

5. Акимов В.М. Основы надежности газотурбинных двигателей. М.: Машиностроение, 1981. 207 с.

6. Барвинок В.А. Исследование качества поверхности и тепловых явлений при алмазном и эльборовом шлифовании высокопрочных сталей: Дис. … канд. техн. наук. Куйбышев, 1970. 153 с.

7. Баскин Л.Х., Коротин Б.С. Исследование зависимости контактной температуры от количества вставок в прерывистом шлифовальном круге // Высокоэффективные методы механической обработки жаропрочных и титановых сплавов: Межвуз. сб. Куйбышев, 1981. С. 49-51.

8. Белецкий Д.В. Многокритериальная оптимизация процесса точения на основе обобщения теоретико-экспериментальных исследований методами теории подобия: Автореф. дис… канд. техн. наук. Рыбинск, 2000. 17 с.

9. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344 с.

10. Богомолов Н.И. Исследование прочности абразивных зерен в процессе микрорезания // Заводская лаборатория. 1966. №3. С. 353–354.

11. Великанов К.М., Новожилов В.И. Экономические режимы резания металлов. Л.: Машиностроение, 1972. 120 с.

12. Владимиров Е.В., Леонов А.М. Устойчивость решений на моделях оптимизации режимов резания // Известия ТАП. Барнаул, 1997. Вып. 1. С. 45–47.

13. Горанский Г.К. Расчет режимов резания при помощи электронно-вычислительных машин. Минск: Госиздательство БССР, 1963. 192 с.

14. Горанский Г.К., Владимиров Е.В., Ламбин Л.Н. Автоматизация технического нормирования работ на металлорежущих станках с помощью ЭВМ. М.: Машиностроение, 1976.

15. Горанский Г.К., Кочуров В.А., Франковская Р.П. и др. Автоматизированные системы технологической подготовки производства в машиностроении. М.: Машиностроение, 1976. 240 с.

16. Гордеев А.В., Дилигенский Н.В. К исследованию нестационарных температурных полей при шлифовании // Теплофизика технологических процессов. Саратов, 1973. Вып.1. С. 63-67.

17. Гордеев А.В., Дилигенский Н.В. К расчету контактной температуры при плоском шлифовании периферией круга // Теплофизика технологических процессов. Саратов, 1975. Вып.2. С. 82-85.

18. Гусев В.Г., Влияние конструкции кругов и способов подачи СОЖ на температуру шлифуемых поверхностей // Известия вузов. Сер. Машиностроение. 1984. №10. С. 123-127.

19. Гусев В.Г. Температура заготовок шлифуемых сборными прерывистыми кругами // Известия вузов. Сер. Машиностроение. 1984. №3. С. 150-156.

20. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке. Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. 128 с.

21. Евсеев Д.Г., Сальников А.Н. Физические основы процесса шлифования. Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. 128 с.

22. Исследование качества поверхностей, обработанных кругами новой конструкции / Г.А. Кулаков, Г.М. Мещеряков, И.Г. Попов, Ю.А. Шабалин, В.И. Стебихов // Высокоэффективные методы механической обработки жаропрочных и титановых сплавов: Межвуз. сб. Куйбышев, 1981. С. 51–54.

23. Исследование эффективности применения прерывистых кругов при круглом шлифовании деталей шасси самолета / В.И. Стебихов, Ю.А. Шабалин, Г.А. Кулаков, Г.М. Мещеряков, С.П. Алимов // Высокоэффективные методы обработки резанием жаропрочных и титановых сплавов: Межвуз. сб. Куйбышев, 1982. С. 92-100.

24. К расчету температурного поля при прерывистом шлифовании / Ю.А. Напарьин, А.В. Якимов, Н.А. Ярмонов, Н.И. Гунько // Известия вузов. Сер. Машиностроение. 1973.- №12.

25. Капанец Э.Ф. и др. Точность обработки при шлифовании / Э.Ф. Капанец, К.К. Кузьмич, В.И. Прибыльский, Г.В. Тилигузов; Под ред. П.И. Ящерицына. Минск: Наука и техника, 1987. 152 с.

26. Кащук В.А., Верещагин А.Б. Справочник шлифовщика. М.: Машиностроение, 1988. 480 с.

27. Кидин И.Н. Физические основы электротермической обработки металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1969.

28. Козлов В.А. Структурно-параметрическая оптимизация точения материалов на основе математического моделирования процесса обработки: Автореф. дис… док. техн. наук. Рыбинск, 1999. 44 с.

29. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М.: Наука, 1977. 832 с.

30. Коровский Ш.Я. Летающие металлы. М.: Машиностроение, 1967. 255 с.

31. Кравченко Б.А. Теория формирования поверхностного слоя деталей машин при механической обработке: Учебное пособие / Куйбышев. политехн. ин-т. Куйбышев, 1981. 90 с.

32. Курдюков В.И. Научные основы проектирования, изготовления и эксплуатации абразивного инструмента: Автореф. дис… док. техн. наук. Челябинск, 2000. 39 с.

33. Леонов С.Л. Структурная оптимизация процессов механической обработки // Известия ТАП. Барнаул, 1997. Вып. 1. С. 48–50.

34. Лепилин В.И. Режимы резания авиационных материалов при точении: Учебное пособие / Самар. гос. аэрокосм. ун-т. Самара, 2000. 128 с.

35. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. М.: Машиностроение, 1969. 172 с.

36. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.

37. Маркушин Е.М., Попов И.Г., Шабалин Ю.А. Асимптотический расчет температур поверхностных слоев изделий при шлифовании // Совершенствование технологических процессов изготовления и сборки авиадвигателей: Сб. науч. тр. Куйбышев, 1988. С. 124-128.

38. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. М.: Машиностроение, 1974. 320 с.

39. Медведев Л.П. Производительность и точность обработки на токарных станках в связи с их жесткостью // Труды Всесоюз. межвуз. конф. Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышев, 1962. С. 104–117.

40. Митрюхин О.В. Повышение эффективности шлифования деталей ГТД на основе контроля качества абразивного инструмента с учетом структурной неоднородности: Автореф. дис… канд. техн. наук. Рыбинск, 2000. 16 с.

41. Михайлов В.А. Выбор характеристик композиционных кругов при скоростном охватывающем шлифовании // Высокоэффективные методы механической обработки жаропрочных и титановых сплавов: Межвуз. сб. Куйбышев, 1981. С. 43-45.

42. Носов Н.В. Повышение эффективности и качества абразивных инструментов путем направленного регулирования их функциональных показателей: Дис… док. техн. наук. Самара, 1997. 452 с.

43. О температурном поле в детали при шлифовании композиционными кругами / Ю.А. Напарьин, А.В. Якимов, Н.А. Ярмонов, В.А. Нарыгин // Теплофизика технологических процессов. Тольятти, 1976. Вып.3. С. 84-88.

44. Общемашиностроительные нормативы режимов резания: Справочник: В 2-х т.: Т.1/ А.Д. Локтев, И.Ф. Гущин, В.А. Батуев и др. М.: Машиностроение, 1991. 640 с.

45. Осипов А.П. Оптимизация процесса шлифования на основе целенаправленного формирования рабочей поверхности абразивного инструмента: Автореф. дис… канд. техн. наук. Самара, 1999. 28 с.

46. Основы создания агрегатов автоматики пневмогидравлических систем аппаратов и двигателей. Часть 1. Обеспечение конструкторской надежности и технологичности агрегатов / А.Н. Евстигнеев, А.Е. Жуковский, В.М. Квасов, Ю.И. Кондрашов, А.Ф. Малеев, Е.В. Шахматов, Г.В. Шестаков. Самара: НПО "Импульс", 1993. 375 с.

47. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. 144 с.

48. Переладов А.Б. Повышение эффективности операций шлифования путем направленного регулирования параметров рабочего слоя абразивного инструмента: Автореф. дис… канд. техн. наук. Курган, 1998. 19 с.

49. Петухов А.Н. Сопротивление усталости деталей ГТД. М.: Машиностроение, 1993. 240 с.

50. Попов С.А. Шлифовальные работы. М.: Высшая школа; Издательский центр Академия», 1999. 383 с.

51. Попов И.Г., Кононов В.К. Качество поверхностного слоя стали 30ХГСНА после торцового шлифования прерывистым кругом // Высокоэффективные методы обработки резанием жаропрочных и титановых сплавов: Межвуз. сб. Куйбышев, 1982. С. 89-92.

52. Редько С.Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов. Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1962. 232 с.

53. Резников Н.И. Использование ЭВМ для решения задачи об оптимальных режимах резания // Производительность и качество при обработке жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышев, 1967. Вып. 25. С. 104–113.

54. Рыжов Э.В., Аверченков В.И. Оптимизация технологических процессов механической обработки. Киев: Наукова думка, 1989. 192 с.

55. Рыкунов А.Н. Повышение эффективности тонкого точения исходя из достижимых показателей качества деталей и технологических возможностей процесса: Автореф. дис… док. техн. наук. М., 1999. 30 с.

56. Сикора Е. Оптимизация процессов обработки резанием с применением вычислительных машин / Под ред. П.Д. Беспахотного. М.: Машиностроение, 1983. 226 с.

57. Синченко В.И., Остапенко В.А., Темненко В.П. Лабораторная оценка технологических свойств для шлифования стали ШХ15 // Вестник машиностроения. 1978. №6. 26-28.

58. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М.: Машиностроение, 1978. 167 с.

59. Скуратов Д.Л. Внутреннее шлифование стали 12Х2Н4А составными композиционными кругами // Методы повышения эффективности использования режущих инструментов при обработке деталей летательных аппаратов и двигателей: Сб. науч. тр. Куйбышев, 1986. С. 61–66.

60. Скуратов Д.Л. Повышение эффективности внутреннего круглого шлифования кругами с прерывистой режущей поверхностью деталей авиационных ГТД из жаропрочных, высокопрочных сталей и титановых сплавов: Дис. … канд. техн. наук. Самара, 1991. 274 с.

61. Скуратов Д.Л., Трусов В.Н. Внутреннее круглое шлифование длинномерных деталей ГТД из жаропрочной стали 15Х12Н2МВФАБ-Ш составными композиционными кругами // Совершенствование технологии изготовления деталей в авиастроении: Межвуз. сб. науч. тр. Самара, 1996. С. 133–137.

62. Скуратов Д.Л., Трусов В.Н. Интенсификация внутреннего круглого шлифования деталей из титанового сплава ВТ20 прерывистыми кругами // Совершенствование технологии изготовления деталей в авиастроении: Межвуз. сб. науч. тр. Самара, 1996. С. 138-144.

63. Скуратов Д.Л., Трусов В.Н. Обработка металлов шлифованием и методы ее интенсификации: Учебное пособие / Самар. гос. аэрокосм. ун-т. Самара , 1997. 88 с.

64. Скуратов Д.Л., Трусов В.Н. Прогрессивные конструкции абразивных кругов и преимущества обработки ими / Самарск. гос. аэрокосм. ун-т. Самара, 1996. 13 с. Деп. в ВИНИТИ, 10.12.96, № 3592-В96.

65. Скуратов Д.Л., Трусов В.Н., Копытин Ю.А. Исследование внутреннего круглого шлифования жаропрочной стали ЭП517-Ш абразивными кругами с прерывистой рабочей поверхностью // Прогрессивные инструменты и методы обработки резанием авиационных материалов: Межвуз. сб. науч. тр. Куйбышев, 1989. С. 20–25.

66. Скуратов Д.Л., Трусов В.Н., Урывский А.Ф. Расчет температурного поля в деталях при внутреннем круглом шлифовании их кругами различных конструкций методом граничных элементов // Высокоэффективные методы механической обработки авиационных материалов: Сб. науч. тр. Самара, 1991. С. 13–24.

67. Современные технологии в производстве газотурбинных двигателей / А.Г. Братухин, Г.К. Язов, Б.Е. Карасев и др.; Под ред. А.Г. Братухина, Г.К. Язова, Б.Е. Карасева. М.: Машиностроение, 1997. 416 с.

68. Создание процесса бесприжоговой абразивной обработки профиля лопаток из титановых сплавов и деталей ГТД из жаропрочных сплавов на никелевой основе с целью повышения их прочности, надежности: Отчет о НИР (промежуточ.) / Самарский гос. аэрокосм. ун-т. (СГАУ); Руководитель Трусов В.Н. тема 156–3; № гр. У56447; инв. № Г03872. Куйбышев, 1980. 86 с.

69. Солнышкин Н.П., Чижевский А.Б., Дмитриев С.И. Технологические процессы в машиностроении: Учебное пособие / Под ред. Солнышкина; СПб. гос. технич. ун-т. СПб., 2000. 344 с.

70. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ. ред. И.А. Ординарцева. Л.: Машиностроение, 1987. 846 с.

71. Старков В.К. Дислокационные представления о резании металлов. М.: Машиностроение, 1979. 160 с.

72. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. М.: Машиностроение, 1989. 296 с.

73. Старков В.К. Технологические методы повышения надежности обработки на станках с ЧПУ. М.: Машиностроение, 1984. 120 с.

74. Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. М.: Машиностроение, 2000. 320 с.

75. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. М.: Машиностроение, 1987. 208 с.

76. Сухов Е.И. Кинематика и термомеханические явления при глубинном шлифовании деталей газотурбинных двигателей: Автореф. дис…канд. техн. наук. Горький, 1983. 20 с.

77. Трусов В.Н., Скуратов Д.Л. Теоретические основы круглого электроабразивного шлифования. Самара: Изд-во Самар. науч. центра РАН, 2001. 117 с.

78. Урывский Ф.П. Влияние параметров термического цикла на формирование свойств поверхностного слоя при шлифовании титановых сплавов и закаленных сталей // Высокоэффективные методы механической обработки жаропрочных и титановых сплавов: Межвуз. сб. Куйбышев, 1981. С. 71–78.

79. Урывский Ф.П. Исследование закономерностей формирования поверхностного слоя и методов регулирования его состояния при абразивной обработке титановых сплавов и высокопрочных сталей // Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышев, 1978. Вып.5. С. 42-60.

80. Урывский Ф.П., Маркушин Е.М. Расчет температурных полей при шлифовании с охлаждением // Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышев, 1976. Вып.4. С.77-81.

81. Урывский Ф.П., Маркушин Е.М., Баландин Г.П. К расчету температурных полей в изделии при шлифовании кругами со специальными вставками // Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышев, 1978. Вып.5. С. 60-65.

82. Урывский Ф.П., Попов И.Г., Шабалин Ю.А. Исследование внутреннего шлифования закаленной стали 30ХГСН2А композиционными кругами // Методы повышения эффективности использования режущих инструментов при обработке деталей летательных аппаратов и двигателей: Сб. науч. тр. Куйбышев, 1986. С. 56–61.

83. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. Л.: Машиностроение, 1979. 248 с.

84. Филимонов Л.Н. Плоское шлифование. Л.: Машиностроение, 1985. 109 с.

85. Филимонов Л.Н. Стойкость шлифовальных кругов. Л.: Машиностроение, 1973. 134 с.

86. Херцберг Р.В. Деформация и механика разрушения конструкционных материалов / Под ред. М.Л. Бернштейна, С.П. Ефименко. М.: Металлургия, 1989. 576 с.

87. ЦБПНТ. Общемашиностроительные нормативы режимов резания и времени для технического нормирования работ на шлифовальных станках. Серийное производство. М.: Машгиз, 1959. 196 с.

88. Цветков Ю.А., Шабалин Ю.А. К расчету температурных полей в детали при шлифовании сплошным кругом с учетом конечной толщины детали // Методы повышения эффективности использования режущих инструментов при обработке деталей летательных аппаратов и двигателей: Сб. науч. тр. Куйбышев, 1986. С. 74-82.

89. Шабалин Ю.А., Волков А.Н. Исследование прижогов и остаточных напряжений при шлифовании титановых сплавов // Повышение эффективности использования режущих инструментов при обработке авиационных материалов: Сб. науч. тр. Куйбышев, 1983. С. 91–94.

90. Швец В.В. Некоторые вопросы теории технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 1967. 67 с.

91. Шлифование легированных и жаропрочных сталей / В.Ф. Совкин, Е.В. Быков, А.М. Бударин и др.; Под ред. В.Ф. Совкина. Куйбышев: Куйбышев. кн. изд-во, 1968. 160 с.

92. Шоршоров М.Х. Металловедение сварки стали и сплавов титана. М.: Наука, 1965. 235 с.

93. Шоршоров М.Х., Белов В.В. Фазовые превращения и изменение свойств стали при сварке. М.: Наука, 1972. 220 с.

94. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей. М.: Машиностроение, 1984. 312 с.

95. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. М.: Машиностроение, 1975. 176 с.

96. Якобс Г.Ю., Якоб Э., Кохан Д. Оптимизация резания. Параметризация способов обработки резанием с использованием технологической оптимизации. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.

97. Ящерицын П.И., Зайцев А.Г. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента. Минск: Наука и техника, 1972. 480 с.

98. Ящерицын П.И., Еременко М.Л., Фельдштейн Е.Э. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах. Минск: Вышэйшая школа, 1990. 512 с.

99. Ящерицын П.И., Цокур А.К., Еременко М.Л. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей. Минск: Наука и техника, 1973. 184 с.

Научное издание

Скуратов Дмитрий Леонидович
Трусов Владимир Николаевич

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ДЕТАЛЕЙ ГТД

Утверждено к печати
Самарским научным центром
Российской академии наук

Лицензия ЛР №040910 от 10.08.98 г.

Подписано к печати .
Формат 60 ×84 1/16

Печать офсетная.
Усл.печ.л. . Уч.-изд.л. .
Тираж 1000 экз. Заказ .

Отпечатано в РИО
Самарского государственного аэрокосмического
Университета им. академика С.П. Королева.
443001, Самара, ул. Молодогвардейская, 151