

Днепр / ЛИРА
2018

ISBN 978-966-981-006-9



9 789669 810069

Днепр
ЛИРА
2018

Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, А. А. Андилахай, Д. Ф. Новиков, В. И. Полянский
Современные технологии и техническое перевооружение предприятий



Ф. В. Новиков
В. А. Жовтобрюх
А. А. Андилахай
Д. Ф. Новиков
В. И. Полянский

▶ **СОВРЕМЕННЫЕ
ТЕХНОЛОГИИ
И ТЕХНИЧЕСКОЕ
ПЕРЕВООРУЖЕНИЕ
ПРЕДПРИЯТИЙ**

МОНОГРАФИЯ

**Ф. В. Новиков
В. А. Жовтобрюх
А. А. Андилахай
Д. Ф. Новиков
В. И. Полянский**

**СОВРЕМЕННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ
И ТЕХНИЧЕСКОЕ ПЕРЕВООРУЖЕНИЕ
ПРЕДПРИЯТИЙ**

Монография

Днепр / **ЛИРА** / 2018

УДК 621.01(02.064)

H73

Рецензенты: докт. техн. наук, профессор, заведующий кафедрой "Приборостроение" Луцкого национального технического университета *Марчук В. И.*; докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Теоретическая механика и детали машин" Харьковского национального технического университета сельского хозяйства имени Петра Василенко *Коломиец В. В.*; канд. техн. наук, заместитель главного инженера ПАО Харьковский машиностроительный завод "Свет шахтера" *Нежебовский В. В.*

Авторский коллектив: докт. техн. наук, профессор Новиков Ф. В. – введение, разделы 2, 3, общие выводы; канд. техн. наук Жовтобрюх В. А. – раздел 1, п. 6.5; докт. техн. наук, профессор Андилахай А. А. – раздел 4; аспирант Новиков Д. Ф. – раздел 6; канд. техн. наук Полянский В. И. – раздел 5.

H73 Современные технологии и техническое перевооружение предприятий : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, А. А. Андилахай, Д. Ф. Новиков, В. И. Полянский. – Днепр : ЛИРА, 2018. – 400 с.

ISBN 978-966-981-108-0

Обоснованы новые технологические возможности повышения производительности и качества механической обработки за счет применения современных технологий, оборудования и инструментов зарубежного производства. Теоретически обоснованы условия снижения вибраций при механической обработке и существенного повышения производительности при шлифовании алмазными кругами на металлических связках. Предложены теоретические подходы к разработке эффективных технологий абразивной обработки деталей затопленными струями. С новых позиций теоретически обоснованы основные направления снижения температуры при резании и шлифовании материалов без уменьшения производительности обработки. Рассмотрены концепции и обобщен практический опыт проведения технического перевооружения предприятий современными технологиями, оборудованием и инструментом. Даны практические рекомендации.

Рекомендовано для студентов, аспирантов и преподавателей инженерных и экономических специальностей высших учебных заведений, а также для специалистов и руководителей предприятий, повышающих свою квалификацию.

УДК 621.01(02.064)

© Новиков Ф. В., Жовтобрюх В. А.
Андилахай А. А. и др., 2018

ISBN 978-966-981-1008-0

© ЛИРА, 2018

Введение

Современный уровень развития производства требует широкого применения новых технологий, оборудования и на их основе – технического перевооружения промышленных предприятий. Это открывает новые возможности создания конкурентоспособной продукции, способной завоевать мировые промышленные рынки.

В настоящее время предприятия Украины оснащаются передовыми технологиями, оборудованием и инструментами зарубежных фирм. Благодаря их применению существенно увеличивается производительность труда и повышается качество выпускаемой продукции. Однако срок окупаемости оборудования в связи с высокой стоимостью иногда бывает значительным, что ограничивает его приобретение предприятиями Украины. Поэтому для эффективного применения современных зарубежных технологий и оборудования необходимо располагать оптимальными технологическими решениями для конкретных условий производства.

В успешном решении этих задач важную роль приобретают научные разработки отечественных ученых и специалистов в области технологии машиностроения и металлообработки, направленные на повышение эффективности машиностроительного комплекса. В связи с этим в настоящей работе приведены результаты разработки и внедрения в производство прогрессивных технологий механической обработки и практические рекомендации по проведению технического перевооружения предприятий в современных условиях.

Представлен многолетний опыт широкого практического применения на предприятиях Украины зарубежных технологий металлообработки, оборудования и инструментов, накопленный в Техническом центре "ВариУс" (г. Днепр), который, работая на промышленном рынке Украины, является наибольшей инжиниринговой компанией по обеспечению предприятий оборудованием, инструментом и запасными частями. Компания предлагает полный комплекс работ по подготовке технологий, а также поставку и сервис металлообрабатывающего оборудования. Постоянными заказчиками компании являются фактически все действующие предприятия машиностроительной, металлургической и других отраслей промышленности, а также многие подразделения железной дороги.

Заслуживают особого внимания результаты внедрения на предприятиях Украины специалистами Технического Центра "ВариУс" эффективных технологических процессов высокоскоростного резания на современных металлорежущих станках с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" производства компании Doosan (Южная Корея) с применением сборных высокопроизводительных режущих твердосплавных и керамических инструментов с износостойкими покрытиями производства одной из крупнейших металлообрабатывающих компании мира Taegu-Tec (Южная Корея). Директором Технического Центра "ВариУс" является кандидат технических наук Жовтобрюх В. А. – один из авторов настоящей монографии, внесший значительный вклад в техническое перевооружение промышленных предприятий Украины, что позволило значительно повысить производительность труда и качество выпускаемой продукции. Поэтому приведенные в работе новые технологические разработки, предлагаемые Техническим Центром "ВариУс", будут полезны для специалистов промышленных предприятий Украины.

В работе представлены новые разработки научной технологической школы выдающегося ученого-технолога профессора Якимова Александра Васильевича, одного из основателей современной науки о технологии машиностроения и механической обработке, автора чрезвычайно эффективного метода обработки материалов повышенной твердости – прерывистого шлифования, получившего широкое практическое применение благодаря возможности исключения образования на обрабатываемых поверхностях температурных дефектов и обеспечения существенного повышения качества и производительности обработки. Используя научные подходы профессора Якимова А. В., в работе на основе разработанных математических моделей динамики процесса прерывистого резания лезвийными и абразивными инструментами установлены новые закономерности возникновения вибраций, показана возможность существенного повышения качества и точности обрабатываемых поверхностей при одновременном увеличении производительности обработки за счет уменьшения времени ударного взаимодействия режущего инструмента с обрабатываемой деталью. Установлено, что ударный характер взаимодействия шлифовального круга с обрабатываемой деталью при шлифовании прерывистых поверхностей приводит к повышенному износу круга. Поэтому предложено эффективное решение, направленное на

снижение износа круга, которое состоит в применении схемы глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали. Показано, что при прерывистом шлифовании благодаря ударному характеру взаимодействия шлифовального круга с обрабатываемой деталью, наоборот, обеспечивается высокая режущая способность прерывистого круга, происходит снижение силы и температуры резания, повышение качества и производительности обработки.

В работе значительное внимание уделено совершенствованию технологии высокопроизводительного шлифования алмазными кругами на металлических связках различных труднообрабатываемых материалов. Показано, что при правильном научно обоснованном выборе оптимальных параметров шлифования, включая параметры электроэрозионной правки алмазного круга, появляется возможность повышения до 5 раз производительности обработки при экономически обоснованном расходе алмаза и высоком качестве обрабатываемых поверхностей. Наибольший эффект обработки достигается за счет применения схемы глубинного алмазного шлифования с относительно небольшой скоростью детали и долевой продольной подачей, близкой к единице. Это позволяет в ряде случаев совместить предварительное и окончательное шлифование в одну операцию и повысить производительность обработки. Для определения оптимальных параметров обработки разработана математическая модель высокопроизводительного алмазного шлифования, основанная на установленных кинематических и физических закономерностях процесса шлифования на уровне микросрезов, что открывает новые перспективы разработки и дальнейшего совершенствования технологий алмазного шлифования.

Важнейшим условием повышения эффективности механической обработки, как известно, является снижение тепловой напряженности процессов резания и шлифования материалов. Поэтому в работе представлены новые математические модели определения параметров теплового процесса при механической обработке, позволяющие научно обоснованно подойти к определению оптимальных режимов резания и разработке эффективных технологий механической обработки лезвийными и абразивными инструментами, в частности, при создании и изготовлении высокоточной формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности.

Как показывает практика, перспективным направлением решения задачи повышения эффективности зачистки деталей малой жесткости массой до 3 г является применение метода струйно-абразивной обработки, осуществляемого с помощью струй сжатого воздуха, затопленных абразивной суспензией, поскольку при такой схеме обеспечивается сохранность (долговечность) сопел, подающих сжатый воздух. Сущность данного метода обработки заключается в том, что в рабочую камеру, содержащую свободно помещенные обрабатываемые детали и абразивную суспензию, подают сжатый воздух в виде струй, расположенных таким образом, чтобы достигались обработка и перемешивание деталей, а также обеспечивалась сохранность внутренних поверхностей рабочей камеры. Обеспечение равномерного перемешивания обрабатываемых деталей и всестороннее воздействие абразивных зерен на их поверхности является важнейшим условием достижения высоких положительных результатов. Этот метод позволяет выполнять ряд трудоемких технологических операций: удаление заусенцев, скругление острых кромок, очистку поверхностей деталей от окисной пленки, подготовку деталей под гальванические покрытия и др. Вместе с тем, необходимость целенаправленного управления процессом и получения стабильных результатов обработки, а также поиск путей аналитического решения задач теории микрорезания свободным абразивным зерном требуют раскрытия сущности явлений, сопровождающих данный процесс обработки. Это предполагает разработку научных основ абразивной обработки деталей затопленными струями, как наиболее эффективного метода отделочной обработки деталей небольших размеров, малой жесткости и сложной пространственной формы, и создание специального оборудования для практического осуществления предложенного метода обработки.

В работе поставлена задача разработки методики инвестиционного планирования технического перевооружения на промышленных предприятиях на основе сведения в единый процесс всех необходимых мероприятий, обеспечивающих максимальную эффективность производства. Поставлена также задача обобщения практического опыта проведения технического перевооружения на промышленных предприятиях Украины с обоснованием его эффективности от применения современных технологий, металлорежущих станков с ЧПУ, инструментов, оснастки и других технических средств.

Раздел 1

Высокоэффективные технологии механической обработки в современном производстве

1.1. Технический Центр "ВариУс" – крупнейшая инжиниринговая компания Украины

Современное металлообрабатывающее оборудование и инструменты производства всемирно известных компаний Doosan и TaeguTec (Южная Корея) и других зарубежных компаний, внедряемые специалистами Технического Центра "ВариУс" на промышленных предприятиях Украины, отличаются высокой надежностью и эффективностью. Особенно это относится к обработке высокоточных деталей машин, изготавливаемых из материалов с повышенными физико-механическими свойствами, когда сложно обеспечить требуемые показатели качества, точности и производительности. Как показывает практика, применение указанного выше оборудования, а также инструментов и технологической оснастки (металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр", сборных высокопроизводительных твердосплавных и керамических режущих инструментов с износостойкими покрытиями, работающих в условиях высокоскоростного резания, и т.д.) позволяет успешно решать эти сложные задачи и изготавливать вполне конкурентоспособную машиностроительную продукцию [40 – 45; 86; 88; 141].

Технический Центр "ВариУс", безусловно, коммерческая организация, и без прибыли работа невозможна. Мы будем за нее бороться, но главную нашу идею можно сформулировать так: "С нашим приходом рынок должен стать существенно теснее, профессиональнее, но в то же время лояльнее и цивилизованнее".

Это не значит, что мы всегда готовы работать бесплатно, но постараться сделать заказчику жизнь легче – обязаны.

Правила ТЦ "ВариУс":

- Задайте нам вопрос – мы обязательно ответим.
- Если мы не знаем решения Вашей задачи – решим ее из принципа.
- Не сможем поставить сами – подскажем к кому обратиться.
- Вопросы есть, а денег нет – давайте поработаем на перспективу.
- Чтобы стать Вашим партнером – решим то, от чего все отказались.

Основные цели и идеи компании

Присутствие на рынке Украины технического центра с квалифицированным персоналом, готовым оказать техническую или консультативную помощь предприятию даже без явного коммерческого интереса с целью поддержки отечественного производителя и утвердиться в своем секторе деятельности.

Постоянное совершенствование технических и коммерческих навыков персонала, а также расширение сервисных возможностей фирмы с целью достижения доминирующих позиций на рынке по основным направлениям деятельности и, следовательно, завоевание доверия большего количества заказчиков.



Группа Компаний "ВариУс" на XVII Международном промышленном форуме (20–23 ноября 2018 года) в г. Киеве представила:

- металлообрабатывающее оборудование: станки токарной группы с ЧПУ, фрезерные и многофункциональные обрабатывающие центры;
- металлорежущий инструмент и оснастку для всех видов наружной и внутренней обработки;
- оснастку лучших мировых производителей.

На форуме в непрерывном режиме производилась демонстрация работы и возможностей оборудования с использованием CAD/CAM систем для автоматизации программирования станков с ЧПУ.



1.2. Эффективность применения компактных вертикальных обрабатывающих центров DNM 4000

Компания DOOSAN (Южная Корея) дополнила линейку своих вертикальных обрабатывающих центров весьма компактной, но в то же время мощной моделью DNM 4000, которая была спроектирована с учетом ограниченного пространства рабочих зон, при которых станки находятся буквально в нескольких сантиметрах друг от друга. При этом требования к техническим характеристикам и производительности оборудования остаются по-прежнему высокими. Новый обрабатывающий центр отличается действительно компактными габаритами: всего 1,65 м в ширину, 2,85 м в глубину и 2,75 м в высоту. Вместе с тем, реализовано достаточное перемещение осей. Экологически чистая система подачи СОЖ имеет выход в задней части станка, что значительно экономит пространство.

Станок оснащен множеством стандартных полезных функций. Его достаточно просто установить на ролики и, при необходимости, перемещать с места на место.

Такая комбинация размеров и маневренности идеально подходит для отраслей промышленности, выпускающих большие партии мелких деталей, например, аэрокосмическая и автомобильная промышленность, производство огнестрельного оружия или медицинского оборудования и другие отрасли.

Небольшой, но высокопроизводительный

Компактная модель ВОЦ DNM 4000 была специально разработана с минимальными габаритами и максимальной жесткостью конструкции. Стандартный конус шпинделя под оправку #40 позволяет обрабатывать твердые материалы. Аналогичные по габаритам станки конкурентов с 30-м конусом шпинделя и сверлильные станки с аналогичной площадью не смогут обеспечить такую же производительность обработки. Стандартный конус шпинделя под оправку #40 позволяет обрабатывать твердые материалы. А как насчет скорости? Следует отметить, что данный станок обладает той надежностью и точностью, которую можно ожидать от серии вертикальных обрабатывающих центров DNM. И при этом можно получить превосходящую все ожидания производительность благодаря быстрому ускоренному перемещению и улучшенному ускорению по осям. А учитывая характеристику шпинделя с 12000 об./мин, получается резкое сокращение как цикла обработки в целом, так и времени простоя оборудования.

И давайте не забывать о выносливости! Повышенную жесткость модели обеспечивает специально спроектированная конструкция с крупными шарико-винтовыми парами и линейными направляющими качения (роликового типа).



Рис. 1.1. Вертикальный обрабатывающий центр DNM 4000

Многофункциональность

Модель DNM 4000 является серьезным соперником конкурентам даже в базовой комплектации. Станок оснащен множеством стандартных функций, которые будут полезны в работе. К ним относятся:

- сверхнадежный магазин инструментов на 20 позиций, при этом смена инструмента займёт всего лишь 1,3 секунды;
- система смазывания консистентной смазкой, исключая необходимость в маслоотделителе и снижающая затраты на СОЖ примерно на 60 %;
- панель управления FANUC и программное обеспечение собственной разработки DOOSAN – Easy Operation Package (EOP) с множеством функций для удобства работы;
- 2-дверный дизайн с наибольшей шириной дверного проема в своем классе для легкого доступа к рабочей зоне.

Подводя итоги

Независимая третья сторона в условиях своего производства сопоставила модель DNM 4000 с другой популярной моделью ВОЦ, оснащенной 30-м конусом, и была буквально шокирована результатами. Уровень шума DNM 4000 меньше в среднем на 6,5 децибел, качество обработки поверхности лучше в среднем на 9,6RA, а ресурс инструмента оказался выше в среднем на 42 %.

Учитывая такие возможности, данный производитель всего с одной моделью ВОЦ DNM 4000 сократил время обработки на 30 %!

Наш модельный ряд, как обычно, включает металлорежущее оборудование для любых задач производства. А функциональность токарных центров DOOSAN не предусматривает разве только приготовления кофе и игры в футбол. Но если вам необходим по-настоящему производительный вертикальный обрабатывающий центр в компактном корпусе – просто установите DOOSAN DNM 4000 и места он потребует совсем немного.

1.3. Сверление отверстий инструментом компании TAEGUTEC

Операция сверления – один из важных и сложных, но в то же время, интересных процессов в металлообработке, который требует постоянного совершенствования решений для достижения лучших ре-

зультатов. Одним из отличных инструментальных решений TaeguTec для сверления является серия сверл DRILLRUSH. Этот тип сверл с механическим креплением режущих коронок предназначен для высокопроизводительного сверления отверстий во всех видах материалов, начиная от цветных металлов и заканчивая труднообрабатываемыми жаропрочными сплавами, закаленными и углеродистыми сталями.



Рис. 1.2. Корпус DRILLRUSH

Сверло состоит из корпуса сверла и быстросменной твердосплавной коронки. Существенным препятствием в достижении хорошей производительности при сверлении является сильный разогрев сверла и обрабатываемого материала вызванного трением. В зоне резания температура может достигать нескольких сотен градусов по Цельсию. В определенный момент твердый сплав теряет первоначальную твердость и начинается пластическая деформация режущей кромки, что является недопустимым видом износа.

Для решения этой задачи корпус сверла TaeguTec (рис. 1.2) имеет целый ряд усовершенствований. Во-первых, спиральные каналы для подачи СОЖ разнесены от оси инструмента, благодаря чему размер каналов для отвода стружки увеличен. В совокупности это приводит к улучшению эвакуации стружки из зоны резания и достаточному охлаждению режущей кромки (коронки) и тела детали. В результате имеем отличную стойкость инструмента, повышенную производительность и снижение вибрации в процессе сверления.

Следующее ноу-хау для корпуса – специальное износостойкое PVD-покрытие сверла золотистого цвета, которое увеличивает срок

службы корпуса до 50 %. Для улучшенного вывода стружки из отверстия по спиральным каналам, их поверхность после нанесения покрытия полируют.



Рис. 1.3. Головка DrillRush

Дополнительное преимущество: на один и тот же корпус сверла можно устанавливать несколько головок с различными режущими диаметрами, что позволяет экономить за счет уменьшения номенклатуры используемых корпусов в процессе снабжения.

Быстросменные твердосплавные коронки DRILLRUSH (рис. 1.3) изготовлены из сплава ТТ9080, который обладает существенно более высокой износостойкостью по сравнению со сплавом ТТ9030, который был ранее главным выбором для операций сверления от компании TaeguTec. Для режущей коронки предлагается широкий ряд геометрий в соответствии с применением (рис. 1.4): Р – обработка сталей; М – нержавеющие стали; К – чугуны; N – алюминий (коронка без покрытия, шлифованная).

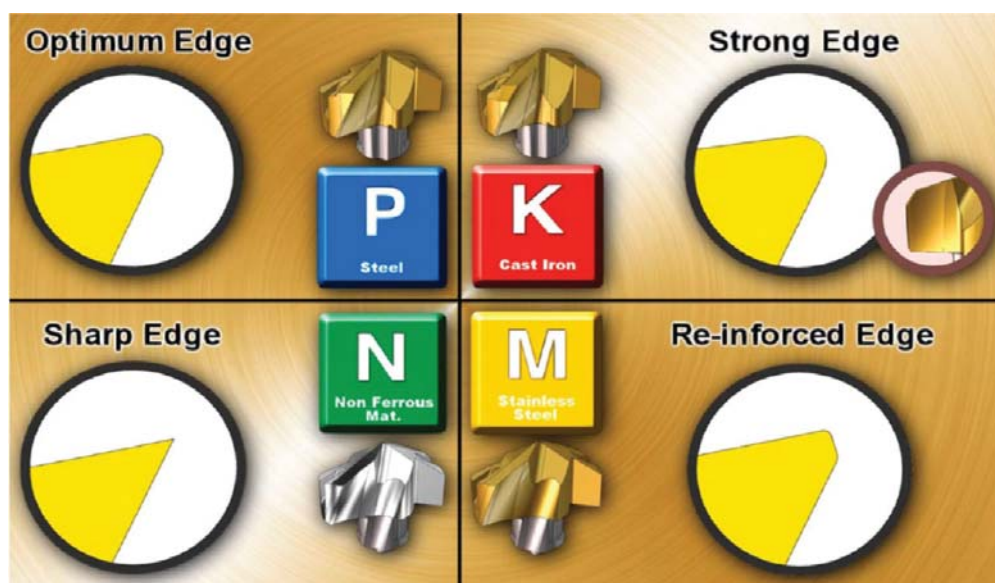


Рис. 1.4. Геометрии коронок

Для сверления деталей, которые предназначены для буровой промышленности, разработана новая геометрия F (рис. 1.5) – для возможности выполнения отверстий с плоским дном (рис. 1.6), а также обработки различных цековок. Область применения сверл данной серии весьма широка: диапазон сверления отверстий серии DRILLRUSH диа-

метром 6 ... 25,9 мм с шагом 0,1 мм, номенклатура вылетов режущей части сверла кроме 3xD, 5xD и 8xD содержит и жесткое исполнение сверл для высокоскоростного сверления неглубоких отверстий 1,5xD.



Рис. 1.5. Геометрия F

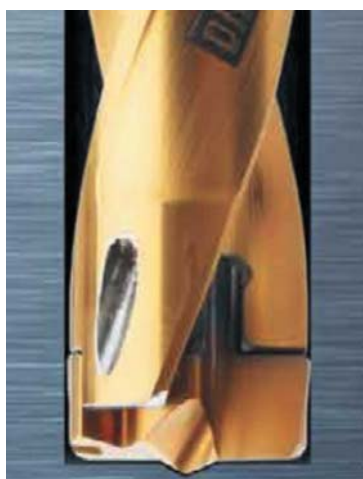


Рис. 1.6. Геометрия F для обработки отверстия с плоским дном



Рис. 1.7. Комбинированные сверла DRILLRUSH

Дополнительная рекомендация по применению сверл 1,5xD – выполнение пилотных заходных отверстий для дальнейшего использования сверл существенно большего вылета, таких как 8xD и 12xD (диапазон режущих диаметров от 12 мм до 22,9 мм).

Сокращение переходов в серийном производственном процессе возможно методом использования специального комбинированного инструмента. Компания TaeguTec предлагает для этих целей стандартную линейку комбинированных сверл DRILLRUSH (рис. 1.7). Нет ничего более производительного для сверления ступенчатых отверстий, предназначенных для отверстий, выполненных по ГОСТ с метрической резьбой M10–M24. Установленные под 45° две боковые пластины за один проход формируют заходную фаску под резьбу. При необходимости можно применять боковые пластины на операциях расточки. Для меньших резьбовых отверстий разработано монолитное твердосплавное решение (рис. 1.8) с диапазоном сверления под резьбу M4–M10.

С целью унификации режущего инструмента, инженерами TaeguTec было разработано специальное насадное кольцо (рис. 1.9), которое устанавливается на корпус сверла. Кольцо оснащено

двумя пластинами, каждая из которых имеет две режущие кромки. Насадку можно устанавливать (настраивать) в любом месте режущей части сверла. Это решение приводит к универсальности и более высокой производительности при обработке отверстий с разной глубиной резания, по сравнению с другими инструментальными решениями.



Рис. 1.8. Монолитные комбисверла

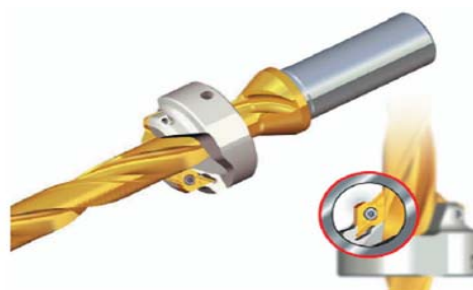


Рис. 1.9. Насадное кольцо

Таблица 1.1

Параметры технологического процесса обработки серого чугуна сверлами серии DRILLRUSH

Инструмент	DRILLRUSH
Деталь	Корпус
Материал	Серый чугун СЧ20
Корпус сверла	TCD 100-104-16Т3-3D
Коронка	TCD 103-К-ТТ9080
Скорость резания / обороты	90 м/мин / 2800 об./мин
Глубина резания	30 мм
Количество отверстий на детали	7
Подача	500 мм/мин
Стойкость	315 деталей = 66 метров
Износ инструмента	

Перечисленные преимущества в 2015–2017 гг. позволили покорить украинские металлообрабатывающие предприятия и внедрить большое количество сверл на отечественных производственных пло-

щадках. В одном из случаев внедрения сверл серии DRILLRUSH при обработке серого чугуна была достигнута их высокая стойкость, при этом полный ресурс работы инструмента не был исчерпан (табл. 1.1).

1.4. Новые монолитные фрезы STARMILL для труднообрабатываемых материалов

Компания TaeguTec выпустила новый тип монолитных фрез серии STARMILL с кромкой "Splitter" для черновой обработки труднообрабатываемых материалов – жаропрочных сплавов, которые способны работать в нагруженном состоянии при высоких температурах в течение относительно длительного промежутка времени, а также нержавеющих сталей, обладающих высоким сопротивлением к коррозии в агрессивных средах (пары воды, кислоты). Для обеспечения необходимых характеристик данные материалы должны обладать особыми свойствами: высокими показателями прочности, жаропрочности и теплостойкости. Но есть и цена, которую приходится платить за такие полезные характеристики, поскольку обрабатываемость этих материалов чрезвычайно низкопроизводительная.

Инструментальные компании всего мира считают эту задачу одной из самых приоритетных на протяжении многих десятилетий. В R&D центре компании TaeguTec (Южная Корея) был разработан дизайн кромки "Splitter" (рис. 1.10), который при обработке жаропрочных сталей способен разделять стружку на несколько мелких частей и легко выводить ее из зоны резания. При этом значительно снижается нагрузка на инструмент и уменьшается выделение тепла в зоне резания даже в условиях подачи воздуха или СОЖ под низким давлением.

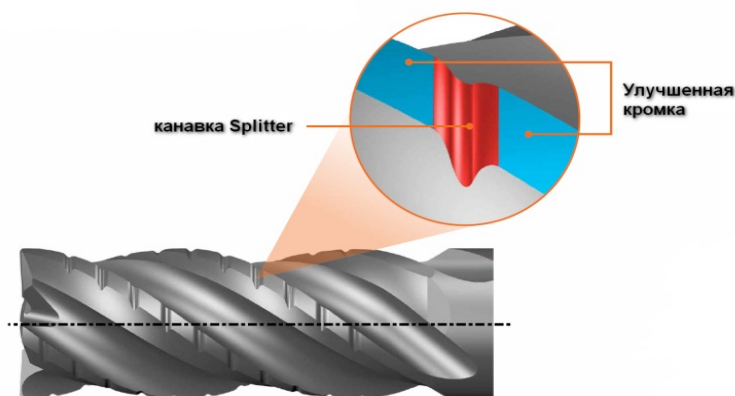


Рис. 1.10. Геометрия Splitter

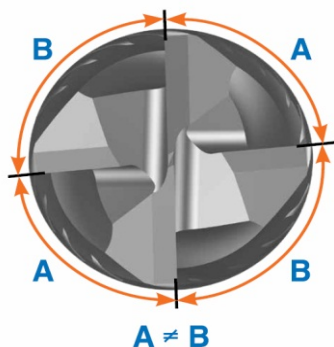


Рис. 1.11. Нервно расположенные зубья

Дополнительным преимуществом фрез данной серии является неравномерно расположенные зубья (рис. 1.11) относительно оси инструмента. Неравномерность расположения зубьев способствует дополнительному снижению вибраций и шума во время обработки, а значит, приводит к более стабильному процессу резания в сравнении со стандартными инструментами при обработке нержавеющей стали.

За счет нестандартного расположения канавок (рис. 1.12), фрезы TaeguTec обеспечивают отличное качество поверхности в широком диапазоне операций: от черновых до получистовых. А в некоторых случаях – позволяют уйти от дополнительных чистовых операций, сократив, таким образом, время обработки деталей. Модернизированные стружечные канавки увеличенного размера (рис. 1.13) позволяют концевым фрезам выполнять высококачественную обработку: как уступов, так и фрезерование пазов.

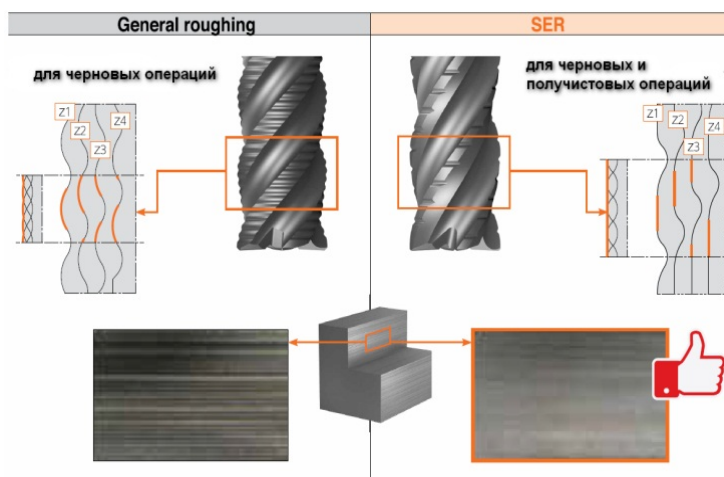


Рис. 1.12. Расположение канавок на фрезях

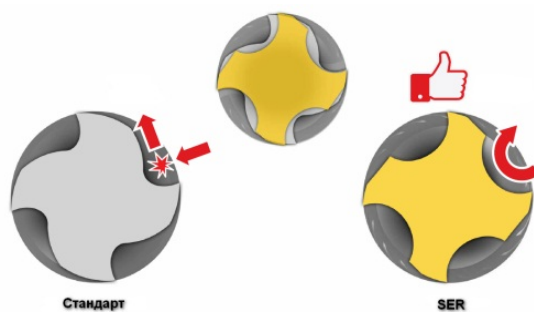


Рис. 1.13. Стружечные канавки

1.5. CHASEMILL POWER – альтернатива дорогостоящему монолитному инструменту

При изготовлении деталей малых габаритов методом фрезерования рекомендуется применять твердосплавные монолитные фрезы небольшого диаметра с целью получения продукции высокого качества. Однако с каждым годом стоимость сырья для производства цельномонолитных фрез неуклонно растет. Нашей стране, закупающей вольфрамосодержащий инструмент за рубежом, приходится учитывать и негативное влияние девальвации национальной валюты на формирование его стоимости. Все чаще машиностроители интересуются альтернативными монолитному режущему инструменту решениями.



Рис. 1.14. Пластина типа АРКТ

У компании TaeguTec такая альтернатива есть: концевые фрезы с механическим креплением миниатюрных пластин типа "семечка" (рис. 1.14). При использовании такого решения в инструменте диаметром ($\varnothing 10$ или $\varnothing 12$ мм) на корпус устанавливаются две или даже три пластины (2 – 3 эффективных зуба), что дает возможность успешно конкурировать с монолитным дорогостоящим инструментом в производительности и не уступать в качестве получаемых поверхностей. Ключевым преимуществом данной концепции является невысокая стоимость пластины в сравнении с монолитной твердосплавной фрезой, что и обеспечивает значительную экономию на инструменте. Следует обсудить слабую сторону механического крепления пластин к корпусу фрезы. При небольших размерах пластины крепежный винт имеет достаточно малый габарит, в связи с чем в процессе нагруженного фрезерования высок риск его обрыва и дальнейшей поломки пластины, а часто даже выхода из строя дорогостоящего корпуса фрезы. Говорить об экономичности такого решения в этом случае не приходится.

Детально изучив существующую проблему, в качестве решения задачи, инженеры компании TaeguTec выпустили серию фрез с механическим креплением CHASEMILL POWER. Эти фрезы предназначены для высокопроизводительной и экономной обработки даже при не жесткой системе СПИД взамен дорогостоящим монолитным фрезам. Одной из отличительных особенностей новой линейки фрез от ранее

применявшихся аналогичных решений является специальная конструкция посадочного места для пластины (рис. 1.15) в виде "ласточки хвоста", которое принимает на себя львиную долю сил резания и предохраняет винт пластины от воздействия деформирующих нагрузок. Для дополнительной защиты от поломки пластин был увеличен габарит самого крепежного винта до размера резьбы М 2 (в стандартных решениях других производителей – обычно М 1.6 и М 1.8).



Рис. 1.15. Посадочное место



Рис. 1.16. Пластина 2РКТ

Важнейшим достижением инженеров TaeguTec является уникальная двухсторонняя пластина 2PKT05 (рис. 1.16), имеющая две режущие кромки. Двухстороннее исполнение и высокопозитивная геометрия защищают вторую режущую кромку от возможных повреждений или от выкрашивания из-за контакта со стружкой. Кроме того, новая пластина способна обеспечивать максимальную глубину резания до 4,2 мм, выполняя обработку уступов под идеально прямым углом, в том числе при многократных проходах. Для покрытия широкого диапазона операций и задач, пластина 2PKT05 доступна в двух геометриях: "М" – для общего применения и "ML" – для ненагруженной и нестабильной обработки, а также при больших вылетах инструмента. Дополнительным преимуществом пластин 2PKT05 является наличие сглаживающей геометрии Wiper на каждой режущей кромке, благодаря чему достигается улучшенная чистота поверхности обработанной детали. Номенклатура новой серии инструмента представлена концевыми фрезами в диапазоне диаметров $\varnothing 12 - 32$ мм, модульными фрезами $\varnothing 12 - 25$ мм и торцевыми фрезами $\varnothing 32 - 40$ мм.

Новый инструмент CHASEMILL POWER является универсальным решением, эффективно применяющимся для операций общего торцевого фрезерования, обработки уступов под идеально прямым углом, обработки пазов, врезания под углом и по спирали. В отличие от классических фрез с механическим креплением пластин, у нового инстру-

мента есть дополнительная возможность врезаться торцом в металл по циклу сверления (рис. 1.17). Весьма полезная функция, которая

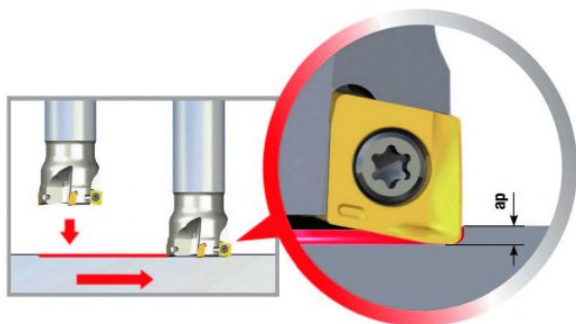


Рис. 1.17. Обработка торцом

дает возможность обработки закрытых пазов на универсальном оборудовании или позволяет уйти от сложного расчета УП для "узких" карманов, где нет возможности войти в металл под углом. Максимальная глубина сверления за один проход составляет 0,7 мм. На украинских машиностроительных

предприятиях за последний год был проведен ряд успешных испытаний нового инструмента. Один из примеров успешного внедрения инструмента серии CHASEMILL POWER – обработка закрытого шпоночного паза (табл. 1.2).

Таблица 1.2

Параметры обработки закрытого шпоночного паза

Параметр	CHASEMILL POWER	Твердосплавная фреза
Деталь	Вал	
Материал и твердость	Легированная сталь 42CrMo4V HB 235...295	
Фреза	D20Z42P TE90-420-W20-05	D20Z4 монокристаллическая
Пластина	2PKT 050304R-M TT9080	–
Скорость резания / обороты	100 м/мин, 1600 об./мин	100 м/мин, 1600 об./мин
Глубина резания	3 мм	13 мм
Ширина фрезерования	10 – 20 мм	10 – 20 мм
Подача	400 мм/мин	50 – 100 мм/мин
Время обработки	9 мин	15 мин
Производительность	160 %	100 %
Обрабатываемая деталь «Вал»		

1.6. Подача СОЖ под высоким давлением от компании TaeguTec



Наиболее распространенными материалами в аэрокосмическом и арматурном производствах Украины являются нержавеющие стали и жаропрочные сплавы. Обработка таких материалов весьма непростая задача. Свойства вязких и одновременно прочных сталей приводят к образованию высоких температур в зоне резания, плохому стружкодроблению и, соответственно, к повышенному износу режущего инструмента при их обработке. Важную роль при обработке таких материалов играет применение СОЖ и возможность ее подачи непосредственно в зону резания.

Компания TaeguTec имеет колоссальный опыт работы с авиакосмическими предприятиями всего мира, использующими жаропрочные сплавы и труднообрабатываемые нержавеющие стали в качестве основного материала изделий. Для решения сложных задач, связанных с токарной обработкой таких материалов, специалисты компании TaeguTec предложили использовать державку с возможностью подачи СОЖ под высоким давлением непосредственно в зону резания.

Державки новой серии T-Burst позволяют преодолеть практически любые препятствия, возникающие при резании труднообрабатываемых материалов на высоких скоростях, путем подачи достаточного количества СОЖ непосредственно на режущую кромку. Серия державок T-Burst (рис. 1.18), благодаря регулируемой насадке-сопла, обеспечивает подачу СОЖ под высоким давлением именно в ту зону обработки, где она наиболее необходима: через двойные отверстия охлаждающая жидкость направляется прямо на режущую кромку, создавая комфортную рабочую температуру между стружкой и передней поверхностью пластины.



Рис. 1.18. Державка серии T-Burst с подачей СОЖ под высоким давлением

Благодаря применению регулируемой насадки технологи и операторы станков могут безошибочно и эффективно направлять струю СОЖ ($\pm 4^\circ$) для обеспечения оптимального контроля процесса правильного дробления стружки, увеличивая, таким образом, стойкость инструмента и повышая производительность путем рационального подбора скорости резания и величины подачи. Более того, оригинальный дизайн выдвижной насадки позволяет заменять или индексировать режущие пластины в резцедержателе, установленном на оборудовании, без необходимости отсоединения корпуса насадки, тем самым сокращая время настройки. Уникальная система охлаждения под высоким давлением была разработана со статическим корпусом, но регулируемым соплом, которое может поворачиваться в зависимости от режимов или направления резания.

Простота монтажа в резцедержатель позволяет устанавливать державку на станках как с подачей СОЖ высокого давления до 300 бар, так и на универсальные станки с низким давлением для подвода жидкости в труднодоступные места, а также для сокращения потерь СОЖ при подаче с высоты и разбрызгивания вне рабочей зоны.

Номенклатура державок серии T-Burst включает державки под ISO-пластины: негативные, позитивные, канавочные, отрезные, для станков швейцарского типа.

Положительный эффект новой серии раскрывается во время работы на станках швейцарского типа при обработке нержавеющей стали и жаропрочных сплавов. Сложность такой обработки обусловлена труднообрабатываемостью материалов, малыми припусками, низкими подачами и высокими требованиями к качеству обработки.

Сравнительные испытания в производственных условиях сотен высокотехнологичных производств показали, что при одинаковых условиях резания, линейка TaeguTec серии T-Burst продемонстрировала увеличение стойкости инструмента более чем на 50 %. А инженеры имели возможность увеличить скорость резания на 20 % при работе с титановыми и другими жаропрочными сплавами, а также нержавеющей и легированными сталями.

Результаты испытаний серии T-Burst

Тест 1: Сравнение видов стружки при работе державками со стандартным и с высоким давлением СОЖ (рис. 1.19, табл. 1.3).



Рис. 1.19. Сравнение видов стружки при работе державками со стандартным и с высоким давлением СОЖ

Таблица 1.3

Материал	Инконель 718
Подача, мм/об.	0,2
Скорость, м/мин	60
Глубина, мм	2
Операция	Наружная обработка
Пластина	CNMG 120408 MP TT5080
Давление	69 bar

Тест 2: Сравнение видов стружки при работе державками со стандартным и с высоким давлением СОЖ (рис. 1.20, табл. 1.4).

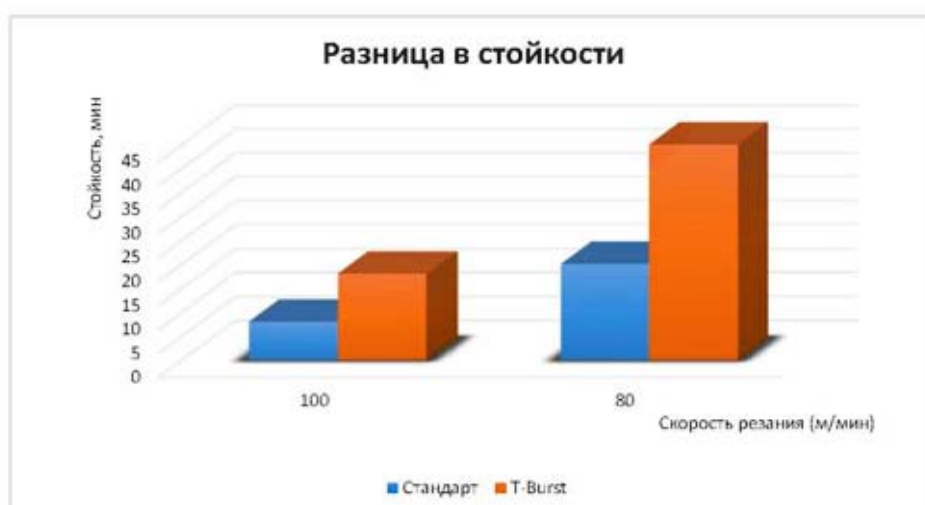
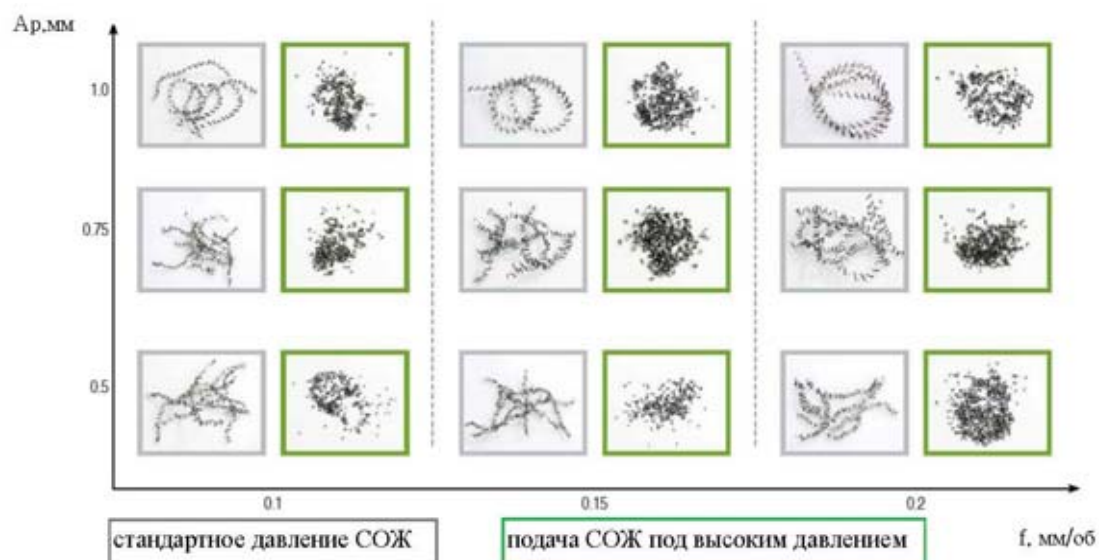


Рис. 1.20. Сравнение видов стружки при работе державками со стандартным и с высоким давлением СОЖ

Таблица 1.4

Материал	Титановый сплав
Подача, мм/об.	0,15
Скорость, м/мин	100
Глубина, мм	1
Операция	Наружная обработка
Пластина	CNMG 120408 MP K10
Давление	69 bar

Тест 3: Сравнение видов стружки при работе державками со стандартным и с высоким давлением СОЖ (рис. 1.21, табл. 1.5).

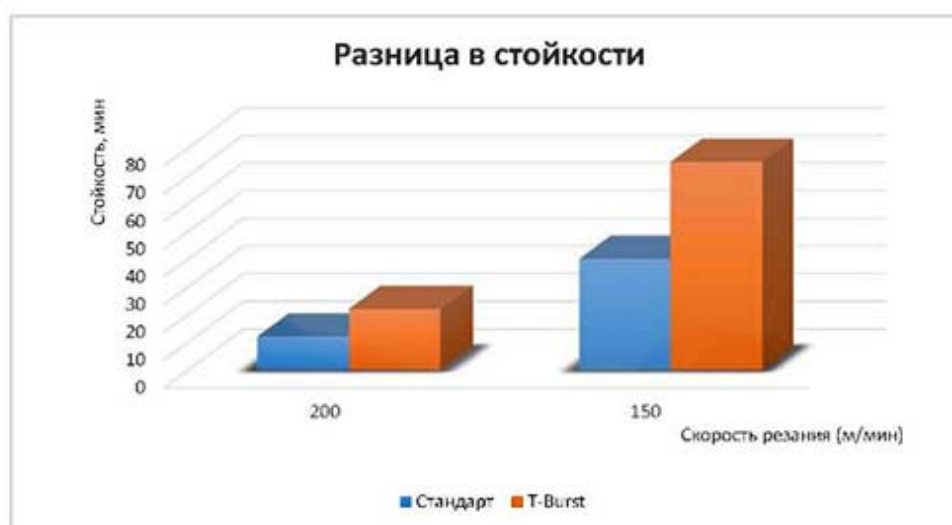
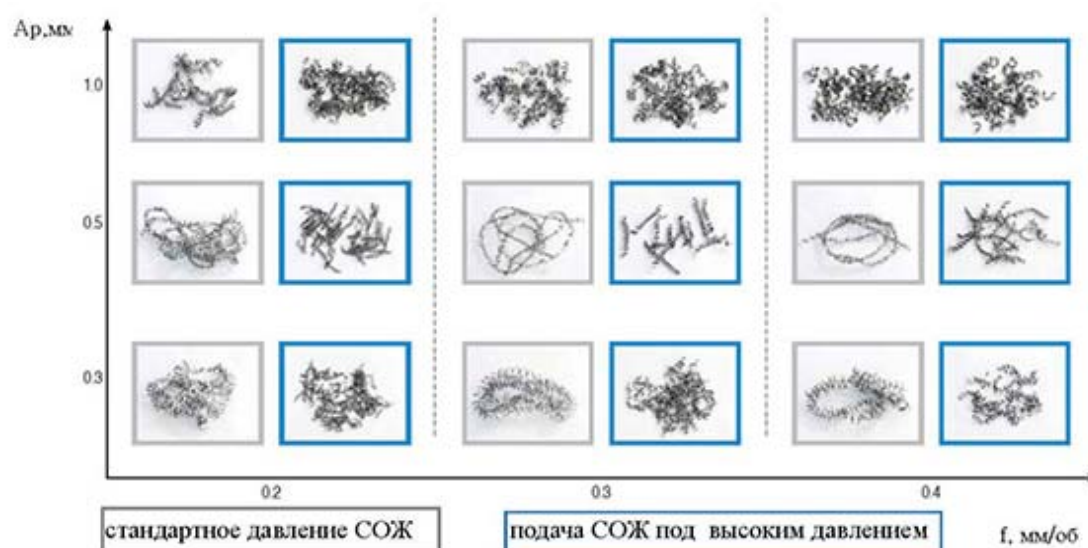


Рис. 1.21. Сравнение видов стружки при работе державками со стандартным и с высоким давлением СОЖ

Таблица 1.5

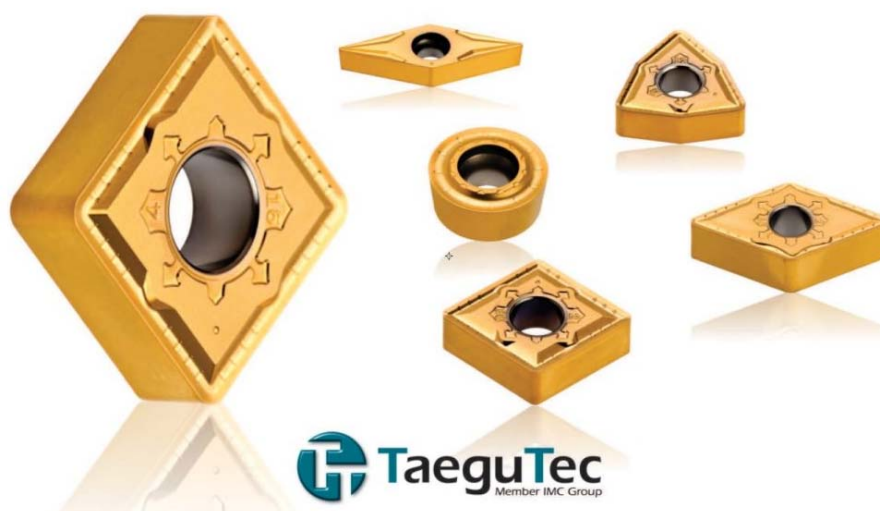
Материал	Нержавеющая сталь
Подача, мм/об.	0,35
Скорость, м/мин	200
Глубина, мм	3
Операция	Наружная обработка
Пластина	CNMG 120408 MP TT9080
Давление	69 bar

Подводя итоги широкого использования новой серии инструмента T-Burst в реальных производственных условиях, с уверенностью можно говорить о таких положительных эффектах:

- уменьшить процесс наклепа срезаемого материала на режущем инструменте;
- значительно снизить температуру в зоне резания;
- увеличить производительность;
- повысить стойкость сменных пластин;
- улучшить процесс стружкодробления.

1.7. Новые сплавы, стружколомающие геометрии, пластины и режущие инструменты

1.7.1. Новые сплавы и стружколомающие геометрии для обработки жаропрочных сплавов (HRSA)



После обновления линейки державок серии T-Burst, компания TaeguTec анонсировала выход новых сплавов и стружколомающих геометрий для обработки жаропрочных сплавов.

Сплав TT3010 с PVD-покрытием характеризуется следующими свойствами (рис. 1.22):

- ультратонкая подложка с высокой стойкостью к истиранию;
- улучшенное сопротивление сколу и прочность сцепления слоя покрытия PVD;
- гладкий слой покрытия предотвращает налипание металла;
- подходит для чистовых операций с небольшой глубиной резания.

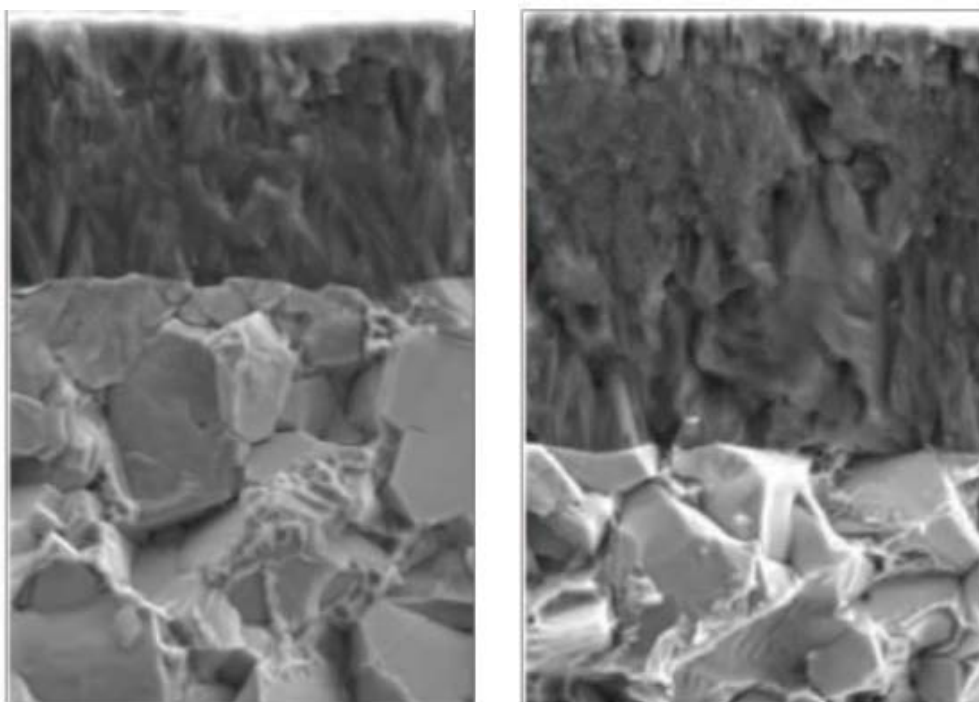


Рис. 1.22. Сплавы TT3010 и TT3020 с PVD-покрытием

Сплав TT3020 с PVD-покрытием характеризуется следующими свойствами:

- ультратонкая прочная подложка с высокой стойкостью к истиранию;
- слой покрытия с сопротивлением абразивному износу и трещинам;
- гладкий слой покрытия предотвращает налипание металла;
- подходит для операций общего назначения на низких и средних скоростях резания;
- первый выбор для обработки жаропрочных сплавов (наиболее рекомендованный сплав);
- подходит для обработки поверхностей с коркой (окалиной) и для операций легкого наружного точения (рис. 1.23).

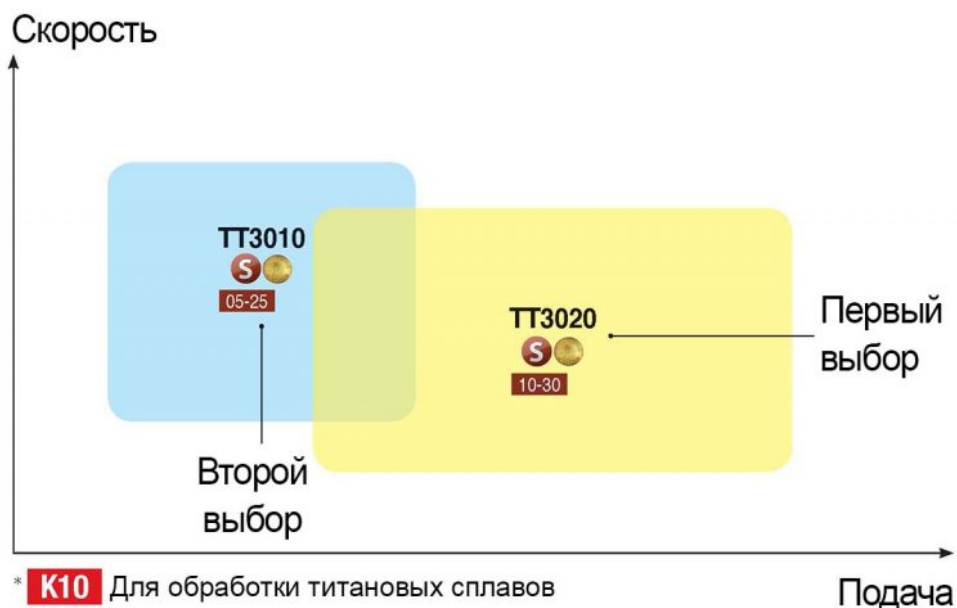


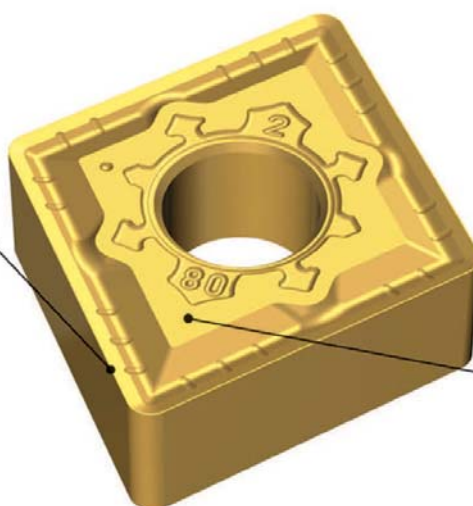
Рис. 1.23. Область применения сплавов ТТ3010 и ТТ3020 с PVD-покрытием

Новые стружколомающие геометрии MGS и FGS

Новый стружколом MGS – негативный прессованный с острой кромкой, снижающей сопротивление резания и тепло, выделяющееся при обработке. Дополнительно высокопозитивный передний угол пластины способствует плавному выводу стружки, а верхняя грань обеспечивает более жесткое крепление пластины и, следовательно, стабильную обработку.

Острая режущая кромка

- низкие усилия резания и хороший теплоотвод при обработке жаропрочных сплавов
- глубокая канавка для плавного вывода стружки из зоны резания
- стабильная стойкость всех кромок



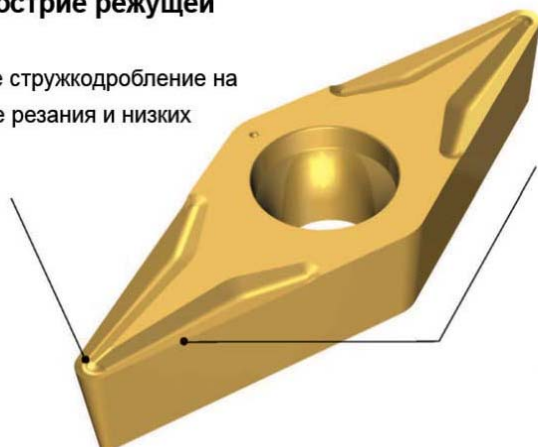
Широкая опорная поверхность

- значительно увеличивает жесткость закрепления

Новый стружколом MGS – негативный прессованный с острой кромкой, снижающей сопротивление резания и тепло, выделяющееся при обработке.

“Точка” на острие режущей кромки

- эффективное стружкодробление на низкой глубине резания и низких подачах



Острая режущая кромка

- низкие усилия резания и хороший теплоотвод при обработке жаропрочных сплавов
- глубокая канавка для плавного вывода стружки из зоны резания
- шлифованная режущая кромка для получения мягкости резания и точных размеров

Новый стружколом FGS – позитивный шлифованный с острой кромкой, снижающей сопротивление резания и обеспечивающей высокоточную обработку. Стружколом снижает тепло, выделяющееся в зоне резания, а небольшая точка, расположенная при вершине, эффективно контролирует стружку. Более того, стружколом FGS подходит для чистового точения без деформации, даже при обработке тонкостенных заготовок.

1.7.2. Лучший сплав с покрытием CVD для эффективной прерывистой обработки чугуна на невысоких скоростях

Компания TaeguTec выпустила идеальное решение для прерывистой обработки чугуна – сплав LIFE+ TT7025 (рис. 1.24).



Рис. 1.24. Режущие пластины из сплава LIFE + TT7025

Несмотря на то, что предыдущие сплавы для обработки чугуна от компании TaeguTec (TT7005 и TT7015) пользуются большим успехом,

сегодня мы представляем дополнительный сплав – ТТ7025, позволяющий расширить области применения.

Новый токарный сплав предназначен, прежде всего, для низкоскоростной и прерывистой обработки чугуна.

Сплав LIFE + ТТ7025 обладает улучшенной стойкостью к износу и скалыванию благодаря новейшим покрытиям, обеспечивающим отличную производительность, стабильную и продолжительную стойкость инструмента при низкоскоростной механической обработке чугунов, несмотря на сильные ударные нагрузки.

Дополнительным преимуществом нового сплава является его пригодность для операций обработки ковкого чугуна в разных отраслях промышленности.

Хорошая шероховатость поверхности достигается благодаря дополнительной обработке верхнего слоя технологией GOLDRUSH.

Двухцветная окраска пластин в сплаве ТТ7025 (черный на нижней и верхней сторонах и желтый – по бокам) позволяет легко определить уровень износа пластины, чтобы вовремя ее заменить.

Особенности сплава ТТ7025:

- оптимальное решение для низкоскоростной и прерывистой обработки чугуна; подходит для обработки ковкого чугуна (рис. 1.25);
- новые технологии покрытия дают улучшенную стойкость к износу и скалыванию;
- дополнительная обработка верхнего слоя GOLDRUSH обеспечивает отличное качество поверхности обрабатываемого изделия;
- двухцветный внешний вид пластины упрощает идентификацию ее износа.

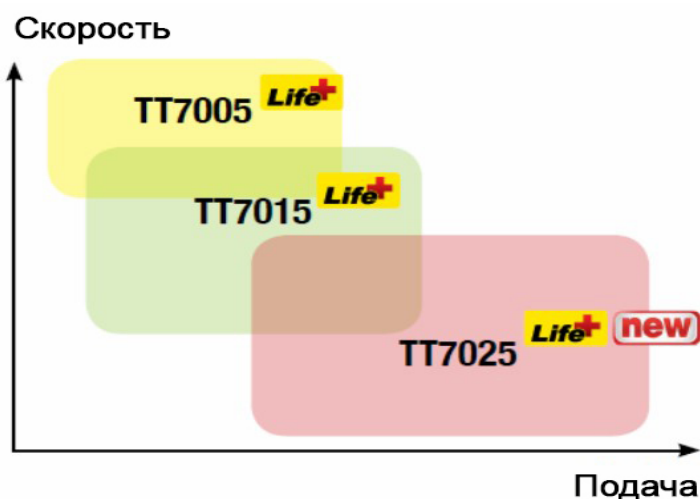


Рис. 1.25. Область применения сплава ТТ7025

1.7.3. Керамические сплавы TC3020 и TC3030 для пластин RNGN 19 и 25 габаритов

Расширение серии пластин RNGN 19 и 25 габаритов в сплавах TC3020 и TC3030 (рис. 1.26) позволяет сократить время обработки и повысить производительность при точении жаропрочных сплавов с большой глубиной резания. Именно такое требование к инструменту выдвигают партнеры из аэрокосмической отрасли.

Преимущества сплавов TC3020 и TC3030.

Сплав TC3020:

- идеальное решение для обработки жаропрочных сплавов; работает в тех же условиях, что и керамические сплавы, армированные нитевидными кристаллами;
- превосходная износостойкость благодаря высокой химической стойкости;
- лучшая стойкость к выкрашиванию по боковой и задней поверхностям по сравнению с аналогичными решениями конкурентов;
- отличная жаропрочность и трещиностойкость;
- представлен сериями пластин для токарных и фрезерных операций, а также для обработки канавок.

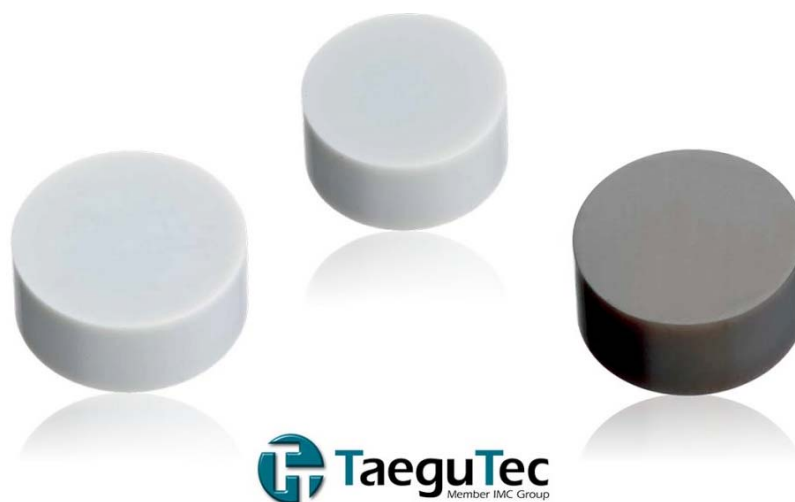


Рис. 1.26. Пластины RNGN 19 и 25 габаритов
из керамических сплавов TC3020 и TC3030

Сплав TC3030:

- идеальное решение для обработки жаропрочных сплавов; прочнее по сравнению с керамическими сплавами, армированными нитевидными кристаллами;

- предел жесткости TC3030 дает больше возможностей для работы на более высоких подачах и глубинах резания;
- предназначен для снятия окалины и черновой обработки;
- превосходная термостойкость и теплопроводность;
- представлен сериями пластин для токарных и фрезерных операций, а также для обработки канавок.

1.7.4. Расширение серии QuadRush пластинами TQC 27 с шириной до 4,23 мм

Компания TaeguTec продолжает расширять номенклатуру наиболее популярных и эффективных инструментальных решений для различных задач обработки металлов резанием. Сегодня мы готовы предложить украинским предприятиям увеличенный диапазон ширины пластин типа TQC 27, предназначенных для отрезки и обработки канавок (рис. 1.27).

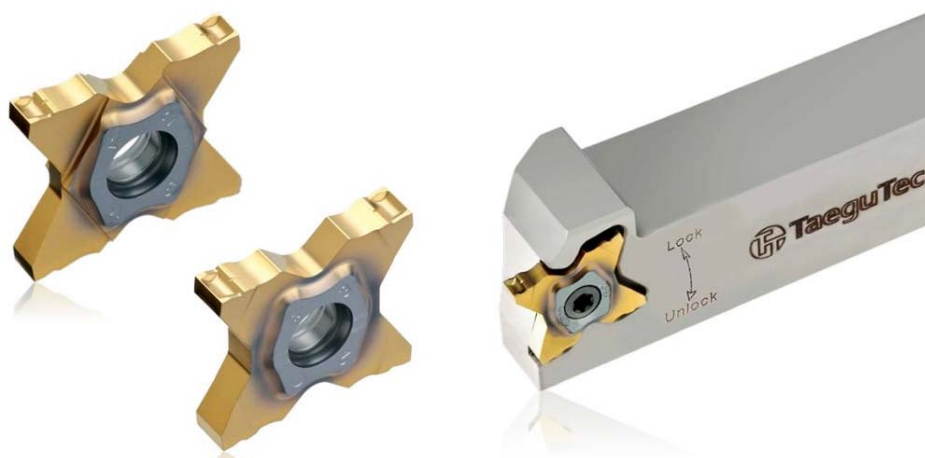


Рис. 1.27. Пластины типа TQC 27 с увеличенной шириной серии QuadRush

Уникальная форма стружколома твердосплавных пластин TQC заслуженно привлекла внимание потребителей и показала высокий спрос на мировом рынке металлообработки. Теперь максимальная ширина пластин типа TQC 27 увеличена до 4,23 мм (по сравнению с предыдущим габаритом – 3,18 мм). Такое решение позволит предприятиям расширить возможные формы и материал заготовок и производить качественную и эффективную отрезку/обработку канавок в различных условиях резания. А в дополнении с превосходной системой вывода стружки и стабильной стойкостью инструмента QuadRush

(даже при работе на средних и высоких подачах) – данное решение обеспечивает увеличение производительности работы производства в целом. Все пластины типа TQC 27, включая ряд увеличенных габаритов, совместимы со стандартными державками серии QuadRush.

1.7.5. Новые черновые монолитные фрезы StarMill для труднообрабатываемых материалов

Компания TaeguTec выпустила новый тип черновых монолитных фрез типа SER серии STARMILL с кромкой splitter для труднообрабатываемых материалов (рис. 1.28). Фрезы с дизайном кромки splitter легко выводят стружку из зоны резания, снижают режущую нагрузку и выделение чрезмерного тепла в зоне резания.

Таким образом, данная линейка фрез – отличное решение для обработки труднообрабатываемых материалов, таких как нержавеющие стали.

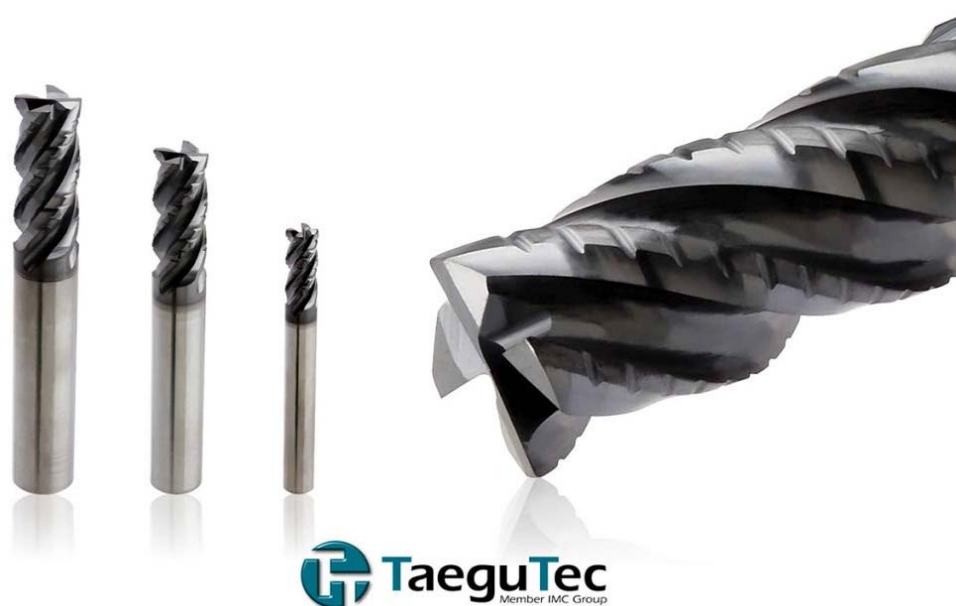


Рис. 1.28. Черновые монолитные фрезы типа SER серии STARMILL с кромкой splitter

Геометрия режущей кромки фрез характеризуется неравным расстоянием между зубьями, что приводит к снижению вибрации и шума во время обработки, несмотря на кромку с канавками.

Фрезы SER обеспечивают отличное качество поверхности на широком диапазоне операций – от черновых до получистовых.

Характеристики новых фрез.

1. Кромка splitter

- прочная кромка предотвращает сколы;
- обеспечивает хороший вывод стружки за счет дробления стружки на сегменты во время резания;
- эффективная обработка в условиях подачи воздуха или СОЖ под низким давлением.

2. Неравное расстояние между зубьями

- снижает вибрацию и шум;
- обеспечивает отличное качество поверхности;
- широкий диапазон операций – от черновых до получистовых.

3. Жесткий корпус фрезы

- ### 4. Фрезы подходят для обработки боковых сторон, канавок и профильной обработки.

1.7.6. Расширение линейки фрезерного инструмента серии CHASE2MILL



Рис. 1.29. Фрезерные инструменты серии CHASE2MILL

Представляем новинки фрезерного инструмента от компании TaeguTec (рис. 1.29):

- расширение диапазонов радиусов при вершине для пластин типа 4NKT 0603 – 04R-20R;
- пластина 4NHT 06-ML: низкие усилия резания, отличная шероховатость поверхности, снижение налипания металла на кромку;
- пластины без покрытия 4NHT 06-AL для обработки алюминия и цветных металлов.

Линейка пластин 4NKT 06 серии CHASE2MILL дополнена несколькими радиусами при вершине (04R-20R), удовлетворяя, таким образом, потребности различных современных отраслей промышленности: автомобилестроение, аэрокосмическую отрасль, изготовление пресс-форм и штампов. Кроме того, добавлены шлифованные пластины 4NHT 06-ML, которые характеризуются низкими усилиями резания и отличным качеством обработанной поверхности благодаря шлифованной кромке, минимизирующей наросты.

Еще одно расширение линейки включает пластины без покрытия 4NHT 06-AL, которые предназначены для обработки алюминия и цветных металлов.

1.8. Типовые технологические процессы обработки деталей машин

1.8.1. Обработка детали "Цилиндр"

Рассмотрим возможности увеличения производительности за счет применения прогрессивной геометрии инструмента Morse на примере обработки детали "Цилиндр" (рис. 1.30).

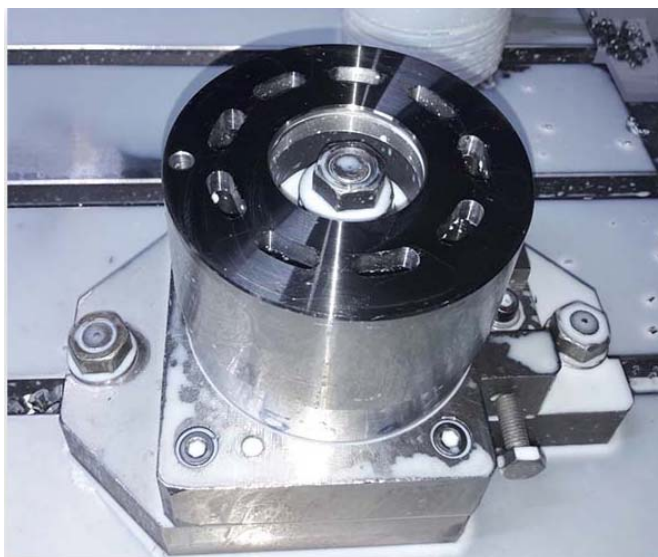


Рис. 1.30. Деталь "Цилиндр"

На предприятии для обработки пазов применялись концевые твердосплавные фрезы со стандартной геометрией. Такое решение не позволяло выполнять план производства. После изучения детали и

условий обработки была предложена новая технология с применением концевой фрезы Morse с прогрессивной геометрией VIBRAFREE (рис. 1.31, табл. 1.6). В результате, в 3 раза была увеличена производительность и в 1,5 раза повышена стойкость инструмента!

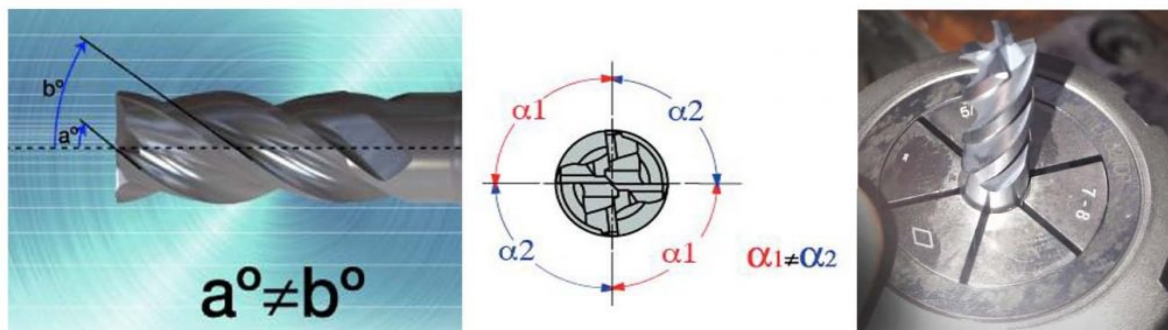


Рис. 1.31. Особенности геометрии VIBRAFREE

Таблица 1.6

Новая технология обработки концевой фрезой Morse

	Фреза Morse	Стандартный инструмент
Материал	Легированная сталь HRC 30 ... 33	
Операция	Фрезерование пазов	
Фреза	MRC-H4M 08-16C08VF-E63 MC98 (D8Z4)	D8Z3
Скорость резания	60 м/мин / 2450 об./мин	60 м/мин / 2450 об./мин
Подача на зуб	0,035 мм/зуб / 340 мм/мин	0,07 мм/зуб / 31 мм/мин
Глубина резания	10 мм	5 мм
Ширина резания	1 – 8 мм	
Производительность	9 пазов = 1 мин	9 пазов = 3 мин
Стойкость	65 деталей	43 детали
Вибрация	отсутствует	умеренная

1.8.2. Обработка детали типа "Вал"

Проведем анализ высокоэффективной технологии обработки длинных тонких деталей без вибрации на станке с ЧПУ (рис. 1.32).

Применяемая технология обработки.

Станок: горизонтально-токарный с ЧПУ. Мощность 15 кВт. Обработка производилась с подачей СОЖ.

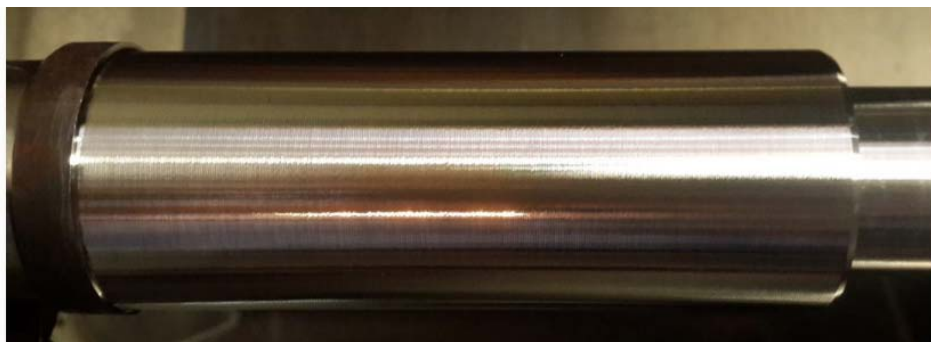


Рис. 1.32. Деталь типа "Вал"

Инструмент: токарная державка **TaeguTec TDJNL 2525 M1305** (сечение 25×25).

Пластина со стандартным стружколомом, применяемая на предприятии, обеспечивала стабильную обработку только в пределах следующих режимов: глубина $A_p = 2,2$ мм; подача $F = 0,18$ мм/об.; скорость $V = 160$ м/мин.

При этом точение заготовки усложнялось такими факторами, как большой вылет державки, длинная деталь и тонкий задний центр. Даже незначительное повышение режимов резания вызывало вибрацию, а, значит, и существенное ухудшение стойкости режущего инструмента и качества обработанной поверхности.

Преимущества токарной пластины DNUX серии **RhinoTurn**.

Технологи компании "ТАЕГУТЕК УКРАИНА" предложили заменить применяемый инструмент на специальную "валовую" пластину DNUX серии RhinoTurn (рис. 1.33). Эта пластина является "младшим братом" известной серии KNUX от TaeguTec, но с увеличенным количеством режущих кромок. Таким образом, заказчик получил 4 рабочие кромки у DNUX по сравнению с 2 на пластине KNUX.

Конструкционной особенностью нового решения является наличие специальной глубокой канавки для мягкого выведения стружки из зоны резания. Кроме того, данная пластина обеспечивает низкое усилие резания и высокую стойкость обработки, а также возможность работать на высоких режимах. Вот почему, токарная пластина DNUX стала лучшим инструментальным решением для безвибрационной обработки длинных и тонких деталей. Эта пластина хорошо работает как на низкоуглеродистых сталях (идеальное стружкодробление и отвод тепла из зоны резания, рис. 1.34), так и при обработке нержавеющей и жаропрочных сталей.



Рис. 1.33. Пластины DNUX для снижения усилий резания



Рис. 1.34. Стружка при точении пластиной DNUX

Как результат, новая технология обработки позволила увеличить режимы резания более чем в 2 раза! (табл. 1.7).

Таблица 1.7

Сравнение режимов резания

Пластина	DNMG 130508 PC TT8125 (старая технология)	DNUX 130508 L11 TT8125 (новая технология)
Глубина	2,2 мм	3,5 мм
Подача	0,18 мм/об.	0,3 мм/об.
Скорость	160 м/мин	160 м/мин

1.8.3. Обработка детали "Пропуск"

Рассмотрим возможности увеличения производительности за счет применения прогрессивного инструмента TaeguTec на примере обработки детали "Пропуск" (рис. 1.35).

На одном из промышленных предприятий низкая производительность отечественного инструмента не позволяла выполнить план производства. Применение торцевой фрезы серии Chase2Hepta (рис. 1.36) с многогранными пластинами обеспечило увеличение производительности **в 6,5 раз!** В то же время, за счет 14 кромок и высокой стойкости фрезерных пластин XNMU, предприятие снизило затраты на инструмент **более чем в 2 раза**, даже в сравнении с недорогими отечественными аналогами (табл. 1.8).



Рис. 1.35. Деталь "Пропуск"



Рис. 1.36. Инструмент Chase2Hepta

Новая технология обработки с инструментом TaeguTec

Параметры	Инструмент TaeguTec	Отечественный аналог
Материал	Чугун хромистый низколегированный жаропрочный ЧХ1	
Фреза	14D-F45XN 12125-40R-09	D160Z8
Пластина	XNMU 0906 ANTR-M TT6080	Пятигранка (5 кромок)
Скорость резания	110 м/мин / 280 об./мин	28 м/мин / 56 об./мин
Подача на зуб	0,06 мм/зуб / 200 мм/мин	0,07 мм/зуб / 31 мм/мин
Глубина резания	2,5 – 3 мм	
Ширина резания	50 – 125 мм	
Стойкость	140 плоскостей	10 плоскостей
Стоимость обработки	2,5 грн	5,7 грн

1.8.4. Обработка детали "Корпус-1"

Рассмотрим возможности увеличения производительности за счет применения прогрессивного инструмента TaeguTec на примере обработки детали "Корпус-1" (рис. 1.37).

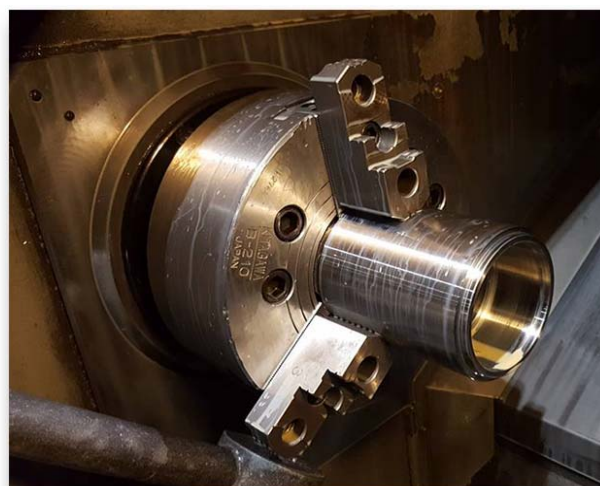
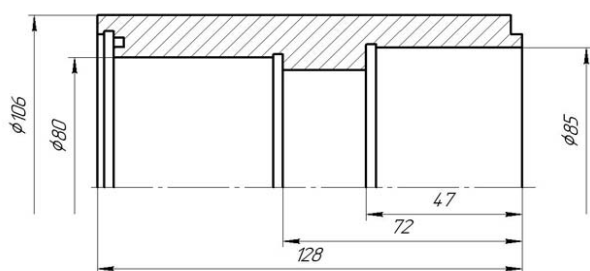


Рис. 1.37. Деталь "Корпус-1"

Время обработки одной детали по существующей технологии составляло 360 секунд (рис. 1.38). Использование уникального токарного

инструмента серии RhinoTurn позволило увеличить режимы резания, сохранив нагрузку при обработке. Новая концепция инструмента обеспечила сокращение времени обработки детали более чем в 1,5 раза! (табл. 1.9).



Рис. 1.38. Сравнение времени обработки одной детали по существующей и новой технологиям

Таблица 1.9

Новая технология обработки с инструментом TaeguTec

Операция	Инструмент	Стойкость кромки в деталях
Подрезка торца, точение	WNMX 060408 MT TT8125	120 (1 сторона) + + 260 (2 сторона)
Внутреннее черновое точение	WNMX 060408 MT TT8125	260 (1 сторона) + + 10 (2 сторона)
Обработка канавки	TDXU 4E-0,4 TT9080	542
Обработка торцевой канавки	TDXU 3E-0,3 TT9080	≥ 542
Время обработки одной детали	206 секунд (2 стороны)	
СОЖ	Эмульсия	
Материал детали	Углеродистая сталь	

1.8.5. Обработка детали "Корпус-2"

Рассмотрим возможности увеличения производительности за счет применения прогрессивного инструмента TaeguTec на примере обработки детали "Корпус-2" (рис. 1.39).

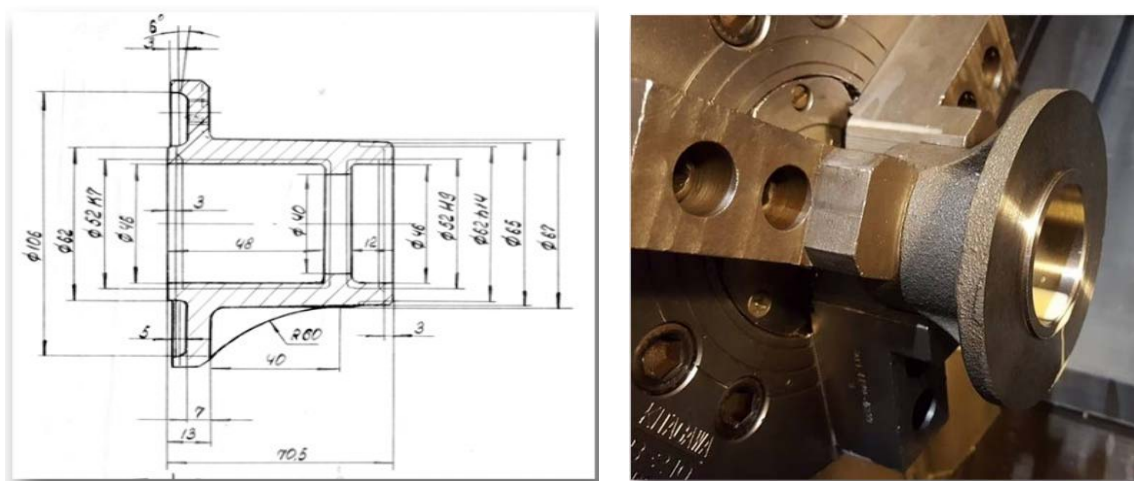


Рис. 1.39. Деталь "Корпус-2"

Увеличенное пятно контакта на пластинах RhinoTurn с подкладной пластиной позволяет минимизировать вибрацию при обработке чугунов, в частности при обработке на удар (рис. 1.40, рис. 1.41).



Рис. 1.40. Инструмент RhinoTurn



Рис. 1.41. Увеличенное пятно контакта

Повышенная жесткость крепления пластин, в сравнении с ISO-инструментом, обеспечила улучшение стойкости и снижение вероятности поломки инструмента.

Благодаря новой технологии с применением токарного инструмента RhinoTurn производительность обработки данной детали была увеличена на 30 %. При этом удалось достичь оптимальных показателей затраченного времени и стойкости режущего инструмента.

Время обработки детали: 98 секунд (1 сторона) + 47 секунд (2 сторона), рис. 1.42, рис. 1.43, табл. 1.10.



Рис. 1.42. Обработка детали "Корпус-2"

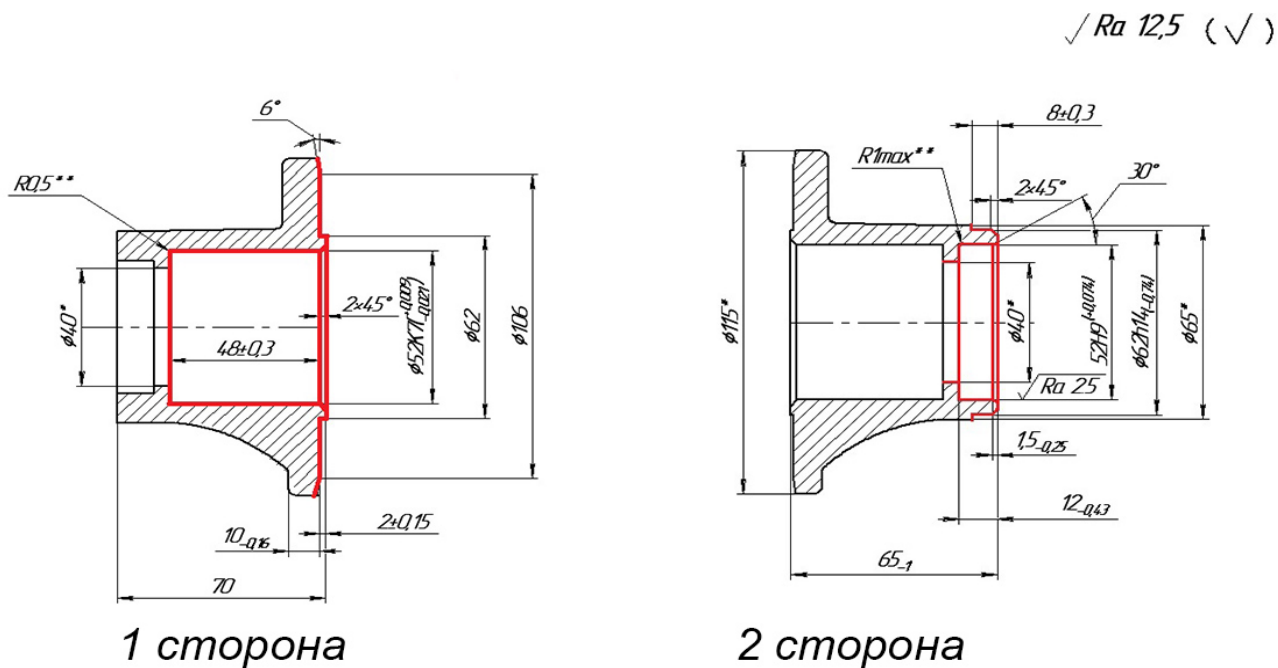


Рис. 1.43. Чертеж детали

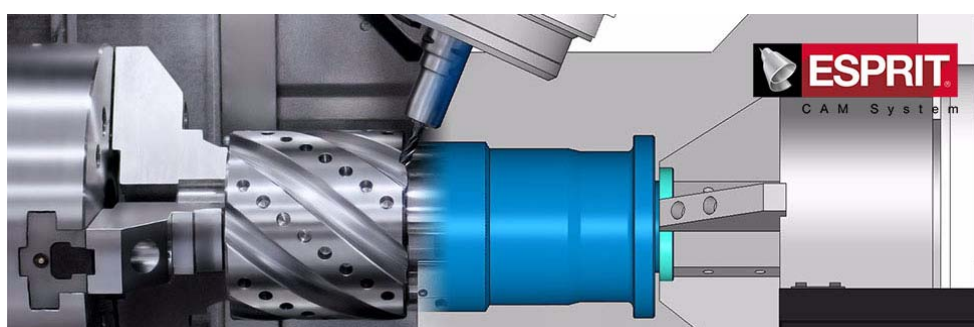
Таблица 1.10

Новая технология обработки с инструментом TaeguTec

Инструмент	Стойкость кромок в деталях
WNMX 060408 MT TT7015	204 (1 сторона) + 114 (2 сторона)
WNMX 060408 MT TT7015	204 (1 сторона) / 260 (2 сторона)
WNMX 060408 WA TT7015	204 (1 сторона) + 40 (2 сторона)
WNMX 060408 MT TT7015	220 (2 сторона)

1.9. ESPRIT TNG – новое поколение программного продукта

CAM система ESPRIT – популярный в мире программный продукт для автоматизации разработки управляющих программ (УП) для станков с ЧПУ. Система уверенно входит в мировую пятерку самых продаваемых CAM систем "среднего" класса, обрела много почитателей и в Украине. Большинство пользователей слышали о работе, которая велась, начиная с 2011 года, разработчиком продукта – американской компанией DP Technology Corp – над новым поколением программы (рабочее название – TNG). Основными причинами, побудившими "переписать" продукт, стали перегруженный кнопками интерфейс и немолодая уже платформа, не вполне соответствующая требованиям построения архитектуры передового программного обеспечения.



Кроме того, важно отметить, что несколько лет назад DP поглотила итальянскую компания Auton (создателя CAM системы для обработки пресс-форм) и немецкую Binary Spaces (разработчика ПО для симуляции УП по G-коду), тем самым добавив в свой технологический портфель пару лакомых кусков. Как известно, процесс адаптации стороннего ПО может занимать достаточно продолжительное время, и, вот, в новом поколении ESPRIT все новые технологии, наконец, со-

браны воедино, реализованы и преподнесены пользователям вместе с модным интерфейсом и рядом по-настоящему передовых решений.

Разберемся с особенностями ESPRIT TNG (рис. 1.44).

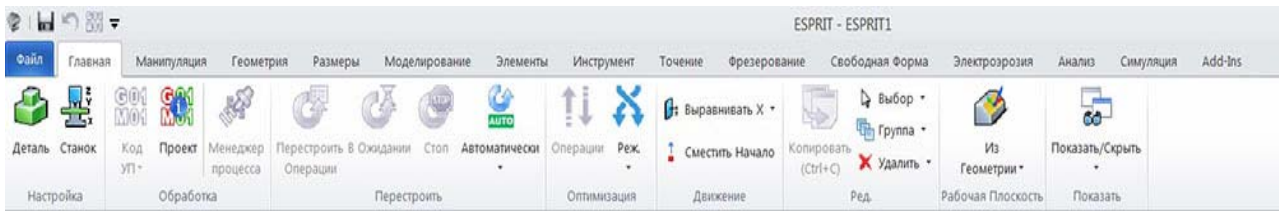


Рис. 1.44. Ленточный интерфейс меню ESPRIT TNG

Итак, ESPRIT TNG, в отличие от ESPRIT-20xx, построен на 64-разрядной платформе, что потенциально увеличивает скорость и производительность продукта. Первое, что заметят пользователи – размер дистрибутива для установки ESPRIT TNG "весит" чуть более 700 Мб против более чем 1,6 Гб версии ESPRIT-2018. Это связано, в первую очередь, с тем, что разработчик отказался от некоторых громоздких компонентов Microsoft, ранее необходимых для работы с SQL базой данных. Переработан интерфейс программы: теперь он имеет ленточную структуру: закладки, аккуратно прорисованные панели инструментов и окна, которые можно перемещать и фиксировать в наиболее комфортных для пользователя положениях (рис. 1.45).

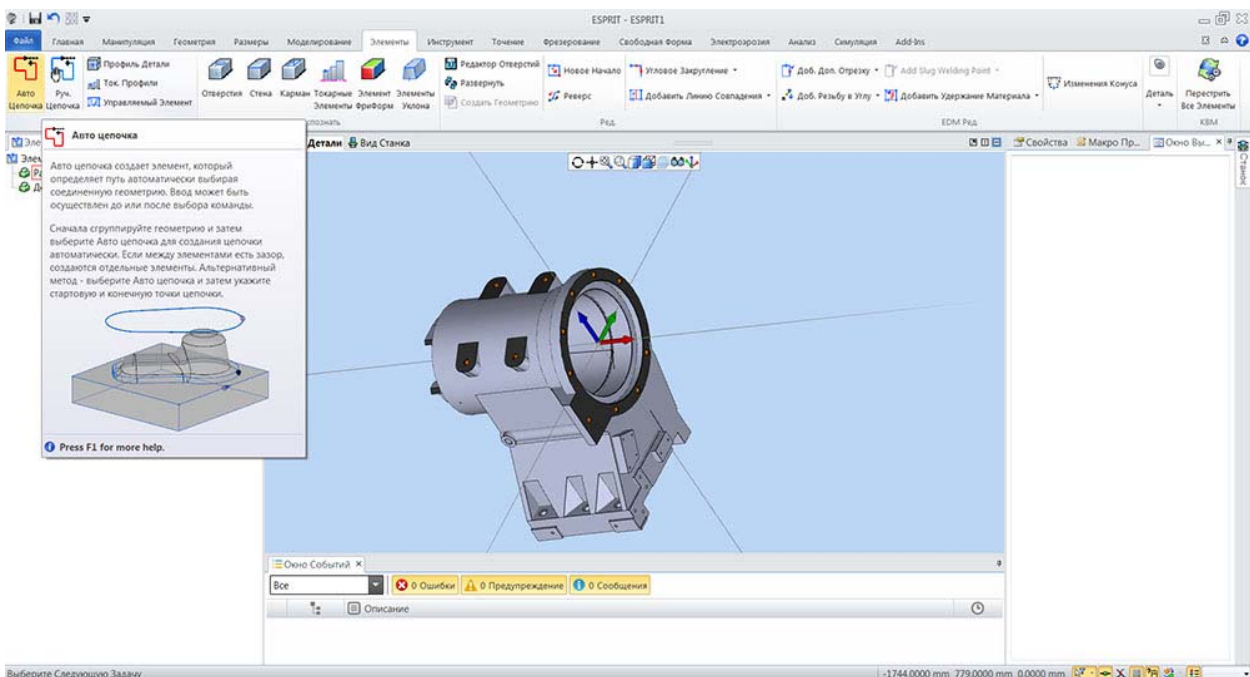


Рис. 1.45. Новый интерфейс: при наведении курсора на иконку всплывает окно с подробным описанием ее действия

Очень удобно реализована справочная система: при наведении курсора на любую из кнопок всплывает окно с достаточно подробным описанием ее действия. При этом есть возможность использования справки из Интернет, которая располагается на портале ESPRIT и открывается в браузере.

Когда речь заходит о новом поколении программного продукта, то подразумевается, что разработчик не ограничился лишь свежим интерфейсом, исправлением ошибок или даже усилением существующего функционала. Обычно изменения носят глобальный характер. Так и в случае с ESPRIT TNG – пользователи столкнутся с некоторыми изменениями в привычном им алгоритме работы, вызванными воплощением ряда по-настоящему новаторских идей.

Полностью перерисованы все иконки операций, стратегий, переходов, элементов и инструментов. Функции поворота, масштабирования, приближения, панорамы, закрашивания 3D-модели, управления видами и слоями удобно собраны в единой инструментальной панели (рис. 1.46). Появились новые функции:

- "Маска" позволяет в один клик высветить или погасить.
- "Фильтр" – выбрать геометрические элементы определенного типа.

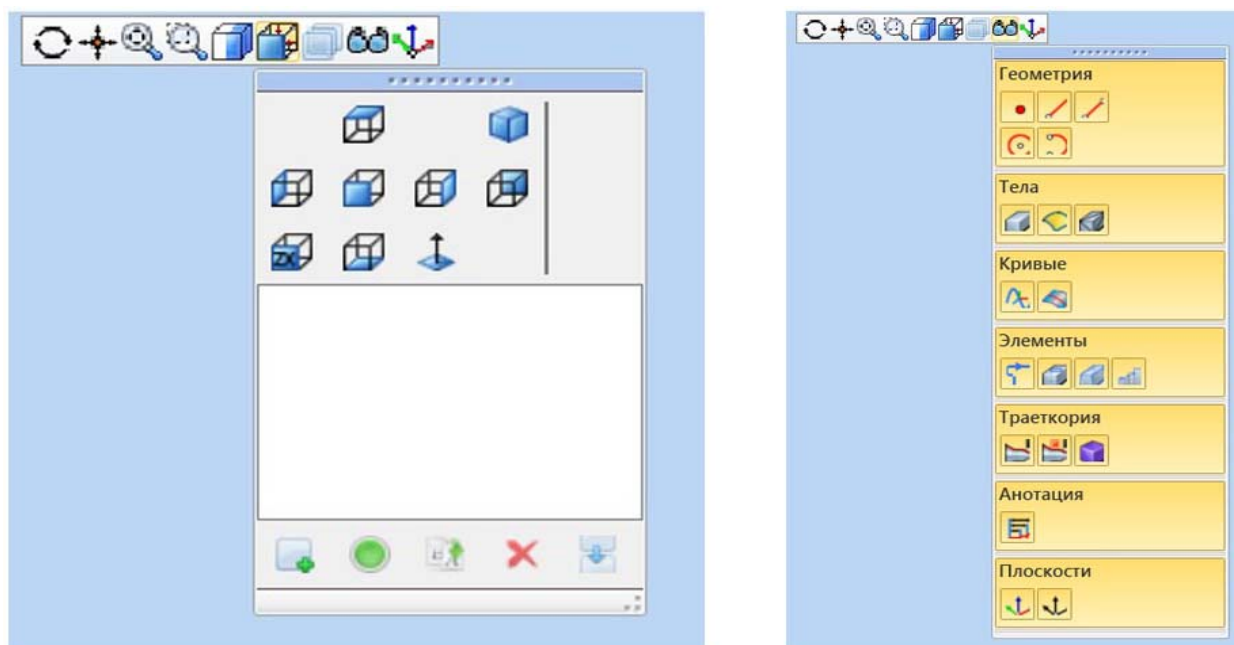


Рис. 1.46. Новая функциональная панель ESPRIT для управления объектами в графическом окне: слева – виды, справа – маски

Графическое окно содержит две закладки: "Вид Детали" (рис. 1.47) и "Вид Станка" (рис. 1.48).

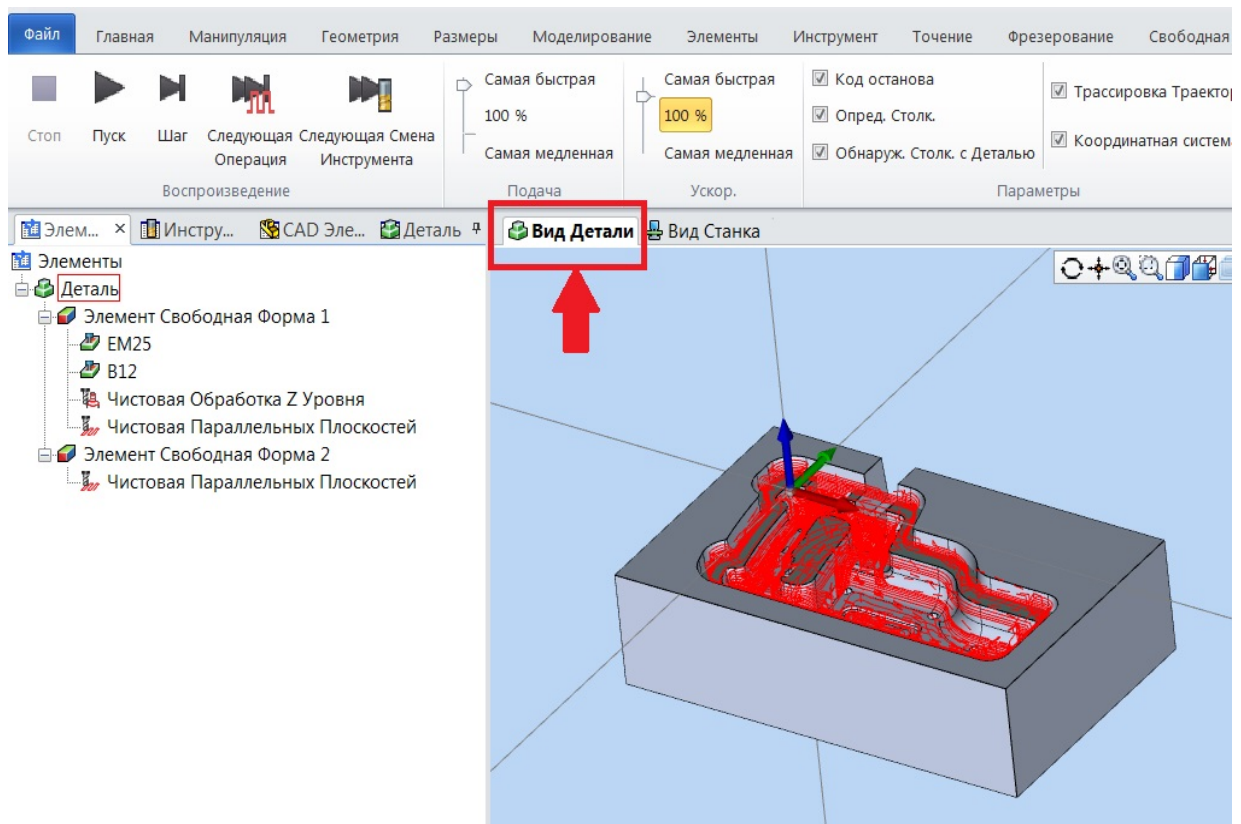


Рис. 1.47. Закладка "Вид Детали" в графическом окне

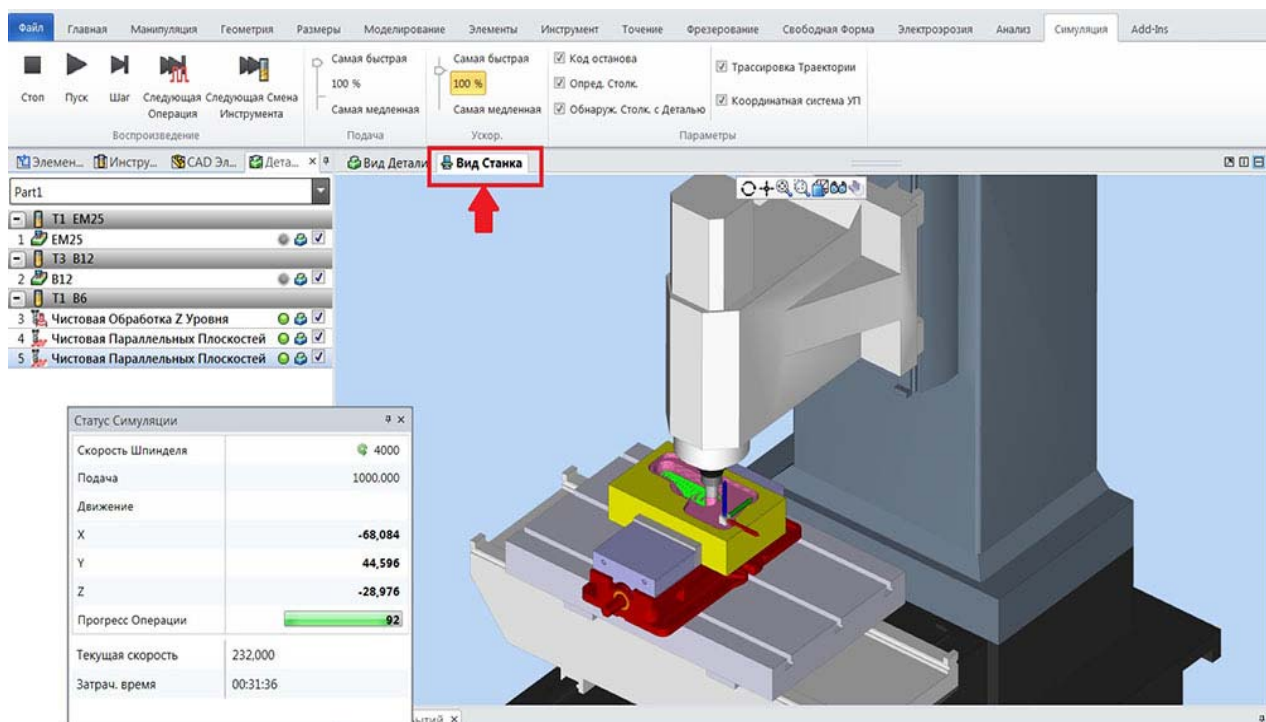


Рис. 1.48. Закладка "Вид Станка" в графическом окне

В закладке "Вид Детали", как и раньше, работаем с 3D-моделью детали – выбираем геометрические элементы, назначаем стратегию обработки. А в закладке "Вид Станка" получаем виртуальную модель станка, с заготовкой, режущим инструментом, крепежными приспособлениями. Причем, можно разделить графическую область пополам и одновременно работать в двух закладках.

Следует обратить внимание на то, что речь идет не просто о симуляции обработки в отдельном окне, а об интерактивном взаимодействии режимов. При этом изменения в одном из режимов удивительным образом проявляются в другом. Например, если в режиме "Станок" повернуть 3D-модель заготовки, то система автоматически пересчитывает траектории обработки детали. Это дает возможность программисту заранее спланировать и избежать ряда известных трудностей, причем без необходимости возврата к предыдущим этапам проектирования обработки. И это далеко не все преимущества новой концепции, которую в ESPRIT назвали "Виртуальная наладка". Так, например, достаточно выбрать из списка необходимый инструмент и он будет отображен во вкладке "Вид Станка" (рис. 1.48). Отображение инструмента происходит и в процессе "описания": при установке геометрических параметров, формы и используемой модели оправки или блока (рис. 1.49). Нет необходимости выполнять переход в "Визуализацию", чтобы увидеть отображение станочной среды, что значительно увеличивает производительность работы и экономит временной ресурс. Кроме инструмента, интерактивные возможности касаются формы заготовки, детали, приспособления их положения, системы координат и остатка материала на каждом переходе.

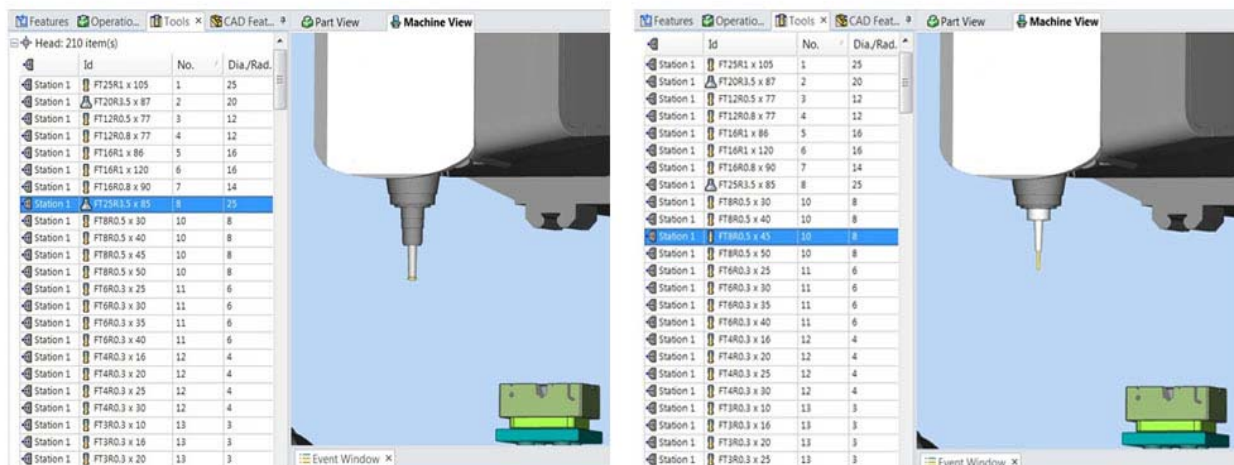


Рис. 1.49. Отображение инструмента при выборе из списка

Верификация и симуляция в ESPRIT TNG вышли на качественно новый уровень (рис. 1.50).

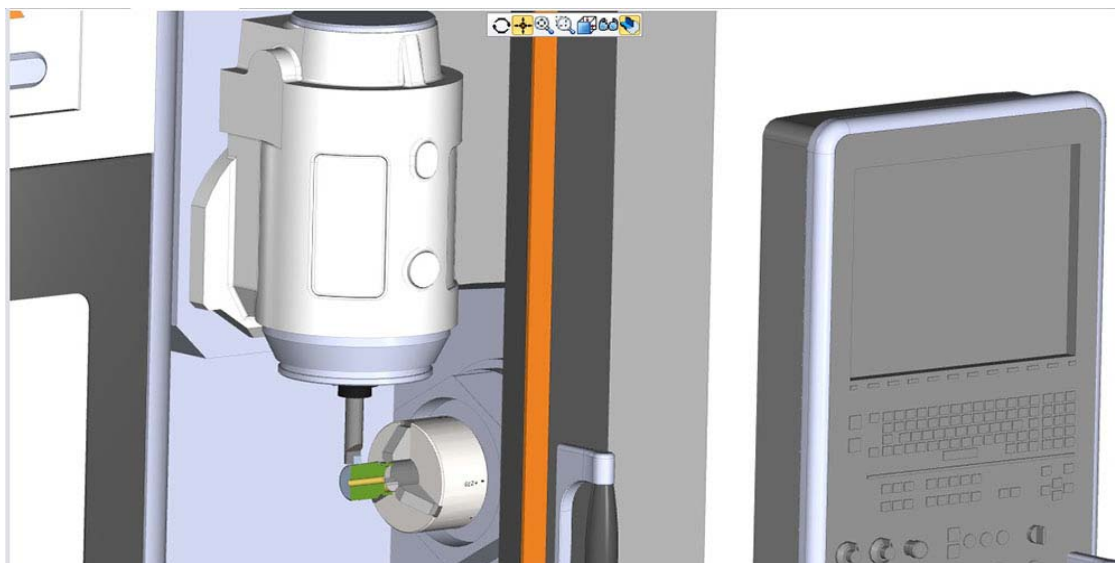


Рис. 1.50. Верификация и симуляция обработки в ESPRIT TNG превосходят по качеству графики и уровню детализации большинство конкурентов на рынке САМ-систем

Не секрет, что подавляющее большинство разработчиков САМ-систем используют сторонние технологии – ядра компаний MachineWorks и ModuleWorks. В результате верификаторы запускаются как отдельные приложения и выглядят очень похожими друг на друга. Как уже отмечалось ранее, DP Technology приобрела компанию Binary Spaces, которая разрабатывает ПО для симуляции обработки на станках с ЧПУ, аналог Vericut, и полностью отказалась от компонентов MachineWorks. Пользователи нового поколения ESPRIT получили уникальную возможность программировать обработку и проверять ее тут же в "родной" среде. При этом как графика, так и степень детализации компонентов станков приятно радуют.

Для построения станочной среды было разработано специальное приложение Machine Tool Builder (MTB), позволяющее собирать виртуальные компоненты воедино и обеспечивающее описание кинематики и динамики станка при помощи программного контроллера (рис. 1.51).

Станочные компоненты и оснастка, созданные в MTB? имеют специальный формат GDML – новый стандарт, используемый в DP Technology. Данный формат файла доступен в предпросмотре даже в Проводнике Windows.

ESPRIT TNG обладает так называемой "безрежимностью", т.е. система "видит" станок и на основании описания его кинематики и характеристик предоставляет необходимый набор циклов обработки. Кроме этого, если, например, проект обработки создан для токарно-фрезерного обрабатывающего центра и по каким-то причинам его необходимо использовать для вертикально-фрезерного станка, достаточно поменять только виртуальную модель станка, и система автоматически пересчитает и даже адаптирует операции обработки к изменившимся условиям.

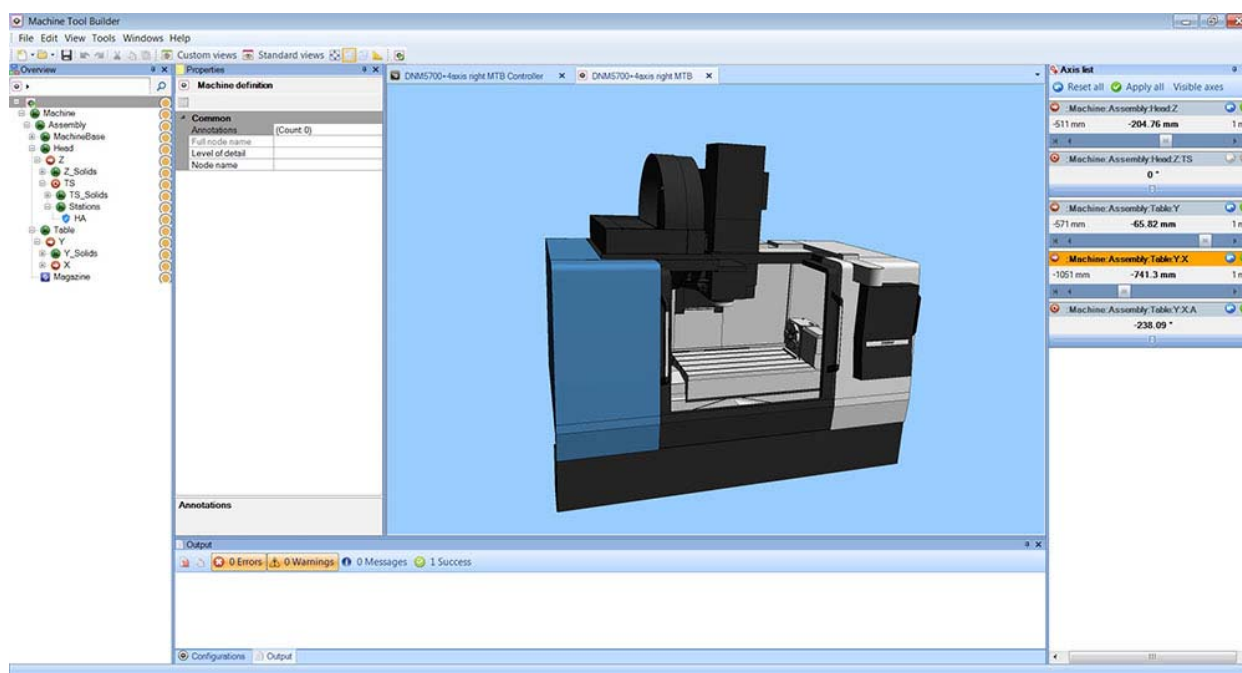


Рис. 1.51. Приложение Machine Tool Builder для построения станочной среды

ESPRIT TNG использует автоматический расчет переходов между операциями, что особенно полезно при многоосевой индексной обработке. Система самостоятельно рассчитывает оптимальную величину отвода от одной рабочей плоскости для безопасного перехода к другой плоскости, при этом учитывается кинематика станка, габариты и форма заготовки (рис. 1.52).

Разумеется, в рамках данного обзора не удалось представить все новшества ESPRIT TNG. В компании DP Technology проделали огромную работу, превратив очередное поколение своей САМ-системы в модный и инновационный программный продукт.

Отрадно, что разработчик идет собственным путем, без оглядки на конкурентов, не используя сторонние технологии для визуализации и многоосевой обработки.

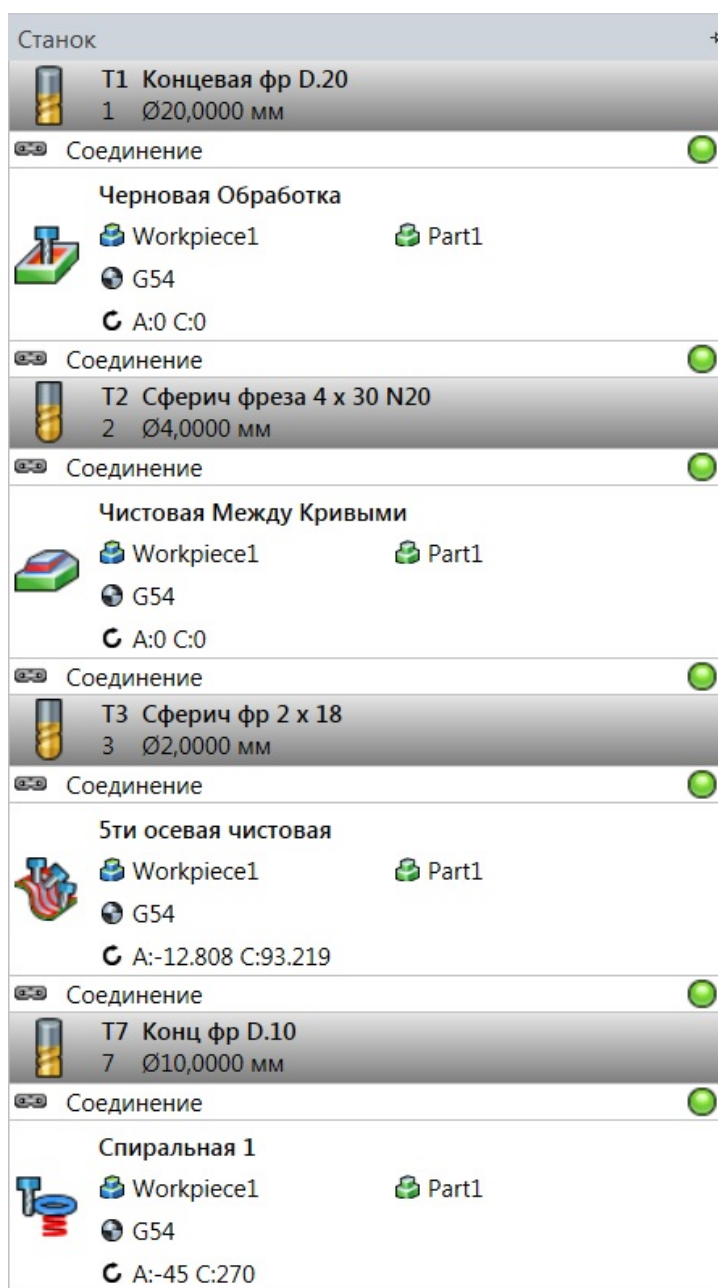


Рис. 1.52. По мере добавления переходов Калькулятор Соединений автоматически вычисляет безопасные и эффективные переходы между операциями и сменами инструмента

Следует отметить, что ESPRIT TNG, в отличие от своих "одноклассников", сохраняет единство платформы для различных типов обработки, а не выпускает отдельные приложения для фрезерной, токарной и токарно-фрезерной обработки.

Выводы

1. В работе приведены высокоэффективные технологии механической обработки, современное оборудование и режущие инструменты зарубежного производства, которые с высокой эффективностью внедряются на промышленных предприятиях Украины специалистами Технического Центра "ВариУс" – крупнейшей инжиниринговой компании Украины. Представлены высокоэффективные компактные вертикальные обрабатывающие центры DNM 4000 производства компании DOOSAN (Южная Корея), характеризующиеся высокой производительностью и качеством обработки, многофункциональностью, небольшими габаритами и почти бесшумной работой. Показано, что применение обрабатывающего центра позволяет сократить время обработки деталей на 30 %.

2. В работе представлена новая серия сверл DRILLRUSH с механическим креплением твердосплавных режущих коронок со специальными износостойкими PVD-покрытиями производства компании TaeguTec (Южная Корея). Этот тип сверл предназначен для высокопроизводительного сверления отверстий во всех видах материалов – от цветных металлов до труднообрабатываемых жаропрочных сплавов, закаленных и углеродистых сталей, обеспечивает высокую стойкость инструмента и снижение вибраций при сверлении. Для сокращения количества переходов предложена стандартная линейка комбинированных сверл DRILLRUSH.

3. Предложен новый тип монолитных фрез серии STARMILL с кромкой "Splitter" для черновой обработки труднообрабатываемых материалов – жаропрочных сплавов, которые способны работать в нагруженном состоянии при высоких температурах в течение относительно длительного промежутка времени, а также нержавеющей сталей, обладающих высоким сопротивлением к коррозии в агрессивных средах. Разработан дизайн кромки "Splitter", который при обработке жаропрочных сталей разделяет стружку на несколько мелких частей и легко выводит ее из зоны резания. При этом значительно снижается нагрузка на инструмент и уменьшается выделение тепла в зоне резания даже в условиях подачи воздуха или СОЖ под низким давлением.

4. Предложены концевые фрезы с механическим креплением миниатюрных твердосплавных пластин типа "семечка" для обработки

деталей малых габаритов взамен дорогостоящим монолитным фрезам. Серия фрез с механическим креплением CHASEMILL POWER является универсальным решением, эффективно применяющимся для операций общего торцевого фрезерования, обработки уступов под идеально прямым углом, обработки пазов, врезания под углом и по спирали. В отличие от классических фрез с механическим креплением пластин, у нового инструмента есть дополнительная возможность врезаться торцом в металл по циклу сверления.

5. Для токарной обработки жаропрочных сплавов и нержавеющей сталей предложено использовать державку новой серии T-Burst с возможностью подачи СОЖ под высоким давлением в зону резания. Сравнительные испытания в различных производственных условиях показали, что при одинаковых условиях резания державки новой серии T-Burst продемонстрировали увеличение стойкости инструмента более чем на 50 % и скорости резания на 20 % при работе с титановыми и другими жаропрочными сплавами, а также нержавеющей и легированными сталями. При этом уменьшается процесс наклепа срезаемого материала на режущем инструменте, значительно снижается температура в зоне резания, увеличиваются производительность обработки и стойкость сменных пластин, улучшается процесс стружкодробления при резании.

6. Предложены новые сплавы TT3010 и TT3020 с PVD-покрытием и стружколомающие геометрии MGS и FGS (производства компании TaeguTec) для обработки жаропрочных сплавов, снижающие сопротивление резания и тепловыделение при резании, обеспечивают высокоточную обработку. Стружколом FGS с успехом можно использовать для чистового точения без деформации, даже при обработке тонкостенных заготовок.

7. Предложен новый сплав LIFE+ TT7025 с покрытием CVD для эффективной прерывистой обработки чугуна на невысоких скоростях резания. Этот сплав обладает улучшенной стойкостью к износу и скалыванию благодаря применению новейших покрытий инструмента, обеспечивающих высокую производительность, стабильную и продолжительную стойкость инструмента, несмотря на сильные ударные нагрузки.

8. Предложены керамические сплавы TC3020 и TC3030 для пластин RNGN 19 и 25 габарита, позволяющие сократить время обработки

и повысить производительность при точении жаропрочных сплавов с большой глубиной резания. Предложены пластины типа TQC 27 серии QuadRush с увеличенной до 4,23 мм шириной, предназначенные для отрезки и обработки канавок.

9. Предложены новые черновые монолитные фрезы типа SER серии STARMILL с кромкой splitter для обработки деталей, изготавливаемых из труднообрабатываемых материалов, позволяющие легко выводить стружку из зоны резания, снижающие режущую нагрузку и выделение тепла в зоне резания. Расширена линейка фрезерного инструмента серии CHASE2MILL.

10. Приведены результаты разработки и широкого внедрения в производство типовых технологических процессов механической обработки различных деталей машин. Показана высокая эффективность применения концевой фрезы Morse с прогрессивной геометрией VIBRAFREE на примере обработки детали "Цилиндр" и токарной пластины DNUX серии RhinoTurn при обработке длинных тонких деталей типа "Вал" без вибрации на станке с ЧПУ. Показано также, что применение торцевой фрезы серии Chase2Hepta с многогранными пластинами при обработке детали "Пропуск" обеспечило увеличение производительности в 6,5 раз, а за счет 14 кромок и высокой стойкости фрезерных пластин XNMU удалось снизить затраты на инструмент более чем в 2 раза. Использование уникального токарного инструмента серии RhinoTurn при обработке детали "Корпус" позволило увеличить режимы резания без увеличения силы резания, а применение токарного инструмента RhinoTurn позволило повысить производительность обработки на 30 % при оптимальной стойкости режущего инструмента.

11. Предложена для практического применения система ESPRIT TNG – новое поколение программного продукта, которая в отличие от предшественников, сохраняет единство платформы для различных типов обработки и не выпускает отдельные приложения для фрезерной, токарной и токарно-фрезерной обработки. Показана эффективность работы с предложенной системой.

Раздел 2

Вибрации при механической обработке и условия их уменьшения

2.1. Динамические особенности механической обработки

При механической обработке в технологической системе, как правило, возникают колебательные процессы, которые приводят к снижению качества и точности обрабатываемых поверхностей [24; 56; 66; 74; 99; 128; 140]. Поэтому постоянно возникают проблемы поиска путей снижения интенсивности колебаний при механической обработке за счет применения более прогрессивных режущих инструментов, обладающих высокой режущей способностью и износостойкостью, новых технологических сред, повышения жесткости элементов технологической системы, выбора оптимальных режимов резания и т.д. В настоящее время в научно-технической литературе предложено большое количество методов снижения интенсивности колебаний при механической обработке. Разработаны теоретические основы динамики механической обработки, позволяющие научно обоснованно подходить к определению эффективных решений устранения колебательных процессов. В связи с этим, в настоящей работе рассмотрены основные направления снижения интенсивности колебаний в технологической системе при лезвийной и абразивной обработках в условиях прерывистого резания на основе полученных теоретических решений.

При прерывистом резании в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал (в результате соударения двух тел) возникают сложные динамические процессы, вызывающие колебания элементов технологической системы, ухудшение точности обработки и снижение стойкости инструмента. В отличие от установившегося во времени процесса резания, при котором технологическая система находится в статическом равновесии, неустановившийся во времени процесс прерывистого резания обладает дисбалансом подводимой и расходуемой энергии. Часть энергии идет на пластические деформации обрабатываемого металла и отделение стружки, т.е. на процесс резания, а часть энергии расходуется на образование упругих перемещений и колебаний элементов технологической системы [51].

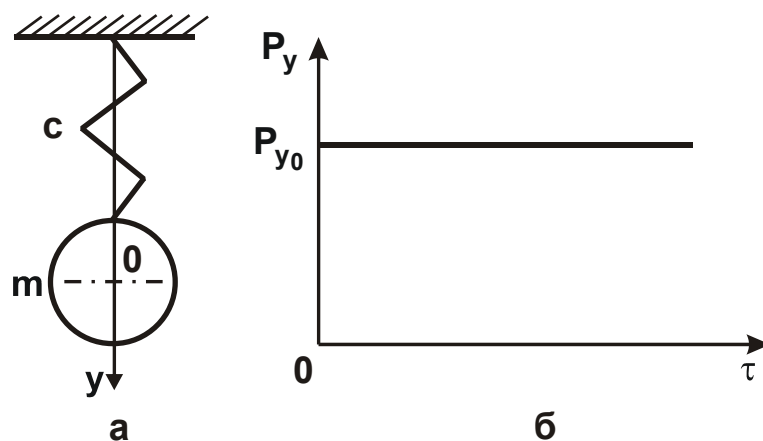


Рис. 2.1. Расчетная схема (а) и график зависимости P_y от τ (б)

Рассмотрим процесс колебаний режущего инструмента, представленного в виде одномассовой системы (рис. 2.1,а), в направлении оси oy под действием радиальной составляющей силы резания P_y и возникающей силы упругости $c \cdot y$, считая, что инструмент движется в направлении оси ox . Тогда дифференциальное уравнение движения массы m принимает вид:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_y, \quad (2.1)$$

где c – приведенная жесткость одномассовой системы, Н/м.

Принимая в первом приближении условие $P_y = P_{y0}$ (рис. 2.1,б), дифференциальное уравнение (2.1) опишется:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_{y0}. \quad (2.2)$$

Частное решение дифференциального уравнения (2.2) [30]:

$$y = A_0, \quad (2.3)$$

где $A_0 = \frac{P_{y0}}{c} = y_{ст}$ – статическое перемещение массы m от действия силы P_{y0} .

Общее решение дифференциального уравнения (2.2) [30]:

$$y = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau + y_{ст}, \quad (2.4)$$

где $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$ – собственная частота колебаний системы, 1/с.

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 определяются из начальных условий:

$$y(\tau = 0) = 0; \quad \dot{y}(\tau = 0) = 0. \quad (2.5)$$

Тогда $C_1 = 0$; $C_2 = -y_{ст}$ и, соответственно,

$$y = y_{ст} \cdot (1 - \cos k\tau). \quad (2.6)$$

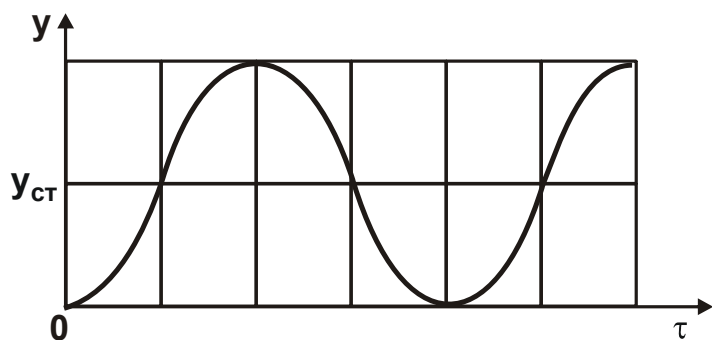


Рис. 2.2. Изменение перемещения y от времени τ

Характер изменения перемещения y во времени показан на рис. 2.2. Происходящие в этих условиях движения массы m представляют собой свободные колебания. Данное решение получено без учета действия сил сопротивления, которые

приводят, как известно, к затуханию колебаний в системе.

Максимальное значение перемещения y_{max} равно $y_{max} = 2 \cdot y_{ст}$ при условии $k \cdot \tau = \pi$, т.е. динамическое перемещение в два раза превышает статическое перемещение.

При действии кратковременного импульса силы P_{y0} , когда $k \cdot T_1 < \pi$ (где T_1 – время действия импульса силы, рис. 2.3), динамическое перемещение y , исходя из зависимости (2.6), равно

$$y = 2 \cdot y_{ст} \cdot \sin^2 \frac{kT_1}{2} \approx y_{ст} \cdot \frac{k^2 \cdot T_1^2}{2}. \quad (2.7)$$

При условии $T_1 \rightarrow 0$ имеем $y \rightarrow 0$, т.е. в этом случае можно добиться значительного уменьшения амплитуды колебаний.

Данное решение может быть использовано для аналитического

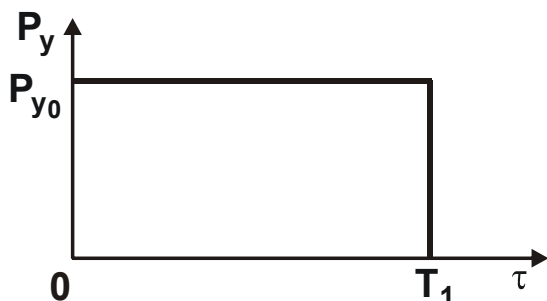


Рис. 2.3. Изменение силы P_y от времени τ

описания динамики процесса прерывистого резания (например, строгания), обусловленного соударением двух тел (режущего инструмента и обрабатываемой детали) в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал. За счет возбуждения в технологической системе колебаний упругие перемещения режущего ин-

струмента в момент врезания могут увеличиться в два раза, что приведет к снижению стойкости инструмента, производительности и каче-

ства обработки. Используя данное решение, в работе проведен анализ колебаний массы m по закону (2.6) в связи с изменением толщины среза, представив силу P_y в виде:

$$P_y = P_{y0} - \bar{P}_y, \quad (2.8)$$

где $P_{y0} = \frac{P_{z0}}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot a}{K_{рез}};$

$$\bar{P}_y = \frac{\sigma \cdot b \cdot y}{K_{рез}};$$

a, b – толщина и ширина среза, м;

σ – условное напряжение резания, Н/м².

Тогда дифференциальное уравнение (2.2) примет вид:

$$m \cdot \ddot{y} + \bar{c} \cdot y = P_{y0}, \quad (2.9)$$

где $\bar{c} = c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}}.$

Решение дифференциального уравнения (2.9) имеет вид, аналогичный зависимости (2.6):

$$y = \bar{y}_{ст} \cdot (1 - \cos \bar{k} \tau), \quad (2.10)$$

где $\bar{y}_{ст} = \frac{P_{y0}}{\bar{c}};$

$$\bar{k} = \sqrt{\frac{c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}}}{m}} \text{ – собственная частота системы, 1/с.}$$

Как видно, увеличение жесткости системы c на величину $\sigma \cdot b / K_{рез}$ приводит к увеличению собственной частоты системы \bar{k} . Следовательно, в процессе резания жесткость системы \bar{c} и собственная частота системы \bar{k} зависят от условий обработки. Например, по мере затупления режущего инструмента, т.е. с увеличением соотношения $\sigma / K_{рез}$ жесткость системы \bar{c} и собственная частота системы \bar{k} увеличиваются. Соответственно величина $\bar{y}_{ст}$ определяется:

$$\bar{y}_{ст} = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot b}\right)}. \quad (2.11)$$

Чем меньше параметры a , b , $\sigma/K_{рез}$ и больше c , тем меньше величина $\bar{y}_{ст}$. При заданных значениях a , b , c уменьшить величину $\bar{y}_{ст}$ и, соответственно, величину упругого перемещения y можно уменьшением соотношения $\sigma/K_{рез}$ за счет повышения режущей способности инструмента.

При определенных условиях возможен случай $y > a$, когда режущий инструмент будет выходить из контакта с обрабатываемым материалом.

2.2. Динамика прерывистого резания

Как показывает практика, при механической обработке деталей с прерывистыми поверхностями стойкость режущего инструмента ниже, чем при обработке сплошных поверхностей. Это приводит к снижению производительности и качества обработки и требует изыскания новых технологических возможностей повышения работоспособности режущего инструмента в условиях интенсивных ударных нагрузок. Современные сборные конструкции режущих инструментов с механическим креплением твердосплавных пластин в меньшей мере подвержены воздействию ударных нагрузок вследствие высокой жесткости элементов конструкции инструмента. Вместе с тем, динамический фактор при этом все же проявляется и приводит к снижению стойкости инструмента. В связи с этим в настоящем параграфе теоретически раскрыт механизм образования динамических нагрузок в условиях ударного взаимодействия режущего инструмента с обрабатываемым материалом. Используя эти решения, можно будет вполне обоснованно подходить к управлению динамикой процесса прерывистого резания. Для этого следует рассмотреть процесс строгания, как наиболее типичный случай прерывистого резания.

Движение массы m (инструмента) под действием силы резания $P(x)=P_0$ в неподвижной системе координат описывается дифференциальным уравнением

$$c \cdot (V_0 \cdot \tau - x) - P_0 = m \cdot \ddot{x}, \quad (2.12)$$

где c – приведенная жесткость системы инструмента в направлении оси координат ox , Н/м;

V_0 – скорость движения массы m (инструмента) в момент контакта с обрабатываемой деталью, м/с;

τ – время обработки, с.

С учетом начальных условий: $x(\tau = 0) = 0$; $\dot{x}(\tau = 0) = V_1$ решение дифференциального уравнения (2.12) примет вид:

$$x = \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{\text{ст}}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi) + V_0 \cdot \tau - x_{\text{ст}}, \quad (2.13)$$

где $k = \sqrt{c/m}$ – собственная частота системы, 1/с;

$x_{\text{ст}} = P_0 / c$ – статическое перемещение массы m от действия силы резания P_0 , м;

φ – сдвиг по фазе.

В подвижной системе координат для новой переменной $x' = V_0 \cdot \tau - x$ имеем

$$x' = x_{\text{ст}} - \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{\text{ст}}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (2.14)$$

Как видно, максимальное значение параметра x' достигается при условии $\sin(k\tau - \varphi) = -1$. Тогда зависимость (2.14) упростится:

$$x'_{\text{max}} = x_{\text{ст}} + \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + x_{\text{ст}}^2}. \quad (2.15)$$

Очевидно, параметр x'_{max} превышает $x_{\text{ст}}$ более чем в два раза. В случае $V_1 = V_0$ выполняется условие $x'_{\text{max}} = 2 \cdot x_{\text{ст}}$.

Случай $V_1 < V_0$ имеет место при нежестком креплении инструмента, когда в результате выборки люфтов в стыках в момент врезания происходит падение скорости движения инструмента от V_0 до V_1 . После чего скорость должна восстановиться до исходного значения V_0 в результате движения с ускорением. Это приводит к динамическим перегрузкам режущего инструмента. Наибольшее значение x'_{max} достигается при $V_1 = 0$, т.е. при полной остановке инструмента в момент врезания. Уменьшить x'_{max} можно за счет выполнения условия $V_1 = V_0$.

Решение дифференциального уравнения (2.12) при начальных условиях $x(0) = x_1$; $\dot{x}(0) = V_1$ имеет вид

$$x' = x_{\text{ст}} - \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + (x_{\text{ст}} - x_1)^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (2.16)$$

Максимальное значение x'_{\max} достигается при условии $\sin(k\tau - \varphi) = -1$:

$$x'_{\max} = x_{\text{ст}} + \sqrt{\frac{(V_1 - V_0)^2}{k^2} + (x_{\text{ст}} - x_1)^2}. \quad (2.17)$$

При условиях $V_1 = V_0$ и $x_1 = x_{\text{ст}}$ параметр $x'_{\max} = x_{\text{ст}}$, т.е. исключаются динамические перегрузки, действующие на режущий инструмент. Из этого следует, что при установлении режущей пластины на опорную поверхность инструмента, ее необходимо прижать с силой, равной или большей силы резания P_0 . Тогда выполняется условие $x_1 = x_{\text{ст}}$ и второе слагаемое в подкоренном выражении зависимости (2.17) равно нулю. В противном случае (т.е. при недостаточной жесткости крепления режущей пластинки, когда $x_1 < x_{\text{ст}}$) это приведет к возникновению в технологической системе дополнительной динамической нагрузки.

Аналогично изменится и первое слагаемое в подкоренном выражении зависимости (2.17). При недостаточной жесткости крепления режущей пластинки возникнет перепад скоростей $(V_1 - V_0)$, что приведет к возникновению дополнительной динамической нагрузки. Следовательно, при прерывистом резании необходимо обеспечить плотное прилегание режущей пластинки к опорной поверхности инструмента (резца). Это достигается, например, за счет применения односторонней режущей пластинки, у которой вторая сторона гладкая и может плотно прилегать к опорной поверхности резца. При этом необходимо обеспечить прижим пластинки к резцу с силой, равной или большей силы резания P_0 .

Проведенные экспериментальные исследования подтвердили правомочность полученного теоретического решения применительно к различным условиям прерывистого резания (обработка деталей с прерывистыми поверхностями, а также со сварочными швами). Например, установлено, что стойкость резца, оснащенного двухсторонней режущей твердосплавной пластинкой, по-видимому, из-за недостаточно плотного прилегания ее к опорной поверхности, была меньше стойкости резца, оснащенного односторонней режущей твердосплавной пластинкой.

Для уточнения решения в динамической модели необходимо учитывать контактную жесткость рабочей части инструмента c_1 , харак-

теризующую местные деформации инструмента. Поэтому в динамической модели (рис. 2.4,а) система инструмента представлена приведенной массой m , связанной с узлом крепления инструмента (суппортом) посредством упругого элемента жесткостью c .

В начальный момент врезания режущего инструмента в обрабатываемый материал контакт режущей кромки резца, движущегося со скоростью V_0 , массой m с неподвижной опорой b (деталью) осуществляется посредством упругого элемента жесткостью c_1 (рис. 2.4).

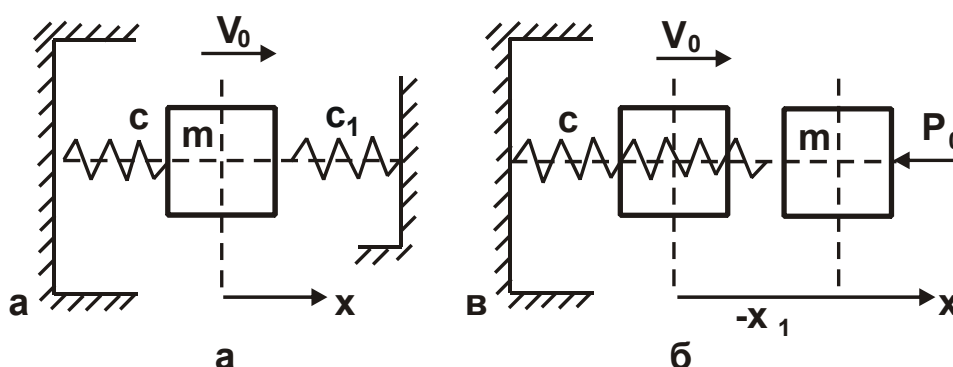


Рис. 2.4. Динамическая модель взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом: m – приведенная масса системы инструмента; c – жесткость упругого элемента, связывающего суппорт с резцом; c_1 – контактная жесткость, учитывающая местные деформации инструмента

Пружина c_1 начинает сжиматься, вызывая силу, действующую на массу m , в результате чего уменьшается скорость движения массы.

Скорость движения суппорта станка a неизменна, поэтому происходит сжатие пружины жесткостью c , которая, в свою очередь, действует на массу m . Таким образом, масса m воспринимает со стороны пружины жесткостью c_1 силу $c_1 \cdot x$ (где x – перемещение массы m), а со стороны пружины жесткостью c – силу $c(V_0 \tau - x)$, где τ – длительность контакта режущей кромки резца с металлом.

Такой характер нагружения массы m (резца) происходит до тех пор, пока сила сжатия пружины c_1 достигнет значения P_0 , равного силе резания P_z при установившемся процессе, после чего пружина c_1 будет находиться в сжатом состоянии силой P_0 , а масса m – будет подвергаться действию этой силы и совершать колебания, которые с течением времени затухают за счет действия диссипативных сил.

Уравнение движения массы m в начальный момент, пока усилие сжатия пружины c_1 достигнет силы P_0 , имеет вид:

$$c \cdot (V_0\tau - x) - c_1 \cdot x = m \cdot \ddot{x}. \quad (2.18)$$

Уравнение (2.18) можно преобразовать:

$$\ddot{x} + k_1^2 x = k^2 V_0 \tau, \quad (2.19)$$

где $k_1^2 = \frac{c + c_1}{m}$;

$$k^2 = \frac{c}{m}.$$

Решение уравнения (2.19) может быть частным и общим:

а) частное решение:

$$x = A_1 \cdot \tau, \quad (2.20)$$

после подстановки (2.20) в (2.19) имеем:

$$A_1 = \frac{k^2}{k_1^2} \cdot V_0; \quad (2.21)$$

б) общее решение:

$$x = A \cdot \sin k_1 \tau + B \cdot \cos k_1 \tau + \frac{k^2}{k_1^2} \cdot V_0 \cdot \tau. \quad (2.22)$$

Начальные условия для движения массы m :

$$\begin{cases} x(0) = 0 \\ \dot{x}(0) = V_0. \end{cases} \quad (2.23)$$

Подчиняя полученное решение (2.22) начальным условиям (2.23), получено:

$$1) B=0; \quad 2) A = \frac{1}{k_1} \cdot \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot V_0.$$

Окончательное решение уравнения (2.22):

$$x = \frac{V_0}{k_1} \cdot \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot \sin k_1 \tau + \frac{k^2}{k_1^2} \cdot V_0 \tau. \quad (2.24)$$

Зависимость определяет закон сжатия пружины жесткостью c_1 до выполнения условия $c_1 \cdot x = P_0$.

Величина сжатия пружины определяется:

$$x_1 = V_0 \tau - x = \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot V_0 \tau - \frac{V_0}{k_1} \cdot \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cdot \sin k_1 \tau. \quad (2.25)$$

При достижении условия $c_1 \cdot x = P_0$ расчетную схему можно представить в виде, показанном на рис. 2.4,б.

Уравнение движения массы m видоизменится:

$$c(V_0\tau - x) - P_0 = m\ddot{x}. \quad (2.26)$$

После преобразований зависимости (2.26), получено:

$$\ddot{x} - k^2x = k^2 \cdot V_0\tau - \frac{P_0}{m}. \quad (2.27)$$

Общее решение уравнения (2.27):

$$x = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + V_0\tau - x_{ст}, \quad (2.28)$$

где $x_{ст} = P_0 / c$.

Постоянные интегрирования A и B определяются из начальных условий:

$$1) \quad x(0) = -x_1(T) = \left[\left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) V_0 T - \frac{V_0}{k_1} \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \sin k_1 T \right] = x_1,$$

где T – время, соответствующее условию $c_1 \cdot x = P_0$;

2) для определения величины $\dot{x}(0)$ необходимо продифференцировать зависимость (2.24) по времени

$$\dot{x}(0) = V_0 \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \cos k_1 T + \frac{k^2}{k_1^2} V_0 = \dot{x}_1.$$

Тогда

$$A = \frac{\dot{x}_1 - V_0}{k}; \quad B = x_{ст} - x_1.$$

После подстановки значений A и B в зависимость (2.28), имеем:

$$x = \frac{x_1 - V_0}{k} \sin k\tau + (x_{ст} - x_1) \cos k\tau + V_0\tau - x_{ст}. \quad (2.29)$$

Зависимость (2.29) определяет путь, пройденный массой m .

Для определения сжатия x_d пружины жесткостью c необходимо использовать разность величин $V_0 \cdot \tau$ и x :

$$x_d = V_0\tau - x = -\frac{\dot{x}_1 - V_0}{k} \sin k\tau + (x_{ст} - x_1) \cos k\tau + x_{ст}$$

или

$$x_d = x_{ст} + \sqrt{\frac{(V_0 - \dot{x}_1)^2}{k^2} + (x_{ст} - x_1)^2} \sin(k\tau - \varphi). \quad (2.30)$$

Величина x_d принимает максимальное значение при условии $\sin(k\tau - \varphi) = 1$:

$$x_{d\max} = x_{ст} + \sqrt{\frac{(V_0 - \dot{x}_1)^2}{k^2} + (x_{ст} - x_1)^2}. \quad (2.31)$$

Зависимость (2.31) позволяет определить максимальную нагрузку, равную тангенциальной составляющей силы резания P_z в момент врезания режущего инструмента в обрабатываемый материал:

$$P_{z\max} = c \cdot x_{d\max} = P_{ст} + \sqrt{c \cdot m(V_0 - \dot{x}_1)^2 + (P_{ст} - c \cdot x_1)^2}. \quad (2.32)$$

Из зависимости (2.32) следует, что динамическая составляющая силы резания P_z всегда больше статической составляющей $P_{ст}$ на величину подкоренного выражения.

Физическая сущность второго слагаемого подкоренного выражения состоит в том, что, чем больше пружина c_1 сжимается в момент удара, тем значительнее степень диссипации энергии удара и тем меньше разность величин $(P_{ст} - c \cdot x_1)$ и $P_{z\max}$.

Таким образом показано, что влияние сжатия пружины x_1 на величину $P_{z\max}$ неоднозначно. Существует значение x_1 , при котором величина $P_{z\max}$ принимает минимальное значение.

Удар при резании, как видно, существенно отличается от свободного удара, когда наблюдается полное превращение кинетической энергии в потенциальную энергию. Благодаря большой инерционности привода суппорта станка, полного превращения кинетической энергии в потенциальную энергию здесь не происходит. Скорость движения приведенной массы m практически остается постоянной. Согласно зависимости (2.32), с учетом равенства скоростей $\dot{x} \cong V_0$, тангенциальная составляющая силы резания $P_{z\max} = 2P_{ст}$, т.е. в момент удара режущий инструмент испытывает двукратную динамическую перегрузку. При использовании более податливой конструкции суппорта с инструментом справедливо условие $(P_{ст} - c \cdot x_1) \rightarrow 0$ и соответственно

$$P_{z\max} = P_{ст} + \sqrt{c \cdot m(V_0 - \dot{x}_1)}. \quad (2.33)$$

Уменьшить тангенциальную составляющую силы резания $P_{z\max}$ можно за счет применения прочных пластичных инструментальных

материалов, допускающих достаточно большие перемещения x_1 и небольшой перепад скорости движения инструмента в момент врезания.

При креплении режущей пластинки к инструменту должно выполняться условие $c \cdot x_1 = P_{ст}$.

В научно-технической литературе приведены результаты экспериментальных исследований сил резания P_z в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал. Все они указывают, что динамическая составляющая P_z приблизительно в 2 раза больше статической составляющей этой силы, что подтверждает достоверность рассмотренной динамической модели. Так, в работе [12] приведены результаты измерения скорости движения инструмента и тангенциальной составляющей силы резания P_z при строгании. В момент врезания строгального резца (рис. 2.5,а) скорость его движения уменьшилась с 10 до 6 м/мин. Затем скорость восстановилась до исходного значения, что привело к всплеску тангенциальной составляющей силы резания.

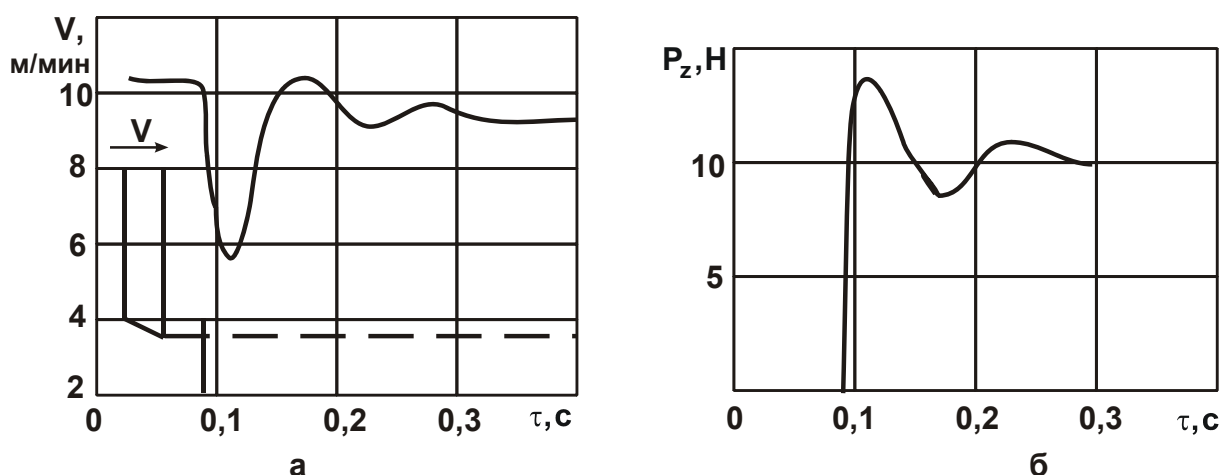


Рис. 2.5. Экспериментальные данные изменения скорости движения инструмента (а) и тангенциальной составляющей силы резания при строгании (б)

Динамическая составляющая силы резания P_z примерно в 1,4 раза больше статической составляющей этой силы (рис. 2.5,б).

Таким образом показано, что при строгании режущий инструмент испытывает значительные динамические перегрузки, которые приводят к снижению его работоспособности и которые необходимо учитывать в расчетах инструмента на прочность.

2.3. Уточненный расчет амплитуды колебаний при прерывистом резании

Для уточненного расчета амплитуды колебаний при прерывистом резании следует воспользоваться аналитическим решением, приведенным в работе [101]. Расчетная схема периодического воздействия импульсов на упругую систему показана на рис. 2.6.

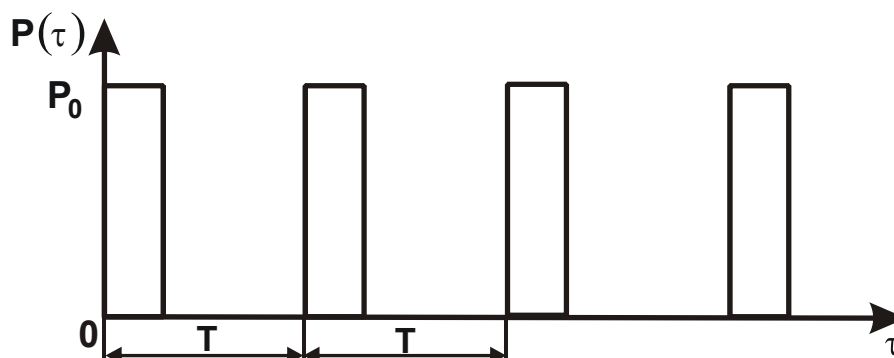


Рис. 2.6. Изменение периодической силы $P(\tau)$

Перемещение и скорость приведенной массы m в начальный момент времени равны y и \dot{y}_0 . До приложения следующего импульса система колеблется с собственной частотой k . Колебания системы описываются зависимостью:

$$y = y_0 \cdot \cos k\tau + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin k\tau. \quad (2.34)$$

Скорость перемещения массы m :

$$\dot{y} = -k \cdot y_0 \cdot \sin k\tau + \dot{y}_0 \cdot \cos k\tau. \quad (2.35)$$

Перемещение и скорость приведенной массы m в начале действия второго импульса, т.е. во время $\tau = T$, определяются зависимостями, исходя из зависимостей (2.34) и (2.35):

$$y_1 = y_0 \cdot \cos kT + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin kT; \quad (2.36)$$

$$\dot{y}_1 = -k \cdot y_0 \cdot \sin kT + \dot{y}_0 \cdot \cos kT. \quad (2.37)$$

В результате действия очередного импульса скорость мгновенно изменится на величину S/m (где S – значение импульса).

После второго импульса величина перемещения приведенных масс и скорости их движения определяется:

$$y_2 = y_1 = y_0 \cdot \cos kT + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin kT; \quad (2.38)$$

$$\dot{y}_2 = \dot{y}_1 + \frac{S}{m} = -k \cdot y_0 \cdot \sin kT + \dot{y}_0 \cdot \cos kT + \frac{S}{m}. \quad (2.39)$$

Импульсы вызывают периодические движения упругой системы с постоянным периодом. Поэтому величины y_2 и \dot{y}_2 соответственно равны y_0 и \dot{y}_0 :

$$y_2 = y_0 = y_0 \cdot \cos kT + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin kT; \quad (2.40)$$

$$\dot{y}_2 = \dot{y}_0 = -k \cdot y_0 \cdot \sin kT + \dot{y}_0 \cdot \cos kT + \frac{S}{m}. \quad (2.41)$$

Система уравнений (2.40) и (2.41) содержит две неизвестные величины: y_0 и \dot{y}_0 . Решая систему уравнений, получено:

$$y_0 = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{kT}{2}; \quad (2.42)$$

$$\dot{y}_0 = \frac{S}{2 \cdot m}. \quad (2.43)$$

С учетом $T = 2\pi/\omega$ (где ω – частота возмущающей силы) закон движения (2.34) массы m примет вид:

$$y = \frac{S \cdot \left[\sin k\tau + \operatorname{ctg} \left(\frac{\pi \cdot k}{\omega} \right) \cdot \cos k\tau \right]}{2 \cdot m \cdot k}. \quad (2.44)$$

Амплитуда колебаний определится:

$$A = \frac{S \cdot \sqrt{1 + \operatorname{ctg}^2 \left(\frac{\pi \cdot k}{\omega} \right)}}{2 \cdot m \cdot k} = \frac{S}{\left[2 \cdot m \cdot k \cdot \left| \sin \left(\frac{\pi \cdot k}{\omega} \right) \right| \right]}. \quad (2.45)$$

Дробь $S/(m \cdot k)$ является максимальным отклонением режущей кромки инструмента, вызванным однократным импульсом. Выражение

$$\beta = \frac{1}{2 \cdot \left| \sin \frac{\pi \cdot k}{\omega} \right|} \quad (2.46)$$

служит коэффициентом, отражающим влияние повторяемости импульсов. На рис. 2.7 показано изменение коэффициента β в зависимости от отношения частот ω/k .

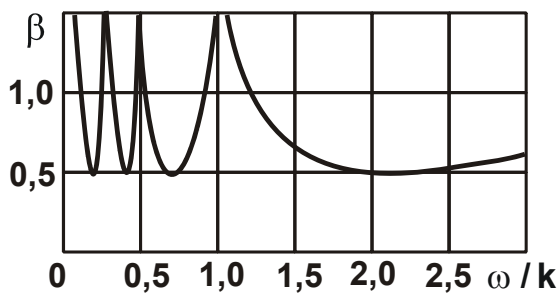


Рис. 2.7. Зависимость коэффициента β от отношения частот ω/k

При совпадении вынужденной ω и собственной k частот или их кратности ($k = n \cdot \omega$, где $n = 1, 2, \dots$) возникает резонанс. Из зависимости (2.46) видно, что $\beta_{\min} = 0,5$.

Минимальное значение амплитуды колебаний A_{\min} при условии $\left| \sin \frac{\pi \cdot k}{\omega} \right|$ с учетом $S = P_0 \cdot \tau$ и

$k = \sqrt{c/m}$ определяется зависимостью:

$$A_{\min} = 0,5 \cdot A_{\text{ст}} \cdot \tau \cdot k, \quad (2.47)$$

где P_0 – сила, Н;

τ – время действия силы, с;

c – жесткость технологической системы, Н/м;

$A_{\text{ст}} = P_0 / c$ – перемещение массы m , соответствующее статическому приложению силы P_0 , м;

С учетом условия $k = 2\pi / T$ зависимость (2.47) примет вид:

$$A_{\min} = A_{\text{ст}} \cdot \frac{\pi \cdot \tau}{T}, \quad (2.48)$$

где T – период собственных колебаний, м.

Значение A_{\min} зависит от отношения $\pi \cdot \tau / T$. При малой жесткости технологической системы период собственных колебаний системы относительно большой. Следовательно, уменьшая время τ (при условии $\pi \cdot \tau / T \ll 1$), можно существенно уменьшить амплитуду колебаний A_{\min} . Это эквивалентно повышению динамической жесткости системы. Поэтому, при кратковременном действии импульсов определенной продолжительности τ можно практически исключить упругие перемещения системы, приблизив фактическую производительность обработки к номинальной производительности. Например, при этих условиях режущие зерна шлифовального круга внедряются в металл на большую глубину. Создаются условия ударно-циклического взаимодействия связки шлифовального круга с обрабатываемой материалом, что способствует протеканию процесса самозатачивания и повышению стойкости и режущей способности абразивно-алмазных инструментов. Поэтому процессы абразивной обработки с использовани-

ем высокочастотных (ультразвуковых) колебаний получили широкое практическое применение.

Возбудить высокочастотные колебания при шлифовании можно путем применения прерывистых кругов [162; 163]. Длину рабочего выступа прерывистого круга следует выбирать в соответствии с длительностью контакта τ , вытекающей из зависимости (2.48).

2.4. Влияние динамики процесса резания на точность обработки

Неравномерность снимаемого припуска по диаметру, неуравновешенность вращающихся масс станка и другие факторы вызывают колебания сил резания и возникновение вынужденных колебаний в технологической системе. При этих условиях снижается точность обработки. Для управления точностью обработки необходимо в общем виде установить функциональную связь динамических параметров процесса резания с амплитудой колебаний режущей кромки инструмента [137].

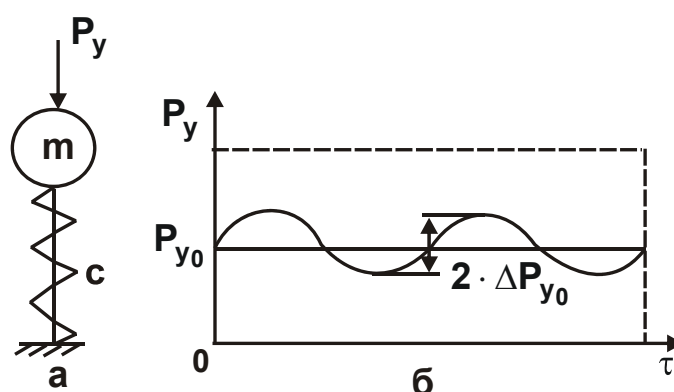


Рис. 2.8. Схема одномассовой динамической модели и ее гармонические колебания

Для определения статических и динамических характеристик упругой системы станка необходимо представить обрабатываемую деталь в виде одномассовой динамической модели (рис. 2.8,а) с изменяющейся по синусоидальному закону радиальной составляющей силы резания P_y (рис. 2.8,б).

Гармонические колебания одномассовой динамической модели можно описать дифференциальным уравнением вида:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_{y_0} + \Delta P_{y_0} \cdot \sin \omega \tau, \quad (2.49)$$

где m и c – приведенные масса и жесткость системы;

\ddot{y} – ускорение движения массы m ;

P_{y_0} – статическая составляющая силы P_y ;

ΔP_{y_0} – амплитуда колебаний силы P_y ;

ω – частота колебаний.

Решение дифференциального уравнения (2.49) имеет вид:

$$y = \frac{P_{y_0}}{c} + \frac{\Delta P_{y_0}}{(k^2 - \omega^2) \cdot m} \cdot \sin \omega \psi, \quad (2.50)$$

где $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$ – собственная частота колебаний системы.

Установлено, что при условии $k > \omega$ роль динамики несущественна; при условии $k \rightarrow \omega$ амплитуда колебаний неограниченно увеличивается за счет второго слагаемого зависимости (2.50), которое

можно представить в виде: $\frac{y_{ст}}{\left(1 - \frac{\omega^2}{k^2}\right)} \cdot \sin \omega \psi$, где $y_{ст} = \Delta P_{y_0} / c$ (рис. 2.9).

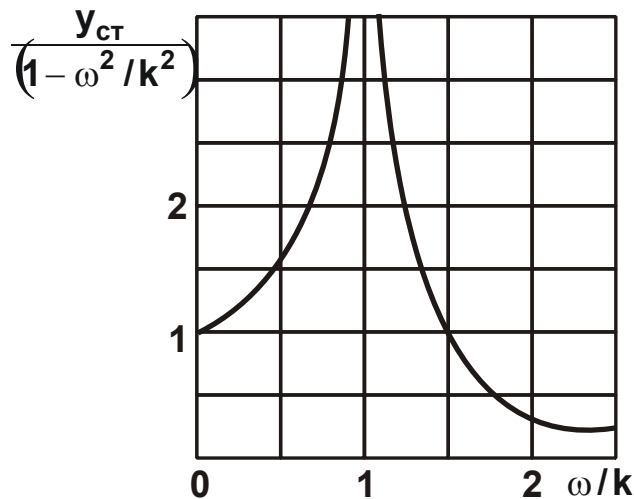


Рис. 2.9. Зависимость величины $\frac{y_{ст}}{\left(1 - \frac{\omega^2}{k^2}\right)}$ от отношения ω/k

В работе [101] показано, что резонансные явления проявляются не сразу, а через определенный промежуток времени. Это вытекает из обобщенного интеграла при условии $\omega = k$ (для второго слагаемого зависимости (2.50)):

$$y = \frac{\Delta P_{y0}}{m \cdot k} \cdot \int_0^{\tau} \text{sink} t_1 \cdot \text{sink}(\tau - t_1) \cdot dt_1, \quad (2.51)$$

где t_1 – новая переменная ($0 < t_1 < \tau$).

После вычисления интеграла (2.51) получено:

$$y = y_{\text{ст}} (\text{sink} \tau - k\tau \cdot \text{cosk}\tau). \quad (2.52)$$

Как видно, амплитуда колебаний y с течением времени увеличивается по линейному закону и через определенное время обращается в бесконечность. Поэтому при непродолжительной обработке в резонансном режиме можно избежать возникновения погрешностей.

При условии $\omega > k$ в резонансной области амплитуда колебаний уменьшается и при условии $\omega > \sqrt{2} \cdot k$ второе слагаемое в зависимости (2.50) становится меньше единицы. В этом случае упругая система не успевает среагировать на высокочастотные изменения силы ΔP_{y0} и вызвать перемещение системы, равное статическому перемещению $y_{\text{ст}}$.

При прерывистом шлифовании на массу m действует импульс силы P_{y0} в течение короткого промежутка времени τ . Амплитуда колебаний определяется из зависимости (2.52) с учетом силы P_y :

$$y = 2y_{\text{ст}} \cdot \sin \frac{k\tau_1}{2} \cdot \text{sink} \left(\tau - \frac{\tau}{2} \right), \quad (2.53)$$

где $y_{\text{ст}} = \Delta P_{y0} / c$.

Максимальное значение амплитуды колебаний y_{max} равно:

$$y_{\text{max}} = 2y_{\text{ст}} \cdot \sin \frac{k\tau_1}{2}. \quad (2.54)$$

Отношение $y_{\text{max}} / y_{\text{ст}}$ называется коэффициентом динамичности μ и принимает значения [51], приведенные в табл. 2.1.

Таблица 2.1

Расчетные значения коэффициента динамичности μ

τ_1 / T	0	0,01	0,02	0,03	0,05	0,1	0,15	0,25	0,5
μ	0	0,062	0,126	0,188	0,313	0,618	0,708	1,413	2,0

При малых значениях τ_1 / T (меньше 0,15) коэффициент динамичности меньше единицы. Динамические перемещения в этой области меньше статических перемещений. С увеличением τ_1 / T коэффи-

циент динамичности увеличивается и при условии $\tau_1/T = 0,5$ достигает значения $\mu = 2,0$.

Динамика резания, как видно из приведенных данных, связана с временем контакта режущего инструмента с деталью.

Согласно зависимости (2.63) повысить точность можно за счет увеличения собственной частоты колебаний k , уменьшая значение $\sin \frac{k\tau_1}{2}$. С другой стороны, уменьшить τ_1 можно за счет увеличения скорости движения детали или инструмента (в зависимости от вида обработки). Эффект снижения амплитуды колебаний (ниже статического значения) при условии $\tau_1/T < 0,15$ аналогичен эффекту снижения амплитуды колебаний в резонансной области $\omega > \sqrt{2} \cdot k$.

2.5. Динамическая модель процесса прерывистого шлифования

Динамическую модель процесса прерывистого шлифования можно представить в виде одномассовой системы m , связанной с неподвижной опорой посредством пружины жесткостью c [2]. На массу m в течение времени τ_1 действует импульсивная нагрузка $P(\tau)$, равная радиальной составляющей силы резания (рис. 2.10), где τ_1 – период контакта рабочего выступа прерывистого круга с обрабатываемой деталью, с; τ_2 – период прерывания процесса шлифования при прохождении впадины круга над зоной контакта, с.

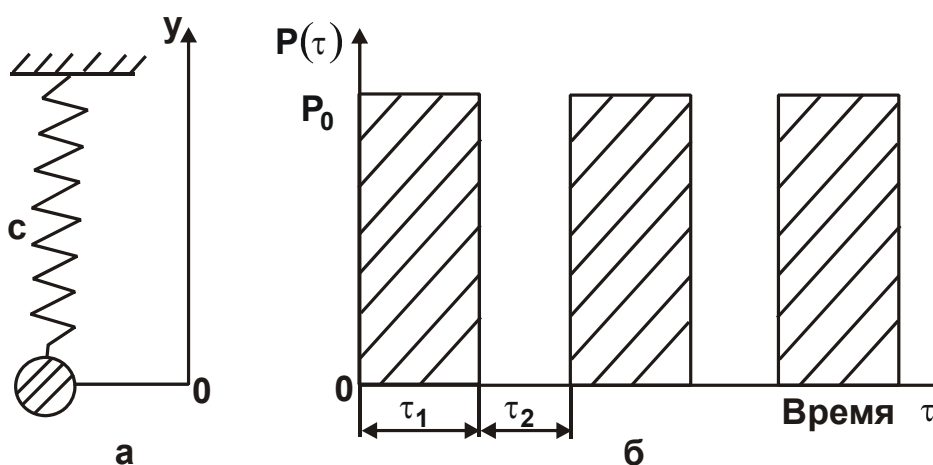


Рис. 2.10. Одномассовая колебательная система (а) и периодическое силовое воздействие шпиндельного узла (б)

Колебательное движение массы m на участке $(0, \tau_1)$ описывается дифференциальным уравнением:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_0, \quad (2.55)$$

на участке (τ_1, τ_2) – дифференциальным уравнением:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = 0, \quad (2.56)$$

где y – упругое перемещение массы m под действием импульсивной нагрузки $P(\tau)$ в радиальном к кругу направлении, м.

Решение дифференциального уравнения (2.55) имеет вид:

$$y_1 = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + y_{\text{ст}}, \quad (2.57)$$

где $k = \sqrt{c/m}$ – собственная частота системы, Гц;

$y_{\text{ст}} = P_0/c$ – статическое перемещение массы m под действием силы P_0 , м.

Решая дифференциальное уравнение (2.56), получено:

$$y_2 = C \cdot \sin k\tau + D \cdot \cos k\tau. \quad (2.58)$$

Неизвестные постоянные интегрирования A, B, C, D , входящие в зависимости (2.57) и (2.58), определяются из четырех начальных условий:

$$\begin{cases} y_1(0) = y_2(\tau_2); \\ \dot{y}_1(0) = \dot{y}_2(\tau_2); \end{cases} \quad (2.59)$$

$$\begin{cases} y_1(\tau_1) = y_2(\tau_1); \\ \dot{y}_1(\tau_1) = \dot{y}_2(\tau_1). \end{cases} \quad (2.60)$$

Подчиняя решения (2.57) и (2.58) начальным условиям (2.59) и (2.60), получена система уравнений для определения постоянных A, B, C, D :

$$\begin{cases} y_{\text{ст}} + B = C \cdot \sin k\tau_2 + D \cdot \cos k\tau_2; \\ A \cdot k = C \cdot k \cdot \cos k\tau_2 - D \cdot k \cdot \sin k\tau_2; \\ y_{\text{ст}} + A \cdot \sin k\tau_1 + B \cdot \cos k\tau_1 = C \cdot \sin k\tau_1 + D \cdot \cos k\tau_1; \\ A \cdot k \cdot \cos k\tau_1 - B \cdot k \cdot \sin k\tau_1 = C \cdot k \cdot \cos k\tau_1 - D \cdot k \cdot \sin k\tau_1. \end{cases} \quad (2.61)$$

Разрешая первое и второе уравнения системы (2.61) относительно постоянных A, B , и подставляя полученные выражения для определения A и B в третье и четвертое уравнения системы (2.61), установлена система уравнений для определения постоянных C и D :

$$C \cdot [\sin k(\tau_1 + \tau_2) - \sin k\tau_1] + D \cdot [\cos k(\tau_1 + \tau_2) - \cos k\tau_1] = \\ = y_{\text{ст}} \cdot \cos k\tau_1 - y_{\text{ст}}; \quad (2.62)$$

$$C \cdot [\cos k(\tau_1 + \tau_2) - \cos k\tau_1] - D \cdot [\sin k(\tau_1 + \tau_2) - \sin k\tau_1] = -y_{\text{ст}} \cdot \sin k\tau_1. \quad (2.63)$$

После преобразований получено:

$$C = y_{\text{ст}} \cdot \frac{\sin k \frac{\tau_1}{2} \cdot \sin k \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{2}}{\sin k \frac{\tau_2}{2}}; \quad (2.64)$$

$$D = y_{\text{ст}} \cdot \frac{\sin k \frac{\tau_1}{2}}{\cos k \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} \cdot \sin k \frac{\tau_2}{2}} \times \\ \times \left[\cos k \frac{\tau_1}{2} - \sin k \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{2} \cdot \sin k \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} \right]. \quad (2.65)$$

Постоянные интегрирования A и B определяются из уравнений:

$$A = C \cdot \cos k\tau_2 + D \cdot \sin k\tau_2; \quad (2.66)$$

$$B = C \cdot \sin k\tau_2 + D \cdot \cos k\tau_2 - y_{\text{ст}}. \quad (2.67)$$

Таким образом, получено полное решение дифференциальных уравнений (2.55) и (2.56).

Из зависимостей (2.64) и (2.65) следует, что при условиях

$$\sin k \frac{\tau_2}{2} = 0 \quad \text{и} \quad \cos k \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = 0$$

постоянные C и D, а, следовательно, постоянные A и B стремятся к бесконечности. Это означает, что при этих условиях в системе наступает ударный резонанс (параметры $y_1 \rightarrow \infty$, $y_2 \rightarrow \infty$). Определим условия ударного резонанса:

1. Условие $\sin k \frac{\tau_2}{2} = 0$ выполняется при значениях $k \frac{\tau_2}{2} = \pi \cdot n$, где $n = 1, 2, \dots, \infty$, откуда:

$$\tau_2 = \frac{2\pi \cdot n}{k}. \quad (2.68)$$

2. Условие $\cos k \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = 0$ выполняется при $k \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = \frac{\pi}{2} + \pi \cdot n$, откуда

$$2\tau_1 + \tau_2 = \frac{\pi \cdot (1 + 2n)}{k}. \quad (2.69)$$

Из полученных зависимостей (2.68) и (2.69) следует, что существует бесконечное множество резонансных состояний системы, которые определяются параметрами τ_1 и τ_2 , т.е. зависят от продолжительности контакта режущего выступа круга и времени прерывания процесса шлифования за период прохождения впадины прерывистого круга над зоной контакта.

Это указывает на то, что процесс прерывистого шлифования имеет множество неустойчивых областей и требует правильного выбора параметров τ_1 и τ_2 , определяемых из условия обеспечения оптимальной амплитуды колебаний. Регулировать устойчивость процесса прерывистого шлифования можно также за счет параметра $k = \sqrt{c/m}$ путем изменения конструкции шпиндельного узла [31].

Следует отметить, что приведенное решение получено без учета диссипативных сил. Поэтому значения параметров A , B , C , D , а также параметров y_1 и y_2 одинаковы для всех значений $n = 0, 1, 2, \dots, \infty$. В действительности, за счет диссипативных сил значения указанных параметров с увеличением n будут уменьшаться. Следовательно, с увеличением n амплитуда колебаний в резонансном режиме будет небольшой, и процесс шлифования будет протекать в достаточно устойчивом режиме. Опасными с точки зрения интенсивных колебаний будут режимы, характеризующиеся небольшими значениями n . Исходя из этого, наиболее эффективным средством снижения колебаний в неустойчивых зонах при прерывистом шлифовании следует рассматривать увеличение диссипативных сил с помощью различных гасителей колебаний.

2.6. Физическая сущность и эффективность вибрационного резания

Как показано выше, возникающие вибрации при резании материалов отрицательно влияют на показатели обработки: стойкость режущего инструмента снижается, а качество обработки ухудшается. При достижении определенного уровня амплитуды колебаний инструмента процесс резания практически неосуществим. В настоящее время раз-

работаны эффективные средства для устранения самовозбуждающихся колебаний при резании.

Вместе с тем, как показывает опыт, наложение на режущий инструмент высокочастотных колебаний (от специального источника колебаний) позволяет повысить эффективность процесса резания. Например, экспериментально установлено, что применение вибрационного резания обеспечивает повышение стойкости режущего инструмента, качества и точности обработки [61]. В чем же состоит физический эффект вибрационного резания? По данным крупного японского специалиста Д. Кумабэ [61], сила резания при вибрационном резании в 3 ... 10 раз меньше, чем при обычном резании (колебания резца происходят в направлении скорости резания). Объясняется это тем, что в результате кратковременного воздействия силы резания резец не успевает получить перемещение, соответствующее статическому действию этой силы. В отличие от традиционной зависимости между силой P и перемещением x :

$$x = \frac{P}{c} \quad (2.70)$$

в условиях ударного взаимодействия резца с обрабатываемым материалом справедлива другая зависимость:

$$x = \frac{\tau}{T} \cdot \frac{P}{c}, \quad (2.71)$$

где c – приведенная жесткость резца, Н/м;

T – период колебаний резца, с;

τ – время контакта резца с обрабатываемым материалом (в течение периода колебаний), с.

Отношение τ/T выполняет роль коэффициента динамичности. Очевидно, чем меньше отношение τ/T , тем меньше перемещение x и больше динамический эффект. Следовательно, уменьшая отношение $\tau/T \rightarrow 0$, можно практически исключить перемещение $x \rightarrow 0$, т.е. резец колеблется относительно исходного состояния (без приложения силы). Это позволяет как-бы исключить упругие перемещения в технологической системе и добиться идеальной точности обработки. Сделанный вывод согласуется с экспериментальными данными – при вибрационном резании действительно достигается чрезвычайно высокая точность обработки.

Необходимо отметить, что силу резания Д. Кумабэ определял на основе экспериментально установленной величины упругого перемещения x , которая была в 3 ... 10 раз меньше, чем при обычном резании. Если воспользоваться зависимостью (2.70), то сила резания P будет так же в 3 ... 10 раз меньше, чем при обычном резании. Если же расчет производить по зависимости (2.71) с учетом отношения τ/T , то сила P может быть такой же, как и при обычном резании. Следовательно, эффект вибрационного резания может быть обусловлен не уменьшением силы P , а уменьшением перемещения x . По данным Д. Кумабэ, отношение τ/T в опытах устанавливалось равным 0,1, т.е. время контакта резца с обрабатываемым материалом было в 10 раз меньше периода колебаний резца. Это может быть подтверждением сделанного предположения о том, что значения силы резания P при вибрационном и обычном резании близки.

Опытами установлено, что при вибрационном резании температура меньше, чем при обычном резании. На первый взгляд может показаться, что это связано с уменьшением силы резания P . Однако возможна и другая причина. Как известно, при взаимодействии резца с обрабатываемым материалом под действием силы P температура достигает своего максимального значения не сразу, а через определенный промежуток времени. Если время взаимодействия резца с материалом при вибрационном резании меньше этого промежутка времени, то температура будет меньше максимального значения, достигаемого при обычном резании. В этом состоит тепловой эффект вибрационного резания.

Уменьшение температуры приводит к повышению стойкости инструмента и качеству обработки. Таким образом, температурно-силовой эффект вибрационного резания может быть связан с инерционностью тепловых и механических процессов при резании, в результате чего (в силу кратковременного взаимодействия резца с обрабатываемым материалом) температура и упругое перемещение резца не успевают получить значения, соответствующие статическому приложению силы P .

Указанный эффект будет иметь место в том случае, если отношение τ/T значительно меньше единицы. Для этого необходимо выполнить условие

$$V < 2 \cdot \pi \cdot a \cdot f, \quad (2.72)$$

где V – скорость резания, м/с;

a, f – соответственно амплитуда и частота колебания образца.

В своей работе [61] Д. Кумабэ приводит большое количество экспериментальных графиков, показывающих, что эффект вибрационного резания достигается при условии (2.72). При превышении скорости резания, определяемой неравенством (2.72), вибрационное резание практически не отличается от обычного резания (рис. 2.11).

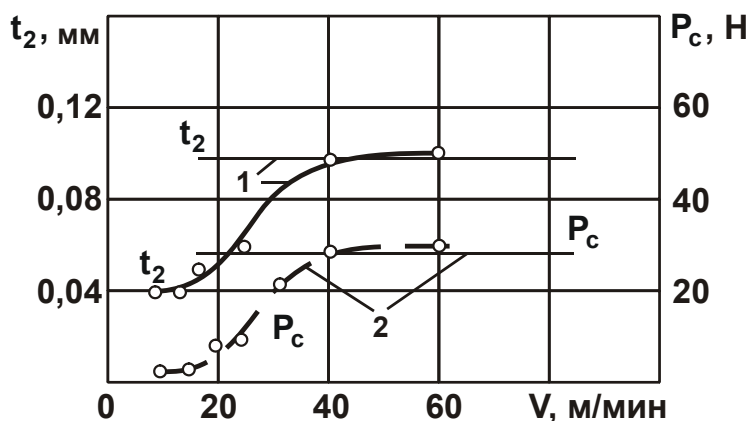


Рис. 2.11. Зависимость главной составляющей силы резания P_c

и толщины стружки t_2 от скорости резания V :

частота колебаний – 20 кГц; амплитуда колебаний – 45 мкм;

передний угол – 30° ; подача (глубина резания) – 0,03 мм/об.;

1 – обычное резание; 2 – вибрационное резание

Важной особенностью вибрационного резания является уменьшение толщины стружки (соответственно коэффициента усадки стружки и увеличение условного угла сдвига материала β (рис. 2.12)). Согласно известной формулы проф. Зворыкина К. А. [27]:

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \varphi}{2}, \quad (2.73)$$

угол сдвига β определяется передним углом инструмента γ и углом трения на передней поверхности инструмента φ : чем меньше угол трения φ , тем больше угол сдвига β . Из этого можно предположить, что увеличение угла сдвига β и улучшение условий стружкообразования при вибрационном резании связано с уменьшением угла трения φ (или коэффициента трения $f_0 = \operatorname{tg} \varphi$ на передней поверхности инструмента). Увеличение угла сдвига β , как известно, приводит к уменьше-

нию силы резания. Следовательно, при вибрационном резании возможно уменьшение силы резания за счет снижения трения на передней поверхности инструмента.

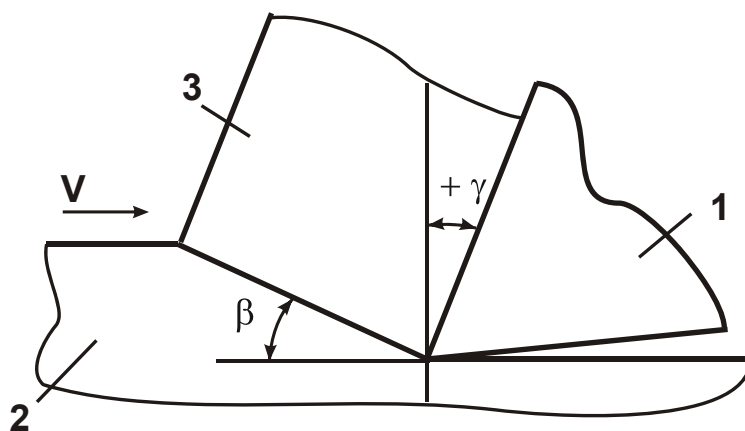


Рис. 2.12. Расчетная схема параметров процесса резания: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка

Здесь важно раскрыть причину возможного уменьшения коэффициента трения. В связи с тем, что длительность контакта инструмента с обрабатываемым материалом составляет всего 0,1 периода колебания инструмента, фактическая линейная скорость металла будет в 10 раз больше скорости резания. Соответственно, скорость перемещения стружки по передней поверхности инструмента будет приблизительно в 10 раз превышать скорость резания. По сути, происходит переход в область высокоскоростного резания. С увеличением скорости резания, как известно, уменьшается коэффициент трения.

Несмотря на одинаковый уровень фактической скорости резания при высокоскоростном и вибрационном резании, между двумя методами обработки существует различие, связанное с различной длительностью контакта инструмента с обрабатываемым материалом. В результате периодического характера взаимодействия инструмента с материалом при вибрационном резании температура будет меньше, чем при высокоскоростном резании, что подтверждается экспериментально [61]. Сделанные выводы позволяют окончательно сформулировать физическую сущность эффекта вибрационного резания. Во-первых, это инерционность тепловых и механических процессов при резании (как показано выше). Во-вторых, – снижение интенсивности силового воздействия на передней поверхности инструмента.

Для нормального протекания процесса вибрационного резания кинетической энергии инструмента (за один период его колебаний) должно быть достаточно для деформирования обрабатываемого материала на величину $l = \alpha \cdot a$, где a – амплитуда колебаний; α – безразмерный коэффициент.

Кинетическая энергия колеблющегося инструмента равна:

$$W = \frac{m \cdot V_0^2}{2}, \quad (2.74)$$

где m – приведенная масса резца, кг;

$$V_0 = \frac{4a}{T} = \frac{2a \cdot f}{\pi} \text{ – средняя скорость колебаний инструмента, м/с;}$$

f – частота колебаний.

Принимая кинетическую энергию W равной работе резания $P \cdot l$, получено:

$$l = \frac{m \cdot V_0^2}{2P} = \frac{2 \cdot m \cdot a^2 \cdot f^2}{\pi^2 \cdot P}. \quad (2.75)$$

Чем больше перемещение l при заданных значениях амплитуды и частоты колебаний, тем меньше сила резания P и выше эффект вибрационного резания.

Из зависимости (2.75) вытекает важный вывод, связанный с возможностью реализации при вибрационном резании достаточно больших значений силы резания P , которые при обычном резании практически неосуществимы. Это открывает новые перспективы резания труднообрабатываемых материалов, а также существенного увеличения производительности обработки за счет увеличения площади поперечного сечения среза (толщины и ширины среза). Пожалуй, эффект реализации больших значений силы P следует рассматривать основным при вибрационном резании. Именно этим можно объяснить высокую результативность вибрационного резания труднообрабатываемых материалов, установленную профессором Подураевым В. Н. [105 – 107] и другими исследователями.

Исходя из зависимости (2.75), увеличивая массу m и скорость V_0 , можно для достаточно больших значений силы резания P обеспечить перемещение l , тогда как реализовать это условие при обычном резании практически невозможно. Наглядным примером может быть забивание свай в землю, которое осуществляется исключительно динами-

ческим методом (ударом), или разрушение твердых пород с помощью отбойного молотка (вибрационного устройства).

2.7. Управление динамикой процесса шлифования

При шлифовании деталей с недостаточной жесткостью крепления на станке фактическая производительность обработки может быть меньше номинальной (определяемой параметрами режима шлифования, устанавливаемыми на станке) до 5-ти и более раз вследствие возникновения упругих перемещений в технологической системе. Увеличить фактическую производительность обработки можно повышением режущей способности круга и жесткости технологической системы, а также за счет ударно-циклического взаимодействия круга с обрабатываемой деталью, реализуя эффект запаздывания упругих перемещений системы от действия кратковременной силы в связи с инерционностью элементов системы.

Величина упругого перемещения обрабатываемой детали при этом определяется зависимостью (2.7). Как видно, с уменьшением времени взаимодействия круга с обрабатываемой деталью величина упругого перемещения системы уменьшается. Полученная зависимость (2.6) также позволяет сделать важный вывод, связанный с тем, что в начальный момент контакта обрабатываемого элемента детали с кругом происходит запаздывание перемещения массы m от действия импульса силы. Об этом свидетельствует присутствие в зависимости (2.6) множителя $(1 - \cos k\tau)$. В силу инерционности системы масса m не успевает среагировать на импульс силы и получить упругое перемещение, соответствующее статическому значению этой силы, т.е. шлифование в начальный период контакта происходит практически без возникновения упругого перемещения.

Следовательно, при одном и том же значении силы резания P_y с уменьшением времени ее действия величина упругого перемещения системы уменьшается и приближает фактическую производительность обработки к номинальной производительности. При определенных значениях времени действия силы резания P_y фактическая и номинальная производительности обработки станут приблизительно одинаковыми. Этим можно практически исключить "отжатия" в технологической систе-

ме (обеспечивая полный съём подводимого в зону резания обрабатываемого материала) и существенно повысить точность обработки.

Реализовать ударно-циклический характер взаимодействия круга с деталью можно, например, за счет использования прерывистого круга [163], состоящего из чередующихся рабочих выступов и впадин. Частота контактов рабочих выступов круга с деталью ω определяется:

$$\omega = \frac{2 \cdot V_{\text{кр}}}{D_{\text{кр}}} \cdot n, \quad (2.76)$$

где $V_{\text{кр}}$ – скорость круга, м/с;

$D_{\text{кр}}$ – диаметр круга, м;

n – число рабочих выступов круга.

Обычно на практике эффект прерывистого шлифования связывают с уменьшением температуры резания за счет исключения теплового насыщения поверхностных слоев обрабатываемой детали.

В действительности возможности прерывистого шлифования значительно шире: за счет ударно-циклического характера взаимодействия прерывистого круга с деталью и возникающего динамического эффекта увеличивается динамическая жесткость системы, что приводит к повышению производительности обработки при одновременном улучшении качества обрабатываемой поверхности.

Для реализации ударно-циклического характера взаимодействия круга с деталью с высокой частотой ω можно использовать ультразвуковые колебания круга, возбуждаемые специальным генератором ультразвуковых колебаний (ультразвуковой головкой) [26]. Для обеспечения прерывистости контакта круга с деталью амплитуда ультразвуковых колебаний должна быть соизмерима с максимальной толщиной среза отдельным зерном круга, т.е. должна изменяться в пределах 5 ... 20 мкм. Тогда в первой половине периода колебаний будет происходить съём материала, а во второй – зерна выйдут из контакта с обрабатываемым материалом.

Ультразвуковые колебания эффективно накладывают на круг в направлении наибольших перемещений детали (в радиальном направлении или под некоторым углом к радиальному направлению). Наряду с увеличением производительности обработки, ударно-циклический контакт круга с деталью (за счет уменьшения упругих переме-

щений в технологической системе) позволяет повысить точность обработки. Поэтому высокочастотные колебания эффективно использовать на доводочных операциях алмазно-абразивной обработки, в частности, на операциях хонингования и притирки.

Эффект ударно-циклического взаимодействия круга с деталью имеет также место при шлифовании изделий с прерывистыми поверхностями (круглое наружное шлифование многолезвийных инструментов и т.д.). В этом случае контакт круга с деталью может быть непрерывным или периодическим в зависимости от типа круга, конструкции обрабатываемой детали и глубины резания t [126].

С целью изучения характера контакта в процессе круглого наружного шлифования многолезвийных инструментов проанализированы стандартные конструкции разверток, шлицевых протяжек, зенкеров для диаметра 10 ... 100 мм, а также цилиндрических и дисковых фрез диаметром 20 ... 315 мм. С учетом диаметра инструмента, числа зубьев и их ширины определяется угол φ между двумя соседними зубьями для каждого типоразмера многолезвийного инструмента. Установлено, что размер инструмента колеблется от $17^{\circ}50'$ до 110° и наименьшее значение имеет место для разверток $d=70$ мм и дисковых фрез $d=315$ мм.

Для определения минимальной глубины резания t_{\min} , при которой контакт между кругом и обрабатываемой деталью (инструментом) будет непрерывным, т.е. в контакте с кругом будут находиться два смежных зуба детали, следует рассмотреть схему круглого наружного шлифования (рис. 2.13).

В соответствии с приведенными в работе [126] данными принято: $t = y_1 + y_2$, где $y_1 = rt/(R+r)$. Для круга формы ЧК при условии $R \rightarrow \infty$ имеем $y_1 = 0$; $t = y_2 = t_{\min}$.

Из условия $\frac{d}{2} \cdot \cos \frac{\varphi}{2} = \frac{d}{2} - t_{\min}$, получено:

$$t_{\min} = \frac{d}{2} \cdot \left(1 - \cos \frac{\varphi}{2} \right). \quad (2.77)$$

Выражая угол φ через параметры обрабатываемой детали

$$\varphi = \frac{2\pi}{k} - \frac{2a}{d}, \quad (2.78)$$

окончательно установлено:

$$t_{\min} = \frac{d}{2} \cdot \left(1 - \cos \left(\frac{\pi}{k} - \frac{a}{d} \right) \right), \quad (2.79)$$

где k – число зубьев инструмента;
 a – ширина зуба инструмента, м.

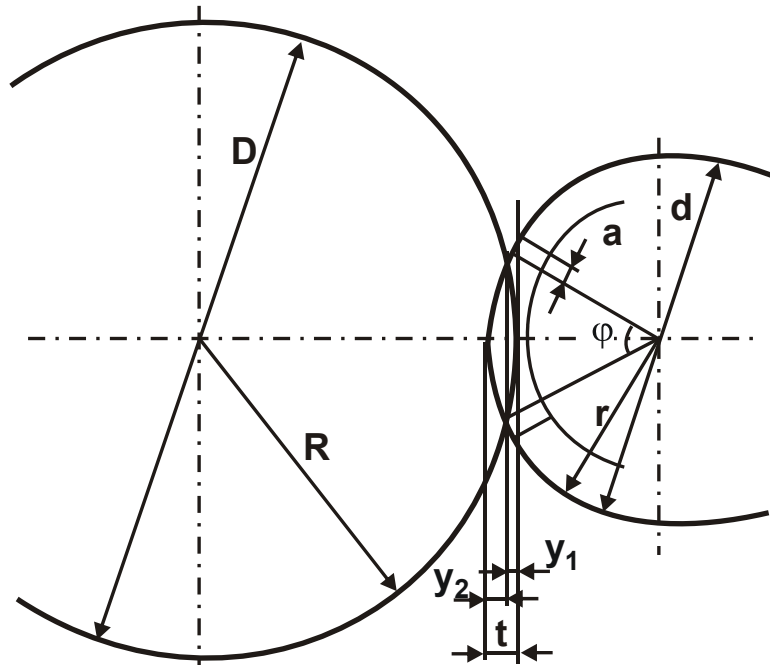


Рис. 2.13. Расчетная схема круглого наружного шлифования режущего многолезвийного инструмента

Значения t_{\min} составляют для шлицевых протяжек 0,013 мм, для зенкеров 1,5 мм, для разверток 0,2 мм, для фрез 0,44 мм. Указанные значения t_{\min} превышают глубины резания, фактически применяемые при круглом наружном шлифовании многолезвийных инструментов кругами из синтетических сверхтвердых материалов [47 – 49]. Поэтому особенностью этого процесса является прерывистый характер контакта круга с обрабатываемой деталью (многолезвийным инструментом), поскольку в контакте с кругом находится лишь один зуб детали.

В результате периодических импульсов, вызванных взаимодействием зубьев детали с кругом, технологическая система совершает вынужденные колебания. Для оценки динамичности технологической системы расчетным путем в соответствии с методами теории колебаний установлено влияние скорости детали $V_{\text{дет}}$ и ширины a зуба детали (ножа обрабатываемого инструмента) на уровень колебаний системы "деталь" (представленной в виде консольно-закрепленного

стержня, нагруженного на конце сосредоточенной периодически изменяющейся силой P_0), как менее виброустойчивого элемента [126]. Результаты численного расчета представлены на рис. 2.14 в виде амплитудно-частотных характеристик системы "деталь" для $P_0 = 10$ Н.

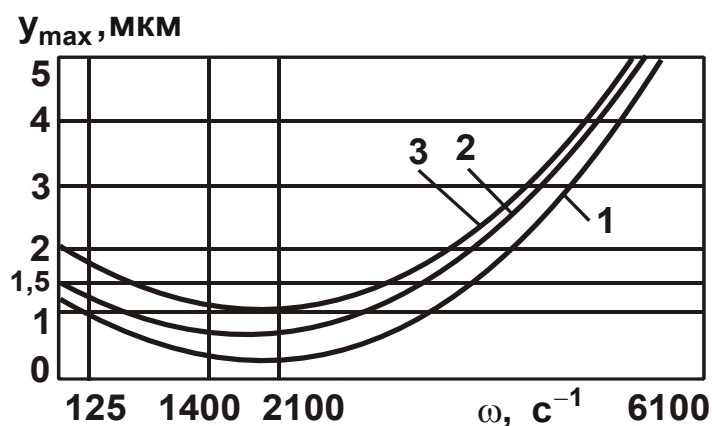


Рис. 2.14. Амплитудно-частотные характеристики системы "деталь"

Как следует из рис. 2.14, с увеличением частоты действия периодически изменяющейся силы P_0 амплитуда колебаний конца стержня уменьшается при изменении частоты вращения ω от 0 до 2100 с^{-1} для $d = 60$ мм ($V_{\text{дет}} = 30 \dots 475$ м/мин). По мере дальнейшего увеличения значения ω амплитуда колебаний увеличивается и при условии $\omega = 6100 \text{ с}^{-1}$ наблюдается резонанс. Уменьшение амплитуды колебаний на участке $\omega = 0 \dots 2100 \text{ с}^{-1}$ вызвано уменьшением продолжительности воздействия периодически изменяющейся силы P_0 . С увеличением частоты вращения ω свыше 2100 с^{-1} начинают проявляться резонансные явления, которые нивелируют влияние уменьшения импульса силы. Правомочность этого предположения подтверждается приведенными на рис. 2.14 амплитудно-частотными характеристиками – при $T/T_1 = 1/3$ (зависимость 1), при $T/T_1 = 1/5$ (зависимость 2), при $T/T_1 = 1/10$ (зависимость 3), где T – время контакта ножа с кругом; T_1 – период контактов.

Как видно, с уменьшением времени T при постоянном значении T_1 амплитуда колебаний уменьшается. Следовательно, в реальных условиях процесса шлифования многолезвийных инструментов уменьшение ширины ножа должно благоприятно сказываться на технологических параметрах обработки.

Таким образом, в диапазоне изменения скорости детали $V_{дет} = 30 \dots 475$ м/мин амплитудно-частотная характеристика имеет спадающий участок, и упругие перемещения уменьшаются примерно в 1,5 раза, что свидетельствует о необходимости учета динамического фактора при анализе физических и технологических особенностей процесса шлифования деталей с прерывистыми поверхностями.

Необходимо отметить, что в связи с кратковременностью контакта обрабатываемого элемента детали с кругом и запаздыванием упругих перемещений системы от действия импульсной силы, в начальный момент контакта происходит более глубокое внедрение режущих зерен в обрабатываемый материал, а это ведет к интенсификации съема материала и износа круга. Обрабатываемая деталь при этом, по сути, выполняет роль правящего инструмента, обеспечивая срезание верхних слоев рабочей поверхности круга и непрерывное восстановление его режущих свойств. При повышенной скорости вращения детали круг может работать в режиме интенсивного самозатачивания, не требующего дополнительной правки. Возможно эффективное использование более твердых абразивных кругов, которые при шлифовании сплошных поверхностей работают в режиме затупления и требуют частых правок.

Ударно-циклический характер контакта круга с деталью (с использованием ультразвуковых колебаний) повышает эффективность шлифования труднообрабатываемых материалов за счет увеличения глубины внедрения режущего зерна в материал:

$$H = \sqrt[3]{\frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot \pi \cdot HV}}, \quad (2.80)$$

где m – масса шлифовального круга, кг;

HV – твердость обрабатываемого материала по Виккерсу, МПа;

V_0 – скорость ультразвуковых колебаний, м/с.

С увеличением твердости обрабатываемого материала (для заданного значения H) необходимо увеличить амплитуду и частоту колебаний, т.е. применение ультразвуковых колебаний практически исключает ограничения обработки по твердости материала. С высокой производительностью обрабатываются высокопрочные стали, твердые сплавы, керамики, а также синтетические и природные алмазы.

Увеличение параметра H приводит к ударно-циклическому контакту связки круга с деталью, что обеспечивает разрушение связки и образующихся стружек, непрерывное поддержание высокой режущей способности круга. Об этом, в частности, свидетельствуют данные применительно к шлифованию прерывистым кругом, режущая способность которого выше, чем обычного сплошного, и поддерживается вплоть до его полного износа [160 – 163].

При алмазном электроэрозионном (алмазно-искровом) шлифовании с введением в зону резания энергии постоянного электрического тока применение ультразвуковых колебаний является дополнительным источником образования электрических разрядов высокой частоты, интенсифицирующих ударно-термическое разрушение образующихся стружек и металлической связки круга, снижающих силы и температуру резания, увеличивающих стойкость алмазного круга, производительность, качество и точность обработки [26]. Особенно эффективно их действие при шлифовании хрупких материалов (твердых сплавов), когда образуются мелкие пылевидные стружки, практически исключая образование электрических разрядов – в данном случае возбуждение разрядов дополнительно инициируется за счет периодически образующегося межэлектродного зазора между металлической связкой круга и обрабатываемым материалом в результате наложения на круг ультразвуковых колебаний.

2.8. Особенности автоматизированного расчета оптимальных режимов резания с учетом динамических явлений при шлифовании кругами из синтетических сверхтвердых материалов

Многолетняя практика широкого внедрения в производство кругов из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ) показала перспективность их применения на операциях заточки и доводки твердосплавных и быстрорежущих инструментов. Переход на полную алмазную обработку без применения шлифовальных кругов из обычных абразивов позволил существенно повысить производительность и качество изготовления инструментов. В то же время существует ряд операций шлифования, применение на которых кругов из СТМ нерационально в связи

с их относительно высоким износом и, как следствие, повышенными затратами на дорогостоящий шлифовальный инструмент. К таким операциям следует отнести круглое наружное шлифование многолезвийных инструментов, характеризующееся периодическим ударным взаимодействием круга с обрабатываемыми ножами инструмента и его интенсивным износом, особенно при "ужесточении" режимов шлифования. Попытки снижения расхода СТМ путем подбора режимов шлифования, характеристик круга и др. не позволили полностью решить указанную проблему. В связи с этим важное значение приобретают вопросы раскрытия физической сущности ударного взаимодействия круга с обрабатываемыми ножами инструмента и выработки принципов автоматизированного расчета оптимальных режимов резания с учетом динамических явлений, обеспечивающих снижение интенсивности износа круга из СТМ до экономически приемлемого уровня.

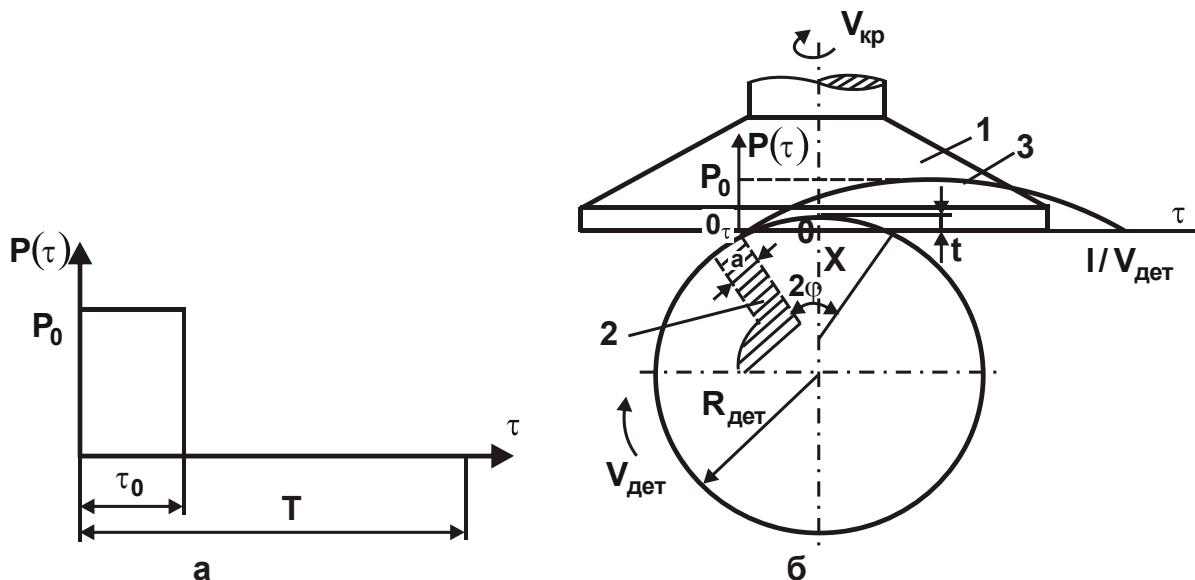


Рис. 2.15. Изменение силы P во времени (а) и расчетная схема параметров шлифования многолезвийного инструмента (б):

- 1 – круг; 2 – многолезвийный инструмент;
- 3 – траектория движения ножа инструмента

В расчетной схеме технологическая система представлена одно-массовой динамической моделью, на которую действует единичный импульс силы $P(\tau)$, возникающий в момент обработки ножа инструмента [127]. Его значение определяется траекторией движения обрабатываемого ножа в рабочей поверхности круга $t \cdot \sin \omega \tau$ (рис. 2.15) и взаимными перемещениями систем "круг" и "инструмент" x (в расчетах будет

рассматриваться лишь система "инструмент", так как ее собственная частота значительно ниже собственной частоты системы "круг"):

$$P(\tau) = c_1 \cdot (t \cdot \sin \omega \tau - x), \quad (2.81)$$

где t – глубина шлифования, м;

c_1 – контактная жесткость рабочей поверхности круга, Н/м;

$\omega = \frac{\pi \cdot V_{\text{дет}}}{l}$ – частота нагружения, 1/с;

$V_{\text{дет}}$ – окружная скорость обрабатываемого инструмента, м/с;

$l = R_{\text{дет}} \cdot 2\varphi + a$ – длина пути контакта круга с инструментом, м;

$$\varphi = \sqrt{\frac{2t}{R_{\text{дет}}}};$$

2φ – угол контакта круга с обрабатываемым инструментом;

$R_{\text{дет}}$ – радиус детали (инструмента), м;

a – ширина ножа инструмента, м.

Тогда

$$\omega = \pi \cdot V_{\text{дет}} \cdot \frac{1}{\left(a + \sqrt{8 \cdot t \cdot R_{\text{дет}}}\right)}. \quad (2.82)$$

Под действием импульса силы $P(\tau)$ система "инструмент" совершает колебания, описываемые дифференциальным уравнением:

$$m\ddot{x} + cx = P(\tau), \quad (2.83)$$

где m , c – приведенная масса и жесткость системы "инструмент".

Решая дифференциальное уравнение (2.83) с учетом нулевых начальных условий, получено:

$$x = \frac{t}{\left(1 + \frac{c}{c_1}\right) \cdot \left(1 - \frac{\omega^2}{k_1^2}\right)} \cdot \left(\sin \omega \tau - \frac{\omega}{k_1} \cdot \sin k_1 \tau\right), \quad (2.84)$$

где k_1 – собственная частота колебаний, 1/с;

$$k = \sqrt{\frac{c + c_1}{m}}.$$

Анализ зависимости (2.84) показал, что система "инструмент" в момент контакта совершает гармонические колебания относительно положения статического равновесия, обусловленного траекторией

движения ножа инструмента в рабочей поверхности круга. Амплитуда и форма колебаний определяются соотношением частот ω и k_1 .

Согласно приведенным зависимостям, независимо от сочетания частот ω/k_1 в первоначальный момент контакта имеет место запаздывание перемещения x от действия импульса силы. При этом, чем выше частота ω , тем значительнее проявляется запаздывание, и обработка ножа инструмента происходит практически без упругого перемещения, что увеличивает фактическую глубину шлифования. Такое явление может положительно отразиться на интенсивности съема материала и точности обработки, так как увеличивается глубина внедрения зерен круга в обрабатываемый материал. В тоже время фактически отсутствие упругого перемещения в момент контакта может привести к значительному износу круга, особенно в условиях, когда траектория движения ножа инструмента пересекает уровень связки круга. В этом случае нож инструмента, по сути, должен срезать верхний слой связки круга по траектории своего движения, т.е. как бы произвести правку круга.

Такая закономерность будет прослеживаться при относительно "жестких" режимах шлифования, например, когда глубина шлифования будет превышать высоту выступания зерен над связкой, а зерна круга не обеспечат полный съем подводимого в зону резания материала на уровне ниже уровня связки. Поэтому динамическое явление запаздывания упругого перемещения от действия импульса силы следует рассматривать как положительное явление при обработке с относительно небольшой глубиной шлифования, не превышающей высоту выступания зерен над связкой. В противном случае шлифование будет сопровождаться повышенным износом круга. Для его снижения процесс необходимо осуществлять таким образом, чтобы запаздывание упругого перемещения системы "инструмент" было соизмеримо со временем перемещения режущей кромки ножа инструмента на величину, равную высоте выступания зерен над связкой. Это достигается, согласно зависимости (2.84), уменьшением второго слагаемого $\omega/k_1 \cdot \sin k_1 \tau$ путем увеличения k_1 или уменьшения ω .

Для выполнения второго не менее важного условия полного съема материала на заданном уровне высоты рельефа круга, параметры режима шлифования должны находиться в строгом соответствии. Один из параметров, например, скорость детали может быть

выражен через остальные, включая характеристики круга и обрабатываемого материала [85; 92]:

$$V_{\text{дет}} = \frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{мах}}^3}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}, \quad (2.85)$$

где m – объемная концентрация зерен;

\bar{X} – зернистость круга, м;

$V_{\text{кр}}$ – скорость круга, м/с;

$H_{\text{мах}}$ – предельная толщина среза, м;

$$\rho = \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}};$$

$R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – радиусы круга и детали (инструмента), м.

Согласно зависимости (2.85), с увеличением глубины шлифования скорость детали $V_{\text{дет}}$ уменьшается, а с увеличением параметра $H_{\text{мах}}$ увеличивается, причем, весьма интенсивно, что свидетельствует о возможности существенного повышения эффективности шлифования путем применения кругов из высокопрочных СТМ на металлических связках. На основании полученных зависимостей можно провести аналитическую оптимизацию процесса с учетом основных технологических параметров шлифования.

2.9. Эффективность применения размерно-отделочной обработки абразивными брусками в ремонтном производстве

В настоящее время в ремонтном производстве доминирует тенденция, связанная с восстановлением изношенных поверхностей путем различных технологических приемов. При этом разработаны способы нанесения металла, которые сразу формируют поверхности повышенной твердости – $HRC_c > 45$. Если восстановление осуществляется путем наплавки порошковой проволокой или лентой, то получаемая поверхность обладает макронеровностями. При гальваническом восстановлении обязательно необходима предварительная обработка для устранения следов износа. В обоих случаях требуется применение размерно-отделочной обработки [158].

Проведенный анализ различных способов обработки показал, что в качестве базового процесса можно применять ударно-циклическую схему микрорезания. В то же время она обладает целым рядом недостатков и не дает требуемого эффекта при обработке восстановленных поверхностей. Главным недостатком является низкая производительность в условиях значительных макронеровностей.

Для решения данной задачи предложен известный прием, связанный с вводом дополнительной энергии в зону обработки. При этом такая операция рассматривается как система, и в качестве модели принята модель "черного ящика". Поскольку в ней процесс неизвестен, то по входным воздействиям осуществляется регулирование выходных параметров и тем самым выявляется рациональная зона или пределы управления операции.

В отличие от общепринятого подхода, в разрабатываемой модели установлен рациональный закон съема припуска. Согласно этому закону, определяется вход в систему, и подбираются воздействия на систему. Закон съема припуска, в свою очередь, определяет структуру операции и те физические взаимодействия, которые характерны для процесса.

Реализация поставленной цели достигается путем разработки математической модели, адекватно описывающей рассматриваемый процесс. В общем виде ее можно представить следующим образом:

$$D_3 \xrightarrow{\Psi} D_d, \quad (2.86)$$

где D_3 – параметры заготовки;

D_d – параметры детали после выполнения размерно-отделочной обработки;

ψ – оператор преобразования.

По своей сущности оператор ψ является энергоинформационным полем, в котором существуют носители информации, расположенные определенным образом в пространстве.

Геометрическим образом этого поля является двойной конус, вращающийся по часовой стрелке вокруг оси, которая характеризует плотность времени. При этом плотность времени определяет количество событий, совершаемых в единицу времени. В качестве события принимается величина удельного съема в единицу времени. По этой

причине изменение положения энергоинформационного поля (его вращение) осуществляется в окружающей среде, обладающей определенным противодействием. Последнее приводит к скручиванию информации в многослойный конус. Развертка последнего позволяет использовать для целей математического описания метод структурных матриц. В результате зависимость (2.86) можно представить:

$$\begin{array}{|c|c|c|} \hline D_3 & \psi' \curvearrowright & \\ \hline \psi \curvearrowleft & D_d & \\ \hline \end{array} \Theta_n, \quad (2.87)$$

где ψ' – оператор, характеризующий противодействие внешней среды;
 Θ_n – операция размерно-отделочной обработки.

Дальнейшие преобразования (2.87) и уточнение оператора ψ позволяют установить структуру (классификацию) видов энергии и характер их ввода в зону резания. Перебор вариантов различных видов энергий и их воздействий позволил разработать эффективный способ размерно-отделочной обработки. Реализация данного способа производится электромагнитной головкой, которую следует устанавливать в резцедержатель токарного станка модели 1К62.

Получены зависимости производительности процесса от электрических параметров (силы тока и напряжения), от механических параметров (силы удара бруска об обрабатываемую поверхность, силы прижатия, амплитуды колебания инструмента в радиальном направлении). Определена шероховатость поверхности в зависимости от электрических и механических параметров.

Получены данные для различных схем обработки: ударно-циклической, ЭХО, обычного суперфиниша. Установлены зависимости по точности геометрической формы в зависимости от технологических параметров, а также проведены исследования по качеству поверхностного слоя при различных режимах.

Для определения энергетических затрат при вводе дополнительной энергии разработан экспресс-метод. Для этой цели разработана классификация металлов. В ее основу положены затраты энергии при разрушении металлов. Для этого была определена удельная энергия, выраженная через работу резания A и снятый объем металла V , и произведен расчет удельной работы $A_{уд}$ (Дж/мм³):

$$A_{уд} = \frac{A}{V}. \quad (2.88)$$

По диаграммам истинных напряжений деформации рассчитана теоретическая работа разрушения каждого представителя группы металлов. Отношение теоретической и удельной работы позволило определить поправочный коэффициент, который характеризует величину потерь энергии в процессе обработки.

Установлены зависимости между временным сопротивлением σ_B (при растяжении) и теоретической работой разрушения $A_{теор}$ для металлов в стадии поставки и для закаленных сталей. Таким образом, зная временное сопротивление σ_B , определяется $A_{теор}$ и через коэффициент k определяется фактическая удельная работа разрушения.

Результаты исследований были использованы в технологических процессах ремонта штоков и гильз цилиндров. Получен значительный экономический эффект при одновременном повышении качества продукции для нефтедобывающей отрасли.

Выводы

1. В работе проведен теоретический анализ закономерностей возникновения вибраций при механической обработке. Показано, что при резании лезвийным инструментом (строгании) динамические перемещения, возникающие в технологической системе, могут в два раза превышать статические перемещения. При действии кратковременного импульса силы динамические перемещения могут быть меньше статических перемещений, что связано с запаздыванием во времени возникающего перемещения от действия силы. В этом случае технологическая система как-бы не успевает среагировать на импульс силы и получить перемещение, равное статическому перемещению. Этот эффект обработки использован при создании метода прерывистого шлифования, обеспечивающего за счет ударного взаимодействия прерывистого круга с обрабатываемой деталью уменьшение упругих перемещений в технологической системе, повышение производительности обработки и непрерывное восстановление режущей способности прерывистого круга, что фактически исключает необходимость применения принудительной правки.

2. Теоретически обоснованы условия уменьшения динамической составляющей силы резания при прерывистом резании. Расчетами установлено, что в начальный момент взаимодействия инструмента с деталью происходит уменьшение скорости перемещения инструмента и наблюдается "всплеск" тангенциальной составляющей силы резания: чем больше падение скорости инструмента, тем больше сила резания. Поэтому предложено исключить нежесткое крепление инструмента и обеспечить плотное прилегание режущей пластины к опорной поверхности инструмента: прижим пластины к инструменту должен быть равным или большим силы резания.

3. Расчетами установлено, что при прерывистом резании с увеличением частоты действия импульсной силы резания амплитуда колебаний в технологической системе непрерывно увеличивается и при достижении частоты собственных колебаний принимает бесконечное значение. Показано, что резонансные явления проявляются не сразу, а через определенный промежуток времени. Поэтому при непродолжительной обработке в резонансном режиме можно избежать возникновения погрешностей обработки.

4. Разработана динамическая модель прерывистого шлифования. На ее основе установлено, что существует бесконечное множество резонансных состояний системы, которые зависят от продолжительности контакта режущего выступа прерывистого круга и времени прерывания процесса шлифования за период прохождения впадины прерывистого круга над зоной контакта. Это указывает на то, что процесс прерывистого шлифования имеет множество неустойчивых областей и требует правильного выбора параметров обработки, определяемых из условия обеспечения оптимальной амплитуды колебаний. Регулировать устойчивость процесса прерывистого шлифования можно также за счет увеличения собственной частоты системы путем изменения конструкции шпиндельного узла. Показано, что наиболее эффективным средством снижения колебаний в неустойчивых зонах при прерывистом шлифовании следует рассматривать увеличение диссипативных сил с помощью различных гасителей колебаний.

5. Проведен теоретический анализ закономерностей вибрационного резания. Установлено, что эффект вибрационного резания достигается, во-первых, за счет инерционности тепловых и механических

процессов при резании, во-вторых, за счет снижения интенсивности силового воздействия на передней поверхности инструмента. Показана возможность реализации при вибрационном резании достаточно больших значений силы резания, которые при обычном резании практически неосуществимы. Это открывает новые перспективы резания труднообрабатываемых материалов, а также существенного увеличения производительности обработки за счет увеличения площади поперечного сечения среза (толщины и ширины среза). Эффект реализации больших значений силы резания следует рассматривать, пожалуй, основным при вибрационном резании.

6. Теоретически обоснованы условия управления динамикой процесса шлифования. Показано, что увеличить фактическую производительность обработки можно повышением режущей способности круга и жесткости технологической системы, а также за счет ударно-циклического взаимодействия круга с обрабатываемой деталью, реализуя эффект запаздывания упругих перемещений системы от действия кратковременной силы в связи с инерционностью элементов системы. Для реализации ударно-циклического характера взаимодействия круга с деталью с высокой частотой можно использовать ультразвуковые колебания круга, возбуждаемые специальным генератором ультразвуковых колебаний (ультразвуковой головкой). Показано, что ударно-циклический характер контакта круга с деталью (с использованием ультразвуковых колебаний) повышает эффективность шлифования труднообрабатываемых материалов за счет увеличения глубины внедрения режущего зерна в материал. С увеличением твердости обрабатываемого материала необходимо увеличить амплитуду и частоту колебаний, т.е. применение ультразвуковых колебаний практически исключает ограничения обработки по твердости материала. При алмазном электроэрозионном (алмазно-искровом) шлифовании с введением в зону резания энергии постоянного электрического тока применение ультразвуковых колебаний является дополнительным источником образования электрических разрядов высокой частоты, интенсифицирующих ударно-термическое разрушение образующихся стружек и металлической связки круга, снижающих силы и температуру резания, увеличивающих стойкость алмазного круга, производительность, качество и точность обработки.

7. Теоретически обоснованы закономерности процесса шлифования кругами из СТМ деталей с прерывистыми поверхностями. Установлено, что в связи с запаздыванием упругих перемещений технологической системы от действия импульса силы в начальный момент обработки увеличивается глубина шлифования. Это приводит к значительному износу круга. Показано, что повысить эффективность шлифования в этих условиях можно соблюдением строгого соответствия между параметрами режима шлифования, исключая ударный характер взаимодействия круга с деталью. Наибольший эффект обработки достигается при глубинном шлифовании с небольшой скоростью детали, используя круги из СТМ на металлических связках.

8. Обоснованы условия эффективного применения размерно-отделочной обработки абразивными брусками в ремонтном производстве для ремонта штоков и гильз цилиндров. Показано, что в качестве базового процесса можно применять ударно-циклическую схему микрорезания с вводом дополнительной энергии в зону обработки. Реализация этого способа обработки производится электромагнитной головкой, которую следует устанавливать в резцедержатель токарного станка модели 1К62. Исходя из этого, получены зависимости производительности процесса от электрических параметров (силы тока и напряжения), от механических параметров (силы удара бруска об обрабатываемую поверхность, силы прижатия, амплитуды колебания инструмента в радиальном направлении). Определена шероховатость поверхности в зависимости от электрических и механических параметров. Для установления энергетических затрат при вводе дополнительной энергии разработан экспресс-метод, основанный на использовании удельной энергии, равной отношению работы резания и снятого объема металла. Отношение теоретической и удельной работы позволило определить поправочный коэффициент, который характеризует величину потерь энергии в процессе обработки и указывает пути их снижения.

Раздел 3

Высокопроизводительное алмазное шлифование труднообрабатываемых материалов

3.1. Энергетический подход к расчету и управлению параметрами алмазного шлифования

Создание и промышленное производство абразивных инструментов из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ) стало важным фактором ускорения научно-технического прогресса в машиностроении, повышения производительности труда и улучшения качества выпускаемой продукции. В настоящее время проблеме эффективного использования абразивных инструментов из СТМ и в особенности алмазных кругов на операциях шлифования уделяется значительное внимание, ей посвящены монографии и многочисленные публикации [26; 31; 33; 36; 49; 52; 62; 71; 79; 120; 121; 130; 143; 148–155]. Однако разработанные процессы алмазного шлифования применимы в основном при чистовом шлифовании и доводке, т.е. при съеме относительно небольших припусков. Использование их в условиях предварительного шлифования, т.е. при съеме значительных припусков, как правило, экономически нецелесообразно, что связано с относительно низкой производительностью обработки и высоким износом алмазного круга. Вместе с тем, с созданием и использованием новых труднообрабатываемых материалов, повышением требований к качеству обрабатываемых поверхностей и эксплуатационных характеристик деталей машин возникает необходимость перехода на полную обработку алмазными кругами без предварительной обработки кругами из обычных абразивов. В особой мере это относится к шлифованию твердосплавных и быстрорежущих инструментов и штампов, деталей из технической керамики и высокопрочных графитов, износостойких наплавов и покрытий и других труднообрабатываемых материалов, когда дефекты предварительной абразивной обработки не всегда удается устранить последующей алмазной или эльборовою доводкой. Все это указывает на необходимость разработки высокопроизводительных процессов алмазного шлифования, позволяющих повысить производительность и качество обработки, уменьшить износ круга и себестоимость обработки.

В настоящее время перспективным направлением повышения производительность обработки стало создание комбинированных методов шлифования алмазными кругами на металлических связках, основанных на введении в зону резания или автономно дополнительной электрической энергии. Эти методы обеспечивают эффективное управление параметрами режущего рельефа алмазного круга, исключают засаливание круга и повышают его режущую способность. Однако на практике они осуществляются с применением режимов резания, кинематических схем и способов шлифования, а также шлифовальных станков, традиционных для обычного абразивного и алмазного шлифования. Это не позволяет в полной мере использовать значительные технологические возможности шлифования алмазными кругами на металлических связках с развитым режущим рельефом (сформированным за счет применения дополнительной электрической энергии) и реализовать максимально возможную производительность обработки, обусловленную прочностными свойствами рабочей поверхности алмазного круга.

В научно-технической литературе имеется достаточно много публикаций, посвященных вопросам математического моделирования процесса алмазного шлифования с целью установления общих закономерностей обработки и на их основе прогнозирования наиболее перспективных путей повышения ее эффективности. Используя современные математические методы механики сплошных сред и теории вероятностей, в работах [57; 97; 146; 147] аналитически описан сложный характер массового съема металла режущими зернами алмазного круга и решены задачи формообразования поверхностей при шлифовании с учетом теплового и силового факторов, что позволило установить достаточно точные расчетные зависимости основных физических и технологических параметров шлифования, провести аналитическую оптимизацию процесса и выработать конкретные практические рекомендации. Однако, несмотря на важность полученных теоритических результатов, процесс шлифования по физической сущности происходящих в нем событий намного сложнее и разнообразнее существующих математических моделей и не может быть в полной мере описан той системой математических уравнений, которая вытекает из принятых моделей. Это обусловлено тем, что система уравнений, описывающих процессы шлифования, имеет незамкнутый вид и не содержит

уравнений энергетического равновесия элементов трущейся пары "круг – деталь", которое, по данным работ [49; 124], обычно устанавливается в процессе шлифования и способствует работе круга в режиме самозатачивания при непрерывной правке круга или без нее. Суть энергетического равновесия заключается в следующем.

Как известно, энергия резания при шлифовании расходуется на отделение множества тончайших по размерам микростружек и износ рабочей поверхности алмазного круга. В начальный период обработки повышается расход алмаза, который со временем уменьшается и после определенного времени приработки круга стабилизируется, оставаясь в дальнейшем практически неизменным вплоть до полного износа алмазного круга.

Такая закономерность обусловлена тем, что в период приработки круга энергия резания превосходит энергию, необходимую для разрушения зерен, или, в зависимости от механизма износа круга, энергию удержания их в связке. Наиболее выступающие режущие зерна испытывают многократные перегрузки и преждевременно прекращают свою работу. Повышенному износу круга в начальный момент также способствует интенсивное удаление с его рабочей поверхности слабоудерживаемых зерен.

В момент стабилизации износа круга в системе "круг – деталь" достигается равновесие энергии резания и энергии, потребляемой на разрушение зерен и связки. Сила резания, действующая на максимально выступающее зерно, стремится принять значение, равное предельной (разрушающей или удерживающей) силе, чтобы через определенное число касаний с металлом разрушить зерно или удалить его из связки и подключить в работу расположенные ниже зерна, непрерывно совершая, таким образом, цикл восстановления режущих свойств алмазного круга. В результате алмазный круг приобретает устойчивый, наиболее благоприятный с точки зрения износостойкости и свободного размещения стружек, режущий рельеф. Причем, для каждого режима шлифования и обрабатываемого материала, каждой характеристики алмазного круга устанавливается свой режущий рельеф, определяемый уровнем энергетического равновесия, который главным образом и формирует основные параметры шлифования. Следовательно, наиболее достоверной математической моделью шлифования, справедливой для всего диапазона изменения парамет-

ров режимов шлифования может быть модель, разработанная на основе принципа энергетического равновесия системы "круг – деталь", который обуславливает образование установившегося режущего рельефа алмазного круга и его режущую способность.

Существующие математические модели шлифования, как правило, не рассматривают механизм образования установившегося режущего рельефа алмазного круга, принимая в расчетах его исходным и неизменным. Поэтому представляет особый интерес решение задачи об образовании установившегося рельефа алмазного круга и соответствующем ему механизме износа круга в зависимости от режима шлифования и обрабатываемого материала на основе принципа энергетического равновесия.

Практика показывает, что для эффективного осуществления процесса шлифования алмазными кругами на металлических связках (за счет поддержания их "острого" режущего рельефа) необходимо выполнить условие примерного равенства скоростей износа зерен и связки. С физической точки зрения это означает равномерное во времени (периодическое) выпадение из связки наиболее выступающих зерен под действием предельных нагрузок со стороны обрабатываемого материала. Очевидно, чем выше прочность удержания зерна в связке, тем выше ресурс его работы. Следовательно, повысить эффективность шлифования можно за счет выполнения условия равенства "трех сил": силы, действующей на зерно; силы, удерживающей зерно в связке, и разрушающей зерно силы, т.е. необходимо, чтобы моменту выпадения зерна из связки предшествовало его объемное разрушение. Соблюдение этого условия возможно путем регулирования величины линейного износа зерна до момента его выпадения из связки (т.е. степени затупления зерна) за счет применения оптимальных электрических параметров электрофизикохимических методов правки алмазного круга на металлической связке. Выбор оптимального значения величины линейного износа зерна необходимо производить из условия обеспечения максимально возможной производительности обработки с учетом прочностных свойств рабочей поверхности круга и технологических ограничений обработки. Из этого следует, что решение проблемы существенного повышения производительности шлифования алмазными кругами с развитым режущим рельефом (сформированным за счет использования электрофизикохимических мето-

дов правки) сводится к определению оптимальных значений величины линейного износа зерна и реализующих их оптимальных значений электрических и механических параметров режима шлифования, обеспечивающих выполнение условий равенства "трех сил".

На рис. 3.1 [92] приведена структурная схема предлагаемого решения, согласно которой связь между входными и выходными (технологическими) параметрами шлифования осуществляется посредством блока кинематических и блока физических параметров, а также величины линейного износа зерна x .

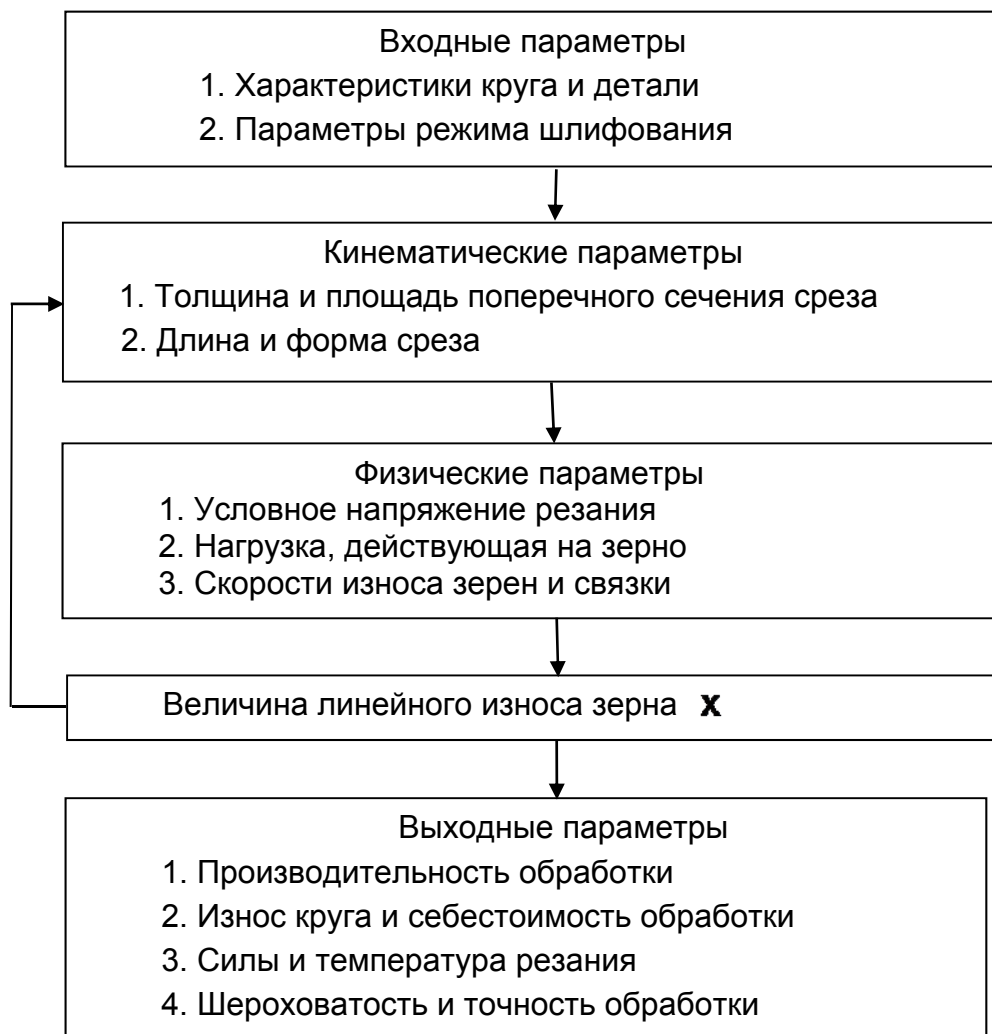


Рис. 3.1. Структурная схема взаимосвязи параметров процесса шлифования

Изменяя величину x (с учетом наличия обратной связи), можно в широких пределах изменять кинематические, физические и, соответственно, выходные (технологические) параметры или, наоборот, входные параметры с целью достижения требуемых выходных параметров.

Предлагаемое решение является новым, поскольку в теории шлифования и на практике вопросы управления величиной x с позиции выполнения условий равенства "трех сил" не решались. Известны решения по управлению высотой выступления зерен над уровнем связки алмазного круга на металлической связке, путем использования электрохимической правки [33]. Однако они не предусматривают выполнения условий равенства "трех сил" за счет регулирования величиной x .

Для реализации предложенного решения и соответственно выявления и обоснования условий существенного повышения производительности алмазного шлифования, разработаны кинематическая и физическая модели процесса, которые в совокупности дают достаточно полное представление о физической сущности и основных закономерностях процесса и определяют теоретические основы алмазного шлифования. Методически работа выполнялась в три этапа. На первом этапе разработана упрощенная математическая модель шлифования идеальным (неизнашиваемым) кругом, на втором этапе – с учетом изменения параметров режущего рельефа алмазного круга, на третьем этапе решались оптимизационные задачи и обоснованы условия существенного повышения производительности обработки и реализующих ее оптимальных параметров режима шлифования алмазными кругами на металлических связках с учетом ограничений по качеству и точности обрабатываемых поверхностей.

3.2. Кинематическая модель процесса шлифования

Сущность кинематической модели процесса шлифования состоит в установлении закономерностей съема материала и формообразования поверхностей вдоль дуги контакта круга с обрабатываемой деталью. Необходимость разработки этой модели связана с тем, что в известных расчетных схемах, например, в схеме, предложенной профессором Масловым Е. Н. [73], зона шлифования рассматривается в виде "пятна контакта" круга с обрабатываемой деталью, в пределах которого все зерна равнонагружены и работают в одинаковых условиях. В действительности, в связи с криволинейным характером контакта круга с обрабатываемой деталью, разновысотным расположением зерен на рабочей поверхности круга и их вероятностным участием в резании, процесс шлифования подчиняется более сложным закономерностям и,

следовательно, не может в полной мере быть описан усредненными параметрами, например, средней толщиной среза и т.д. Об этом свидетельствуют теоретические результаты, полученные с использованием теоретико-вероятностного подхода в теории шлифования в работах [1; 26; 38; 39; 57; 59; 97; 102; 116; 143; 146; 147; 156; 160; 161].

Основу разработанной кинематической модели процесса шлифования (рис. 3.2) составляет аналитическое решение об описании границы завершения диспергирования режущими зернами материала, подводимого в зону резания, вдоль дуги контакта круга с обрабатываемой деталью (линии полного съема материала):

$$H = \sqrt[6]{4 \cdot t_{nT}} \cdot \sqrt[3]{\frac{H_{\max}^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT_{\text{экстр}}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{\text{экстр}}}^{5/2} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}}, \quad (3.1)$$

где H_{\max} – максимальная (приведенная вероятностная) толщина среза, м;

$t_{nT_{\text{экстр}}}$ – координата экстремальной цилиндрической бесконечно тонкой оболочки (которыми условно представлен снимаемый припуск), соответствующая экстремальному положению условной поверхности резания, м;

$t_{iT_{\text{экстр}}}$ – координата t_{iT} оболочки при i -ом контакте ее с кругом, м;

$t_{iT} = t_i + t_{iT}$;

t_T – исходная координата экстремальной цилиндрической бесконечно тонкой оболочки, м;

t – глубина шлифования, м.

Из рис. 3.2 видно, что граница завершения диспергирования режущими зернами материала, подводимого в зону резания, вдоль дуги контакта круга с обрабатываемой деталью проведена по вершинам микронеровностей обрабатываемого материала, имеет сложную конфигурацию, соединяет обрабатываемую поверхность с обработанной и по аналогии с лезвийной обработкой определяет положение условной (вероятностной) поверхности резания при шлифовании. Характерные точки границы являются основой для расчета физических и технологических параметров шлифования (максимальной толщины среза, параметров шероховатости обработки, фактической длины дуги контакта круга с деталью и т.д.), что позволяет с единых позиций вполне однозначно аналитически описать закономерности процесса во всем

(возможном) диапазоне изменения глубины шлифования, включая многопроходное и глубинное шлифование.

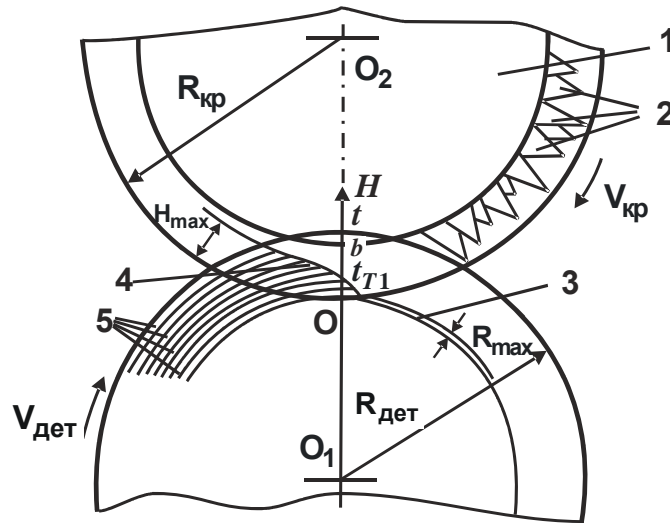


Рис. 3.2. Расчетная схема параметров шлифования: 1 – круг; 2 – режущие зерна круга; 3 – слой остаточной шероховатости обработанной поверхности; 4 – линия полного съема материала; 5 – элементарные цилиндрические оболочки припуска

Расчетами установлено, что положение границы определяется соотношением двух параметров – максимальной (вероятностной) толщины среза H_{\max} и глубины шлифования t . В случае $t < H_{\max}$ (многопроходное шлифование) граница принимает примерно симметричную форму относительно осевой плоскости шлифования, в случае $t > H_{\max}$ (глубинное шлифование) – асимметричную форму. Расчетами установлено, что процент работающих зерен для случая $t > H_{\max}$ составляет приблизительно 50 %, а для случая $t < H_{\max}$ – 5 ... 10 % (т.е. зерна проходят почти "след в след", что, как будет показано далее, является важным фактором увеличения производительности обработки).

В случае $t > H_{\max}$ зависимость для определения положения границы завершения диспергирования режущими зёрнами материала, подводимого в зону резания, вдоль дуги контакта круга с обрабатываемой деталью принимает достаточно простой вид:

$$H = H_{\max} \cdot \sqrt[6]{\frac{t_T}{t}} \quad \text{или}$$

$$R_{\max} = H_{\max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\max}}{4 \cdot t}}, \quad (3.2)$$

где t_T – координата текущей элементарной цилиндрической оболочки, которыми условно представлен в расчетной схеме снимаемый припуск, м;

R_{\max} – параметр шероховатости поверхности, м.

Соответственно, параметры границы: максимальная (вероятностная) толщина среза H_{\max} и параметр шероховатости поверхности R_{\max} описываются зависимостями:

$$H_{\max} = \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{0,33}; \quad (3.3)$$

$$R_{\max} = 10 \cdot \left(\frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{0,4}, \quad (3.4)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен круга;

$V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ – скорости детали и круга, м/с;

$$\rho = \frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}};$$

$R_{\text{дет}}$, $R_{\text{кр}}$ – радиусы детали и круга, м.

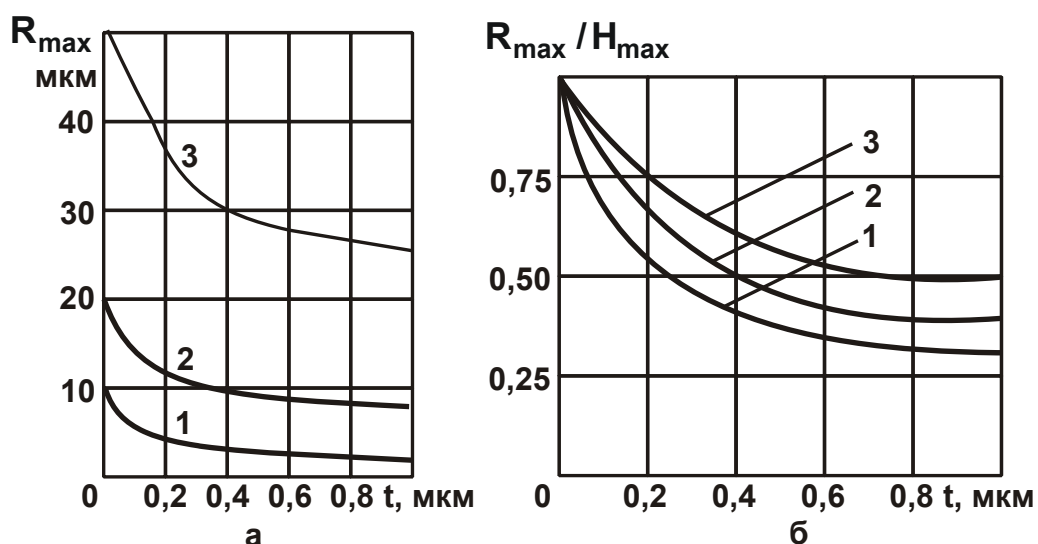


Рис. 3.3. Зависимости параметра шероховатости поверхности R_{\max} (а) и отношения R_{\max} / H_{\max} (б) от глубины шлифования t : $k = 10$ шт./мм²;

$$V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}; \quad R_{\text{дет}} = 50 \text{ мм}; \quad R_{\text{кр}} = 100 \text{ мм};$$

$$1 - H_{\max} = 10 \text{ мкм}; \quad 2 - H_{\max} = 20 \text{ мкм}; \quad 3 - H_{\max} = 50 \text{ мкм}$$

При одинаковых значениях максимальной (вероятностной) толщины среза H_{\max} и поверхностной концентрации зерен круга k , с увеличением глубины шлифования t в 5 раз параметр шероховатости поверхности R_{\max} уменьшается в 1,5 – 3 раза (рис. 3.3,а). Такой результат свидетельствует о возможности улучшения качества обработки при сохранении одинаковой нагруженности зерен круга в условиях глубинного шлифования. Причем, чем больше параметры H_{\max} и t , тем меньше отношение R_{\max}/H_{\max} и выше эффективность процесса шлифования (рис. 3.3,б).

Представляет интерес сравнение расчетных значений толщины среза H_{\max} , полученных по расчетной зависимости (3.3) и по известным зависимостям, приведенным в работах [70; 73; 116].

Профессор Маслов Е. Н. [73] для расчета наибольшей толщины среза, приходящейся на отдельное зерно при круглом шлифовании, предложил аналитическую зависимость:

$$a_{\max} = \frac{2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t}}{60 \cdot V_{\text{кр}} \cdot m} \cdot \sqrt{\frac{1}{D} + \frac{1}{d}} \cdot \frac{S_1}{B}, \quad (3.5)$$

где m – число зерен на единице длины круга, шт./мм;

D, d – диаметры круга и детали, мм;

S_1 – продольная подача, мм/об.;

B – ширина круга, мм;

$V_{\text{дет}}$ – скорость детали, м/мин;

$V_{\text{кр}}$ – скорость круга, м/с;

t – глубина шлифования, мм.

В работе профессора Лурье Г. Б. [70] предложена аналитическая зависимость для расчета средней толщины среза:

$$a_{\text{ср}} = 0,8 \cdot \sqrt{\frac{Q}{V \cdot n_p}} \cdot \sqrt{\frac{D+d}{D \cdot d}}, \quad (3.6)$$

где Q – удельный съем металла на 1 мм высоты круга, мм³/(мин·мм);

n_p – число режущих зерен на единице поверхности круга, шт./мм².

Профессор Резников А. Н. предложил аналитическую зависимость для расчета средней толщины среза [116]:

$$a_{\text{ср}} = 1,1 \cdot \left(\frac{W \cdot \sigma_0^2}{V \cdot n \cdot \text{tg}\gamma} \right)^{0,25}, \quad (3.7)$$

$$\text{где } W = \frac{1000}{60} \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{D} + \frac{1}{d} \right)};$$

σ_0 – среднеквадратичное отклонение вылета вершин зерен над связкой, мм;

n – поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности круга, шт./мм².

Принимая исходные данные: $V_{\text{дет}} = 1$ м/мин; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $t = 0,1$ мм; $D = 300$ мм; $d = 160$ мм; $B = 22,5$ мм; $S_1 = 22,5$ мм/об.; $Q = 100$ мм³/(мин·мм); $\text{tg } \gamma = 1$; $n = 20$ шт./мм²; $m = 4$ шт./мм; $\sigma_0 = 10$ мкм, по приведенным зависимостям получены расчетные значения толщин срезов (табл. 3.1).

Как видно, имеет место значительное расхождение расчетных и экспериментальных данных. Например, для расчетной зависимости, предложенной Масловым Е. Н. [73], это расхождение превышает 1000 раз. Наиболее правильный результат получен с использованием зависимости (3.3), предложенной Новиковым Ф. В. Имеющееся здесь расхождение расчетных и экспериментальных значений H_{max} (до 40 %) связано с тем, что в кинематической модели не учитывается износ зерен круга.

Таблица 3.1

Расчетные значения толщины среза H_{max}

($R_{\text{дет}} = 80 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{\text{кр}} = 150 \cdot 10^{-3}$ м; $\bar{X} = 0,225 \cdot 10^{-6}$ м; $m = 100$; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $t = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{\text{дет}} = 1$ м/мин)

Авторы	Новиков Ф.В.	Маслов Е.Н. [73]	Лурье Г.Б. [70]	Резников А.Н. [116]	Эксперимент
$H_{\text{max}} \cdot 10^{-6}$, м	14,7	0,007	0,12	1,1	10,5

Полученные результаты уточнены в рамках разработанной в работе физической модели алмазного шлифования.

3.3. Физическая модель алмазного шлифования

В расчетной схеме процесса шлифования прямолинейной детали (рис. 3.4) принято, что в начале обработки рабочая поверхность вновь заправленного алмазного круга характеризуется равномерным зако-

ном распределения вершин зерен над связкой $f(y_i) = 1/b$ (рис. 3.5), зерна имеют форму конуса с углом при вершине 2γ ; поверхностная концентрация зерен равна k [83; 85]. Параметр b (равный максимальной высоте выступания вершины зерна над уровнем связки круга) следует рассматривать в виде суммы двух слагаемых: $b = H + \Delta$, где H – максимальная условная глубина внедрения зерна в обрабатываемый материал, отсчитывается от вершины исходного неизношенного максимально выступающего над уровнем связки зерна, м; Δ – высота межзеренного пространства круга, занимаемая стружками и другими продуктами обработки, определяется зависимостью: $\Delta = \xi \cdot \Delta_0$; ξ – коэффициент, учитывающий степень заполнения стружкой межзеренного пространства круга ($\xi > 1$); Δ_0 – толщина условного слоя "расплавленного" обрабатываемого материала, который образуется за одно вращение круга, м.

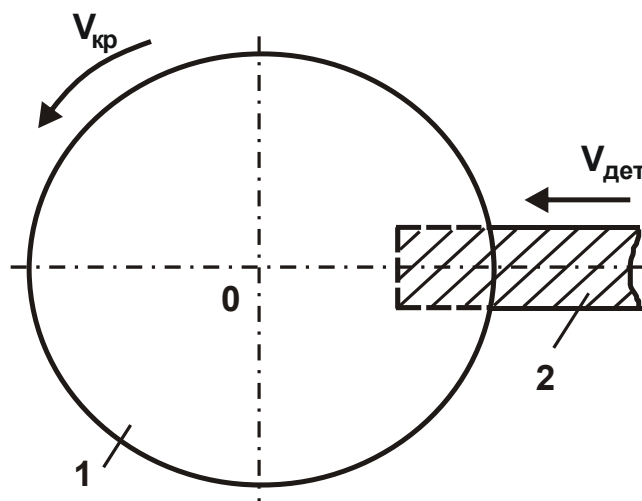


Рис. 3.4. Расчетная схема процесса шлифования прямолинейной детали: 1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь

В процессе шлифования режущие зерна изнашиваются, выступание их над связкой уменьшается, и исходный равномерный закон распределения вершин зерен над связкой круга трансформируется в нормальный закон. Форма изношенных зерен представлена усеченным конусом, площадь верхнего основания которого зависит от величины нагрузки, действующей на зерно. По мере износа зерен, в результате образования более сглаженного рельефа, толщина среза во времени уменьшается, а площадь поперечного сечения среза и нагрузка на зерно увеличиваются. При достижении предельной нагруз-

ки на максимально выступающем зерне происходит его объемное разрушение или выпадение из связки, что приводит к подключению в резание нового нижерасположенного зерна.

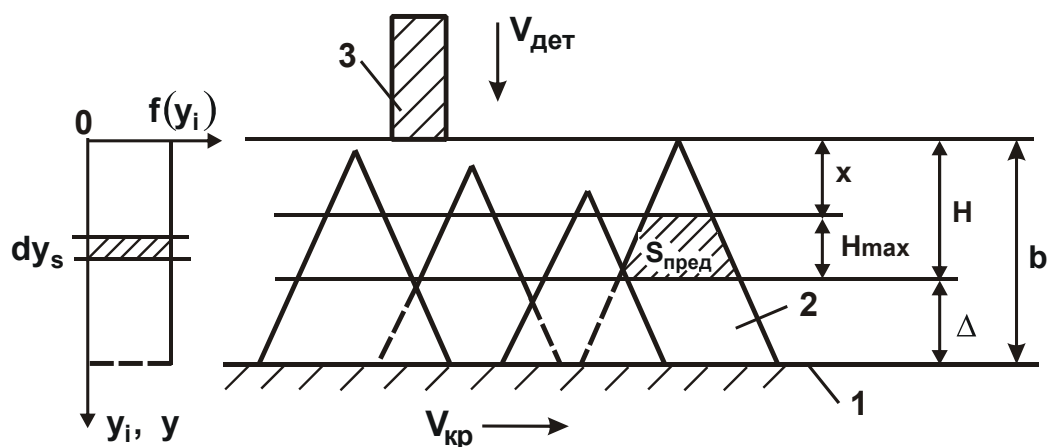


Рис. 3.5. Расчетная схема параметров процесса шлифования:
 1 – уровень связки круга; 2 – режущее зерно;
 3 – обрабатываемая деталь

Через определенное число касаний круга с деталью происходит разрушение следующего наиболее выступающего зерна и подключение в резание нового, ниже расположенного, зерна, т.е. количество разрушенных или выпавших зерен постоянно компенсируется новыми зернами, а износ алмазного круга подчиняется равномерному закону.

Для аналитического описания стабилизации режущего рельефа алмазного круга следует установить степень износа максимально выступающего зерна от истирания и поверхностного микроскалывания до момента достижения на нем предельной нагрузки и его объемного разрушения. Поэтому износ алмазного круга в работе исследован на примере врезного шлифования прямоугольной детали, движущейся с постоянной скоростью $V_{дет}$ в радиальном направлении к рабочей поверхности круга (рис. 3.4). Для этого на круге выделен слой зерен dp , имеющих высоту выступа над связкой $(y - y_s)$ (рис. 3.5), и рассмотрено образование профиля от их наложения на плоскость детали, совпадающую с диаметральной плоскостью круга. При взаимном горизонтальном движении dp зерен и радиальном движении детали на ее поверхности будут образовываться срезы различной толщины, подчиняющиеся равномерному закону распределения. Относительная полнота профиля элементарного среза [83] описывается зависимостью:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{dn \cdot [a_s + 2\operatorname{tg}\gamma \cdot (y - y_i)]}{B}, \quad (3.8)$$

где a_s – длина верхнего основания трапеции (изношенного зерна), м;

B – ширина круга, м;

$$dn = n \cdot \frac{1}{b} \cdot dy_i.$$

Суммарный профиль от таких срезов получен на основе вероятностного суммирования, для чего осуществлен переход от вероятностной функции $\varepsilon_i(y)$ к противоположной вероятностной функции $\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y)$ с использованием теоремы умножения независимых случайных величин:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} \Phi_i(y) = e^{-\frac{dn}{B} \cdot [a_s \cdot (y - y_a) + \operatorname{tg}\gamma \cdot (y - y_a)^2]}. \quad (3.9)$$

Относительную полноту профиля от всех зерен, участвующих в резании, получено умножением функции $\Phi(y)$ от всех элементарных слоев зерен. Для этого величина a_s представлена зависимостью $a_s = 2\operatorname{tg}\gamma \cdot (y_a - y_s)$, в которой выражение $(y_a - y_s)$ заменено выражением $\eta \cdot (y - y_s)$, где $\eta = x/H$ – безразмерный коэффициент, определяющий степень затупления зерна и изменяющийся в пределах $0 \dots 1$ (для острозаточенного зерна $\eta = 0$, для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$); x – величина линейного износа зерна, м. По сути, безразмерный коэффициент η определяет степень затупления (износа) зерна до его объемного разрушения.

В расчетной схеме [83] принято, что линейный износ зерна пропорционален толщине среза:

$$\Phi_{\text{общ}} = e^{-\frac{n \cdot \operatorname{tg}\gamma \cdot (1 - \eta^2) \cdot y^3}{b \cdot B \cdot 3}}. \quad (3.10)$$

Общее число зерен n , участвующих в резании при движении детали в слое зерен высотой b , равно:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{b}{V_{\text{дет}}}. \quad (3.11)$$

Максимальная глубина внедрения детали в рабочую поверхность круга, при которой на его плоскости образуется полный профиль, т.е. происходит полный съем металла, определена из условия $\varepsilon(H) = 0,95$:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (3.12)$$

Для определения безразмерного коэффициента η принято, что линейный износ алмазного круга в основном происходит от объемного разрушения зерен при действии на них предельной (разрушающей) нагрузки. Выпадение зерен из связки, в силу высокой прочности их удержания, первоначально в расчетах не рассматривается. Предельная нагрузка принята пропорциональной площади поперечного сечения среза $S_{\text{пред}}$, которая в зависимости от максимальной толщины среза $H_{\text{max}} = (1 - \eta^2) \cdot H$ и безразмерного коэффициента η может быть расположена на различном удалении от вершины исходного конусообразного зерна (рис. 3.5):

$$S_{\text{пред}} = \text{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2). \quad (3.13)$$

Решая совместно зависимости (3.12) и (3.13), получено:

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{пред}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}}. \quad (3.14)$$

Как следует из зависимости (3.14), с увеличением скорости детали $V_{\text{дет}}$ (что соответствует повышению производительности обработки) безразмерный коэффициент η увеличивается, и стабилизация режущего рельефа алмазного круга происходит на большем удалении от вершины исходного максимально выступающего зерна, т.е. прежде, чем зерно объемно разрушится, оно претерпевает значительный износ от истирания и микроскалывания кромок. Выступление таких зерен над связкой уменьшается, радиусы округления при вершинах увеличиваются, и режущий рельеф алмазного круга становится более сглаженным. Это обусловлено тем, что с увеличением скорости детали $V_{\text{дет}}$ предельная площадь поперечного сечения среза, соответствующая разрушающей нагрузке, расположена на большем удалении от вершины исходного зерна:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{пред}}}. \quad (3.15)$$

Увеличение $S_{\text{пред}}$, т.е. собственно прочности зерна, при одном режиме шлифования, как следует из зависимости (3.15), уменьшает

линейный износ зерна до момента его объемного разрушения. На рабочей поверхности алмазного круга образуется более развитый рельеф. Линейный износ зерна до разрушения (x) и максимальная толщина среза H_{\max} определяются зависимостями:

$$x = \eta \cdot H = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{пред}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}} \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{пред}}}; \quad (3.16)$$

$$H_{\max} = (1 - \eta) \cdot H = \left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{пред}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}}\right) \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{пред}}}. \quad (3.17)$$

Расчетные значения параметров H , H_{\max} и x для различных значений безразмерного коэффициента η показаны на рис. 3.6 [92]. Как видно, с увеличением η от 0 до 0,9 параметр H_{\max} уменьшается в 6 раз, что указывает на существенное влияние износа зерен на характеристики приведенного режущего профиля круга и свидетельствует об исключительной важности анализа и оптимизации процесса шлифования с позиций изменения параметра η .

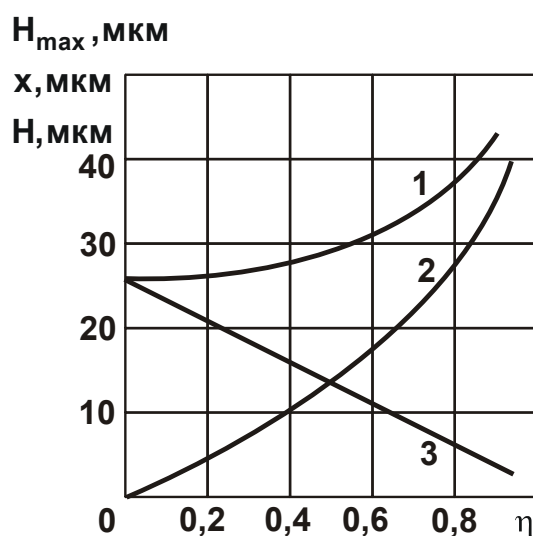


Рис. 3.6. Зависимость параметров H (1), x (2) и H_{\max} (3) от безразмерного коэффициента η :

$$\gamma = 45^{\circ}; \quad b = 0,05 \text{ мм}; \quad k = 10 \text{ шт./мм}^2; \quad V_{\text{дет}} = 1 \text{ м/мин}; \quad V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$$

Из зависимости (3.15) вытекает, что параметры H и $S_{\text{пред}}$ связаны обратно пропорциональной зависимостью: чем больше параметр H , тем меньше параметр $S_{\text{пред}}$. Следовательно, в начальный период об-

работки, когда режущие зерна не изношены, параметры H и $S_{\text{пред}}$ принимают небольшие значения. По мере износа режущих зерен и увеличения параметра H , параметры $S_{\text{пред}}$ и H_{max} уменьшаются, а безразмерный коэффициент η , наоборот, увеличивается ($\eta \rightarrow 1$). Это приводит фактически к прекращению съема материала. Для интенсификации процесса резания в этих условиях необходимо увеличить скорость детали $V_{\text{дет}}$, что позволит увеличить параметр H и, соответственно, $S_{\text{пред}}$ до предельного значения, при котором возможно объемное разрушение наиболее выступающих из связки круга режущих зерен. В результате начнет осуществляться процесс самозатачивания круга и интенсифицируется процесс съема обрабатываемого материала. Чем больше скорость детали $V_{\text{дет}}$, тем больше производительность и вероятность выпадения из связки круга малоизношенных зерен.

На основе проведенного анализа можно сделать вывод, что в зависимости от величины H алмазный круг претерпевает три стадии износа. При изменении H в диапазоне от нуля до определенного значения H_1 , определяемого условием $\eta = 0$ и равенством

$$\frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{пред}}^3}{81 \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2} = 1,$$

нагрузка, действующая на режущее зерно, не достигает предельной (разрушающей) величины, и стабилизация режущего рельефа круга не происходит. Доминирующим видом износа алмазного круга является истирание режущих зерен и поверхностное микроскалывание кромок с дальнейшим образованием на режущих зернах значительных площадок износа, которые приводят к повышенной силовой и тепловой напряженности процесса шлифования, затуплению круга и прекращению резания. В диапазоне изменения величины H от значения H_1 до значения H_2 алмазный круг работает в режиме самозатачивания.

Сила резания, действующая на максимально выступающее зерно, достигает предельной величины, и износ круга происходит в основном от объемного разрушения изношенных зерен, хотя при этом имеет место и выпадение зерен из связки без разрушения. Линейный износ зерен до их объемного разрушения увеличивается и вызывает увеличение радиусов округления их вершин. Режущий рельеф алмазного круга становится более сглаженным, и условное напряжение резания увеличивается.

После превышения параметром H значения H_2 механизм износа алмазного круга изменяется. Превалирующим видом износа становится преждевременное выпадение зерен из связки круга без их объемного разрушения, поскольку прочность удержания зерен ослабевает, и они выпадают из связки круга от действия сил, которые меньше разрушающей зерно силы. Выступление зерен над связкой при таком виде износа круга с увеличением величины H увеличивается, радиусы округления режущих зерен уменьшаются. Максимальная толщина среза H_{\max} увеличивается, принимая в точке $H = H_2$ минимальное значение. Условное напряжение резания σ в точке $H = H_2$ достигает максимума и при дальнейшем увеличении величины H уменьшается.

Таким образом, механизм износа алмазного круга определяется соотношением силы, действующей на зерно, и силы, удерживающей зерно в связке. В диапазоне $H_1 < H < H_2$ сила удержания зерна в связке больше разрушающей силы, и зерно может объемно разрушиться, а в диапазоне $H > H_2$ – наоборот. Следовательно, условием оптимального самозатачивания алмазного круга является равенство силы удержания зерна в связке и разрушающей силы, которое определяет условие энергетического равновесия системы "круг – деталь".

На основе полученного решения установлены уточненные расчетные зависимости для определения параметра H , максимальной толщины среза H_{\max} и параметра шероховатости поверхности R_{\max} :

$$H = \left[\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)} \right]^{0,33}; \quad (3.18)$$

$$H_{\max} = \left[\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5} \cdot (1 - \eta)^2}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 + \eta)} \right]^{0,33}; \quad (3.19)$$

$$R_{\max} = 10 \cdot \left[\frac{(1 - \eta)^2}{(1 + \eta)} \cdot \frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right]^{0,4}. \quad (3.20)$$

В отличие от аналогичных зависимостей (3.3) и (3.4), зависимости (3.19) и (3.20) содержат новый безразмерный параметр $\eta = x/H$, определяющий степень линейного износа зерен и изменяющийся в пределах $0 \dots 1$ (для "острого" режущего рельефа круга $\eta \rightarrow 0$, для затуп-

ленного $\eta \rightarrow 1$). Безразмерный коэффициент η из всех входящих в зависимости (3.19) и (3.20) параметров оказывает на H_{\max} и R_{\max} наибольшее влияние. Это свидетельствует о существовании значительных резервов шлифования, связанных с управлением безразмерным коэффициентом η .

Из зависимостей (3.19) и (3.20) следует, что с учетом безразмерного коэффициента η ($\eta > 0$) значения параметров H_{\max} и R_{\max} уменьшаются, поэтому уменьшается (и даже устраняется) расхождение между расчетными и экспериментальными значениями H_{\max} , приведенными в табл. 3.1.

Необходимо отметить, что приведенные зависимости позволяют количественно оценить влияние износа зерен круга на основные параметры шлифования и объяснить многообразие зачастую противоречивых экспериментальных зависимостей, с которыми сталкиваются исследователи. Например, появляется возможность объяснить противоречивую экспериментальную зависимость, установленную в работе [23], согласно которой с увеличением производительности обработки в 50 раз толщина среза отдельным зерном круга оставалась практически неизменной. Как следует из зависимости (3.19), эта закономерность обусловлена тем, что одновременно с увеличением глубины шлифования t или скорости детали $V_{\text{дет}}$ происходит увеличение безразмерного коэффициента η , который, собственно, и нивелирует увеличение параметра H_{\max} .

Сравнение экспериментальных значений максимальной толщины стружки с соответствующими расчетными значениями параметра H_{\max} показало их приблизительное совпадение при значении $\eta = 0,2$ (табл. 3.2). Из этого следует, что учет величины линейного износа зерен x (посредством учета безразмерного коэффициента η) в расчетных зависимостях позволяет привести в соответствие теорию и практику шлифования.

Преобладающее влияние безразмерного коэффициента η на формирование основных физических и технологических параметров шлифования подтверждает гипотезу об эффективности управления процессом шлифования на основе регулирования безразмерного коэффициента η .

Таблица 3.2

Расчетные значения H_{\max} и экспериментальные значения
 максимальных толщин стружек в мм (исходные данные: $m = 100$;
 $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-6}$ м; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $R_{\text{дет}} = 0,02$ м)

№ п/п	Режим шлифования		η			Максимальная толщина стружки, мм
	t, мм	$V_{\text{дет}}$, м/мин	0	0,2	0,5	
1	0,05	0,5	0,0130	0,010	0,0071	0,013
2	0,05	0,8	0,0154	0,0124	0,0034	0,013
3	0,05	1,0	0,0167	0,0135	0,0091	0,013
4	0,05	2,0	0,021	0,0170	0,0115	0,013
5	0,1	0,5	0,0148	0,0119	0,0081	0,014
6	0,1	1,0	0,0187	0,0151	0,0102	0,015
7	0,1	2,0	0,0236	0,0191	0,0129	0,014
8	0,2	0,5	0,0167	0,0135	0,0091	0,015
9	0,2	1,0	0,0210	0,0170	0,0115	0,017

3.4. Теоретический анализ основных параметров алмазного шлифования

Для установления значения безразмерного коэффициента η , удовлетворяющего условию равенства "трех сил", в рамках разработанной физической модели алмазного шлифования получено аналитическое решение, определяющее условное напряжение резания σ и коэффициент резания при шлифовании $K_{\text{ш}} = P_z / P_y$:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{сж}}}{K_{\text{ш}}}; \quad (3.21)$$

$$K_{\text{ш}} = \frac{(1 - \eta) + 2 \cdot f \cdot \eta}{(1 + \eta)}, \quad (3.22)$$

где P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

f – коэффициент трения;

$\sigma_{\text{сж}}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, МПа.

Расчет параметров σ и $K_{ш} = P_z / P_y$ произведен на основе расчетной схемы (рис. 3.7), представляя составляющие силы резания в виде:

$$P_z = P_{z_p} + P_{z_T}; \quad (3.23)$$

$$P_y = P_{y_p} + P_{y_T}, \quad (3.24)$$

где P_{z_p} , P_{y_p} – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания в зоне стружкообразования, м;

P_{z_T} , P_{y_T} – тангенциальная и радиальная составляющие силы трения зерна с обрабатываемым материалом, м.

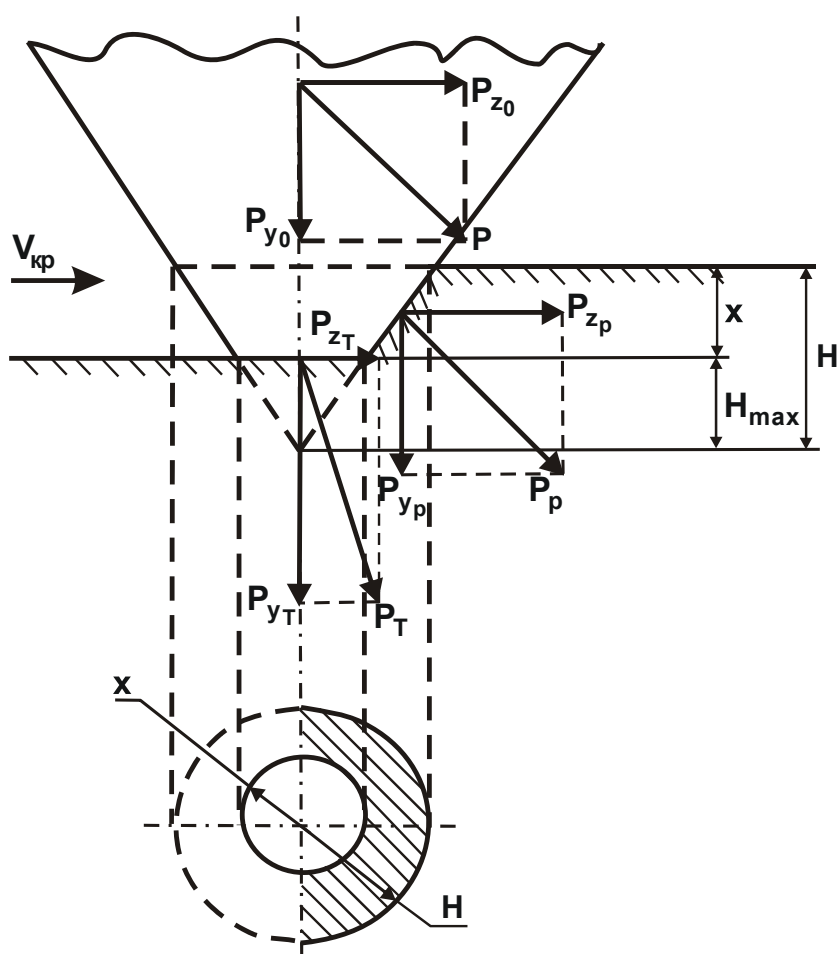


Рис. 3.7. Расчетная схема коэффициента резания при шлифовании

С учетом соотношения $P_{z_T} = f \cdot P_{y_T}$, а также примерного равенства составляющих силы резания P_{z_p} и P_{z_T} (для $2\gamma \cong 90^\circ$), расчет P_z и P_y сводится к установлению соотношения P_{y_p} / P_{y_T} , которое в первом приближении можно рассматривать как отношение длины контакта на

участке стружкообразования $(H-x)$ к длине контакта "площадки износа" зерна с обрабатываемым материалом $2x$, т.е.

$$\frac{P_{yp}}{P_{yT}} = \frac{(H-x)}{2 \cdot x} = \frac{(1-\eta)}{2 \cdot \eta}. \quad (3.25)$$

В результате несложных преобразований коэффициент резания принимает вид, описываемый зависимостью (3.22).

Как видно, коэффициент резания $K_{\text{ш}}$ определяется двумя параметрами: η и f , т.е. степенью линейного износа зерен и коэффициентом трения, и изменяется в пределах $1,0 \dots f$ (табл. 3.3).

Таблица 3.3

Расчетные значения $K_{\text{ш}}$ (при $f = 0,2$)

η	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$K_{\text{ш}}$	1,0	0,73	0,54	0,4	0,29	0,2

Исходя из зависимости (3.22), параметр $(1-\eta)$ описывается:

$$(1-\eta) = \frac{2 \cdot (K_{\text{ш}} - f)}{(1 + K_{\text{ш}} - 2 \cdot f)}. \quad (3.26)$$

С учетом $(1 + K_{\text{ш}} - 2 \cdot f) \cong 1$, полученная зависимость (3.26) по-новому раскрывает физическую сущность процесса шлифования, поскольку все основные параметры шлифования определяются не просто коэффициентом резания $K_{\text{ш}}$ или коэффициентом трения f , а их разностью $(K_{\text{ш}} - f)$, которая при определенных условиях (в особенности при шлифовании по упругой схеме по мере износа круга) стремится к нулю и приводит к прекращению процесса съема материала.

Учитывая то, что коэффициент трения f для зерен из СТМ изменяется в пределах $0,1 \dots 0,25$ [49], для практического использования в условиях высокопроизводительного шлифования (т.е. когда безразмерный коэффициент $\eta \rightarrow 0$) зависимость (3.22) можно упростить:

$$K_{\text{ш}} = 1 - \eta. \quad (3.27)$$

Для высокопроизводительного обычного абразивного шлифования, характеризующегося относительно большими значениями коэффициента трения f и образованием относительно больших "площадок износа" на абразивных зернах (т.е. когда безразмерный коэффициент $\eta \rightarrow 1$), коэффициент резания $K_{\text{ш}}$ следует определять по зависимости (3.22).

Расчет условного напряжения резания σ , определяемого зависимостью (3.21), произведен на основе расчетной схемы процесса стружкообразования (рис. 3.8), в которой отделение элементарных объемов материала происходит по плоскости сдвига от действия системы сил P_z и P_y со стороны отдельного зерна. Касательное напряжение в плоскости сдвига, расположенной под условным углом сдвига обрабатываемого материала β_0 к направлению движения зерна, определяется:

$$\tau = \frac{(P_z \cdot \cos \beta_0 - P_y \cdot \sin \beta_0)}{S} \cdot \sin \beta_0, \quad (3.28)$$

где S – площадь поперечного сечения среза, м^2 .

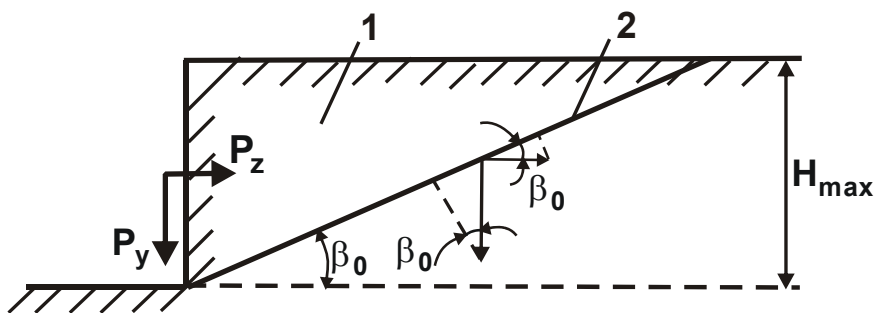


Рис. 3.8. Расчетная схема параметров стружкообразования при шлифовании: 1 – обрабатываемый материал; 2 – условная плоскость сдвига обрабатываемого материала

Для определения положения условной плоскости сдвига, соответствующей экстремальному значению угла β_0 (условному углу сдвига обрабатываемого материала), при котором касательное напряжение принимает минимальное значение, величину τ , определяемую зависимостью (3.28), следует продифференцировать по углу β_0 и производную приравнять нулю. В результате получено:

$$\operatorname{tg} 2\beta_0 = K_{\text{ш}}. \quad (3.29)$$

Таблица 3.4

Расчетные значения β_0

$K_{\text{ш}}$	1,0	0,75	0,5	0,3	0,2	0,1
β_0 , рад.	0,39	0,32	0,23	0,15	0,1	0,05
β_0 , град.	22,5	18,4	13,3	8,3	5,7	2,9

Из табл. 3.4 следует, что экстремальные значения угла β_0 изменяются в пределах $2,9 \dots 22,5^0$. Полученные теоретические данные угла β_0 согласуются с экспериментальными данными, приведенными в работах [59; 156]. Учитывая, что в реальных условиях шлифования параметр $K_{\text{ш}}$ изменяется в пределах $0,75 \dots 0,1$, с точностью до 10 % экстремальные значения β_0 можно определять по зависимости:

$$\beta_0 = \frac{K_{\text{ш}}}{2}. \quad (3.30)$$

Таким образом, получена весьма удобная для расчетов зависимость, позволяющая по значениям $K_{\text{ш}}$ оценивать значения условного угла сдвига обрабатываемого материала β_0 и, соответственно, эффективность процесса шлифования.

Для определения максимального касательного напряжения τ_{max} следует подставить в зависимость (3.28) экстремальное значение угла β_0 , принимая с достаточной для практики точностью соотношения: $\sin \beta_0 \cong \beta_0$; $\text{tg} \beta_0 \cong \beta_0$ и $\cos \beta_0 \cong 1$. В результате несложных преобразований, получено:

$$\tau_{\text{max}} = \frac{P_z}{S} \cdot \frac{K_{\text{ш}}}{4}. \quad (3.31)$$

Подчиняя зависимость (3.31) условию сдвига элементарного объема материала $\tau_{\text{max}} = \tau_{\text{сдв}} = 0,5 \cdot \sigma_{\text{сж}}$ (где $\tau_{\text{сдв}}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, H/m^2), с учетом выражения $\sigma = P_z / S$, получена зависимость (3.21), увязывающая условное напряжение резания σ с пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{\text{сж}}$ и условиями шлифования, обобщенно характеризующимися параметром $K_{\text{ш}}$. Как видно, условия шлифования (с учетом $K_{\text{ш}} = 0,1 \dots 1,0$) значительно влияют на условное напряжение резания σ , которое может превышать предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{\text{сж}}$ в 4 ... 10 раз.

Для высокопроизводительного шлифования (т.е. когда $\eta \rightarrow 0$) зависимость (3.21) с учетом (3.27) опишется:

$$\sigma = \frac{2}{(1-\eta)} \cdot \sigma_{\text{сж}}. \quad (3.32)$$

Соответственно параметр $(1-\eta)$ примет вид:

$$(1 - \eta) = \frac{2}{\sigma} \cdot \sigma_{сж} \cdot \quad (3.33)$$

Таким образом, получена зависимость, выражающая связь параметра $(1 - \eta)$ с условным напряжением резания σ , определяющим силовую напряженность процесса резания. Используя установленную зависимость, можно определить параметры H , H_{max} , x и другие для установившегося процесса шлифования, характеризующегося периодическим достижением на наиболее выступающем зерне круга предельной нагрузки, обусловленной собственно прочностью зерна или прочностью удержания его в связке.

Согласно зависимости (3.21), условное напряжение резания σ при обработке данного материала определяется лишь коэффициентом $K_{ш}$: чем он больше, тем меньше σ . Отсюда следует, что добиться уменьшения условного напряжения резания σ можно за счет поддержания на рабочей поверхности круга развитого режущего рельефа; применения эффективных технологических сред, снижающих трение круга с обрабатываемым материалом; прерывистого шлифования, обеспечивающего работу круга в режиме самозатачивания, и т.д. Параметры режима шлифования и характеристики круга непосредственного влияния на условное напряжение резания σ не оказывают, но они связаны с σ посредством коэффициента резания при шлифовании $K_{ш}$. По сути, зависимости (3.21) и (3.22) определяют физическую сущность процесса шлифования, что имеет важное теоретическое и практическое значение.

Достоверность полученного решения оценивали экспериментально на основе сравнения значений безразмерного коэффициента η , полученных в соответствии с зависимостью (3.22) с учетом экспериментальных данных $K_{ш}$, и значений безразмерного коэффициента η , полученных по зависимости (3.20) с учетом экспериментальных данных параметра шероховатости поверхности R_{max} (рис. 3.9). Как установлено, расхождение значений безразмерного коэффициента η не превышает 20 %, что указывает на достоверность полученного теоретического решения.

Множитель $(1 - \eta)$ в зависимости (3.26) выражается коэффициентом $K_{ш}$. Поэтому основные параметры определяются разностью

$(K_{\text{ш}} - f)$, которая по мере затупления зерна $K_{\text{ш}} \rightarrow f$ стремится принять нулевое значение и привести к прекращению съема материала.

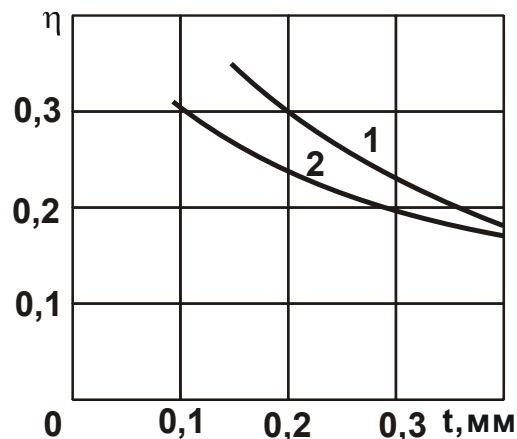


Рис. 3.9. Зависимость безразмерного коэффициента η от глубины шлифования t : 1 – по данным $K_{\text{ш}}$; 2 – по данным R_a ; алмазный круг – 1А1 300×25 АС6 200/160 М1-10 4; обрабатываемый материал – твердый сплав Т15К10; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $V_{\text{дет}} = 1$ м/мин; $S_d = 0,9$

Причем, такая закономерность справедлива при шлифовании как алмазными, так и абразивными кругами, что подтверждается результатами экспериментальных исследований изменения глубины шлифования, составляющих силы резания, а также разности параметров $(K_{\text{ш}} - f)$ с течением времени обработки при плоском шлифовании абразивным кругом по упругой схеме (табл. 3.5).

Таблица 3.5

Изменение параметров t , P_z , $K_{\text{ш}}$, $(K_{\text{ш}} - f)$ с течением времени обработки (абразивный круг 24А436К5; обрабатываемый материал – быстрорежущая сталь Р18; $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $V_{\text{дет}} = 6$ м/мин; $P_y = 60$ Н; $f = 0,25$)

τ , мин	$t \cdot 10^{-3}$, м	P_z , Н	$K_{\text{ш}}$	$(K_{\text{ш}} - f)$
0,1	0,037	28,8	0,48	0,23
0,5	0,013	22,4	0,373	0,123
1,0	0,008	21,5	0,358	0,108
2,0	0,006	19,9	0,3	0,05
3,0	0,005	16,4	0,273	0,023
5,0	0,003	15,4	0,256	0,006

Экспериментально установлено, что в связи с затуплением абразивного круга глубина шлифования t во времени уменьшилась в

13 раз. При этом коэффициент $K_{\text{ш}}$ уменьшился лишь в 1,875 раз. Следовательно, учитывая лишь характер изменения коэффициента $K_{\text{ш}}$ нельзя обосновать причину столь значительного уменьшения глубины шлифования t и, соответственно, производительности обработки. Если же рассматривать изменение разности параметров $(K_{\text{ш}} - f)$, которая за 5 минут обработки уменьшилась в 38,3 раза (при этом глубина шлифования t уменьшилась в 8 раз), то можно сделать вывод, что она хорошо коррелируется с изменением t и, соответственно, определяет режущую способность абразивного круга. Поэтому основным путем повышения эффективности шлифования в условиях, когда коэффициент $K_{\text{ш}}$ соизмерим с коэффициентом трения f , является увеличение $K_{\text{ш}}$ и уменьшение f , что достигается поддержанием при шлифовании оптимального значения безразмерного коэффициента η и управлением фрикционными процессами при шлифовании (применением эффективных технологических сред и т.д.).

Установленная закономерность согласуется с экспериментальными данными, приведенными в работах Узуняна М. Д. [143] и Малахова В. В. [71], согласно которым коэффициент $K_{\text{ш}}$ при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов меньше, чем $K_{\text{ш}}$ при обычном алмазном шлифовании на величину коэффициента трения обрабатываемого материала со связкой круга, т.е. введение электрической энергии в зону резания позволяет практически исключить трение обрабатываемого материала со связкой круга, а, следовательно, разность $(K_{\text{ш}} - f)$ определяет коэффициент "чистого" резания без учета трения обрабатываемого материала со связкой круга.

С использованием зависимости (3.21) установлена связь между безразмерным коэффициентом η и нагрузкой, действующей на максимально выступающее зерно P :

$$\eta = 1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{\text{сж}}}{P} \right)^{1,5} \quad (3.34)$$

Исходя из зависимости (3.34), с увеличением безразмерного коэффициента η , т.е. по мере затупления зерна, нагрузка P увеличивается. Следовательно, существуют такие значения η , при которых нагрузка P принимает значения, соответствующие прочности зерна на раздавливание (разрушающей нагрузки) и прочности удержания зерна

в связке. Существует также значение безразмерного коэффициента η , соответствующее условию одновременного равенства прочности зерна на раздавливание и прочности удержания зерна в связке, т.е. обеспечивающего выполнение условия равенства "трех сил". Это подтверждает основную предпосылку работы о существовании условия равенства "трех сил" и возможности его реализации на основе управления величиной линейного износа зерна (в данном случае определяемой η) за счет применения оптимальных электрических режимов электрофизикохимической правки круга. Основой для выбора оптимальных электрических параметров может быть условие поддержания постоянной в процессе шлифования заданной (расчетной) силы резания $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ или мощности резания $N = P_z \cdot V_{кр}$, где Q – производительность обработки, м³/с,

$$\sigma = \frac{m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5}} \cdot \frac{P^{1,5}}{(2 \cdot \sigma_{сж})^{0,5}} \quad (3.35)$$

Расчетные значения P_z и N соответствуют оптимальному значению η , установленному по зависимости (3.34).

Предложенное решение принципиально отличается от известного решения, связанного с управлением высотой выступления зерна над уровнем связки круга за счет использования электрохимической правки [33]. Это обусловлено тем, что безразмерный коэффициент η оказывает определяющее влияние на условия формирования основных физических и технологических параметров шлифования, а высота выступления зерна над уровнем связки является своего рода "инструментом" для реализации заданного значения безразмерного коэффициента η , т.е. η является первичным, а высота выступления зерна над связкой – вторичным параметром управления процессом шлифования.

Таким образом установлено, что для каждого режима шлифования, каждой характеристики шлифовального круга и марки обрабатываемого материала существует вполне конкретная величина линейного износа зерна до момента его объемного разрушения или выпадения из связки без разрушения, определяемая предельным значением силы $P = \text{const}$. Это указывает на необходимость оптимизации параметров режима шлифования с позиции переменности параметра η при заданном предельном значении силы $P = \text{const}$, что позволяет установить

максимально возможную производительность обработки, обусловленную прочностными свойствами рабочей поверхности круга и экономически приемлемым расходом алмаза. Это также упрощает поиск оптимальных соотношений между площадью поперечного сечения среза $S_{\text{пред}}$ и условным напряжением резания σ для определения оптимальных значений безразмерного коэффициента η при заданном предельном значении P , обеспечивающих максимально возможную производительность обработки.

Необходимо отметить, что полученное теоретическое решение соответствует аналогичным экспериментальным данным, приведенным в работе [124].

С учетом зависимости (3.21) получены расчетные зависимости для определения основных параметров шлифования:

$$H = \left(\frac{P}{2 \cdot \sigma_{\text{сж}}} \right)^{1/2}; \quad (3.36)$$

$$H_{\text{max}} = \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot 2 \cdot \sigma_{\text{сж}}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P}; \quad (3.37)$$

$$x = \left[1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{\text{сж}}}{P} \right)^{3/2}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right] \cdot \left(\frac{P}{2 \cdot \sigma_{\text{сж}}} \right)^{1/2}. \quad (3.38)$$

Анализ приведенных зависимостей позволяет сделать важные выводы, связанные, во-первых, с независимостью параметра H от режима резания и характеристик алмазного круга (за исключением параметра P). Во-вторых, связанных с тем, что параметр H_{max} всегда увеличивается, а параметр x – уменьшается с увеличением скорости детали $V_{\text{дет}}$ и глубины шлифования t , причем, довольно интенсивно. В-третьих, связанных с тем, что на все приведенные параметры $(1-\eta)$, H , H_{max} , x , σ оказывает значительное влияние отношение $\sigma_{\text{сж}}/P$, определяющее прочностные свойства обрабатываемого материала и рабочей поверхности алмазного круга. Поскольку параметр $\sigma_{\text{сж}}$ постоянный, а параметр P изменяется в процессе шлифования вследствие износа зерна, то можно сделать вывод о целесообразности управления нагрузкой, действующей на зерно P .

Приведенные зависимости могут быть обоснованно применимы при шлифовании алмазными кругами на органических и керамических

связках, когда в износе круга, как правило, преобладает выпадение зерен из связки без их разрушения от действия предельной тангенциальной нагрузки (в данном случае обозначенной P). При шлифовании алмазными кругами на высокопрочных металлических связках, когда в износе круга преобладает объемное разрушение зерен, параметры $(1-\eta)$, H , H_{\max} , x , σ следует рассматривать с точки зрения действия на зерно предельной суммарной нагрузки, равной $P_0 = \sqrt{P_T^2 + P_P^2}$, где $P_T = P$ и P_P – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие нагрузки, действующей на зерно, H . Для установления такой взаимосвязи следует воспользоваться зависимостями $P_p = P_0 / K_{\text{ш}}$ и $K_{\text{ш}} = 1 - \eta$. Тогда

$$P = P_0 \cdot \left(\frac{1-\eta}{2} \right)^{1/2}; \quad (3.39)$$

$$(1-\eta) = 2,44 \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{4/7} \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{сж}}}{P_0} \right)^{6/7}. \quad (3.40)$$

Соответственно, параметр P после подстановки зависимости (3.40) в (3.39), определится:

$$P = 1,1 \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{2/7} \cdot P_0^{4/7} \cdot \sigma_{\text{сж}}^{3/7}. \quad (3.41)$$

Параметры H , H_{\max} и σ с учетом зависимости (3.41) примут вид:

$$H = 0,74 \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{1/7} \cdot \left(\frac{P_0}{\sigma_{\text{сж}}} \right)^{2/7}; \quad (3.42)$$

$$H_{\max} = 1,81 \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{5/7} \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{сж}}}{P_0} \right)^{4/7}; \quad (3.43)$$

$$\sigma = 0,82 \cdot \left(\frac{m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \right)^{4/7} \cdot P_0^{6/7} \cdot \sigma_{\text{сж}}^{1/7}. \quad (3.44)$$

Сравнивая полученные зависимости (3.42) и (3.43) для определения параметров H и H_{\max} с аналогичными зависимостями (3.18) и (3.19), видно, что по структуре построения они идентичны. Отличие состоит в том, что в зависимости (3.42) и (3.43) входят два новых параметра $\sigma_{\text{сж}}$ и P_0 , а основное выражение, содержащее параметры ре-

жима шлифования и др., входит в зависимость с иными показателями степени. Для количественной оценки полученных зависимостей, а также для сравнения их с зависимостью (3.19), в табл. 3.6 приведены расчетные значения параметров H , H_{\max} , x , η , σ и P в зависимости от глубины шлифования t , полученные с использованием зависимостей (3.40) – (3.44).

В табл. 3.7 приведены расчетные значения H_{\max} , полученные по зависимости (3.19) для условия $\eta = 0$.

Таблица 3.6

Расчетные значения основных физических параметров шлифования

($V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $V_{\text{дет}} = 1$ м/мин; $m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $P_0 = 10$ Н;

$R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $R_{\text{дет}} = 0,1$ м; $\sigma_{\text{сж}} = 3260$ МПа)

$t \cdot 10^{-3}$, м	0,05	0,1	0,3	0,5	1,0
$H \cdot 10^{-6}$, м	22,46	23,6	25,53	26,48	27,82
$H_{\max} \cdot 10^{-6}$, м	4,98	6,37	9,41	11,31	14,48
$x \cdot 10^{-6}$, м	17,48	17,23	16,12	15,17	13,34
η	0,78	0,73	0,63	0,57	0,48
$K_{\text{ш}}$	0,22	0,27	0,37	0,43	0,52
σ , МПа	28930,0	23735,8	17345,5	15000,0	12300,0
P , Н	3,26	3,6	4,2	4,53	5,0

Таблица 3.7

Расчетные значения параметра H_{\max} ($V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $V_{\text{дет}} = 1$ м/мин;

$m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $R_{\text{дет}} = 0,1$ м;)

$t \cdot 10^{-3}$, м	0,05	0,1	0,3	0,5	1,0
$H_{\max} \cdot 10^{-6}$, м	13,76	15,44	18,54	20,19	22,66

Анализ результатов расчетов, приведенных в табл. 3.6, показывает, что безразмерный коэффициент η значительно больше нуля, т.е. на алмазном круге в установившемся процессе шлифования всегда образуется режущий рельеф, отличающийся от исходного (после правки круга). Причем, для каждого режима резания, каждой характеристики алмазного круга и марки обрабатываемого материала образуется свой вполне конкретный режущий рельеф, характеризуемый параметром x . Это полностью подтверждает сделанный ранее вывод о

необходимости анализа и управления процессом шлифования с позиции изменения (стабилизации) режущего рельефа алмазного круга.

Из всех приведенных в табл. 3.6 параметров, наибольшему изменению (в зависимости от глубины шлифования) подвержен параметр H_{\max} . Это указывает на его определяющую роль в формировании физических закономерностей процесса шлифования. Существенное отличие параметров установившегося и исходного режущего рельефа алмазного круга предопределяет также значительное отличие значений параметра H_{\max} в установившемся процессе шлифования и в начальный момент шлифования (табл. 3.6, табл. 3.7). Исходя из этого, можно сделать вывод, что расчет параметра H_{\max} , не учитывающий изменение (стабилизацию) режущего рельефа алмазного круга, является упрощенным и не позволяет достаточно объективно характеризовать закономерности процесса шлифования. Следовательно, анализ процесса шлифования следует производить по приведенным зависимостям (3.40) – (3.44).

Таблица 3.8

Расчетные значения основных физических параметров шлифования

($V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $V_{\text{дет}} = 5$ м/мин; $m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $P_0 = 10$ Н;

$R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $R_{\text{дет}} = 0,1$ м; $\sigma_{\text{сж}} = 3260$ МПа)

$t \cdot 10^{-3}$, м	0,05	0,1	0,3	0,5
$H \cdot 10^{-6}$, м	28,3	29,74	32,0	–
$H_{\max} \cdot 10^{-6}$, м	15,73	20,13	29,74	–
$x \cdot 10^{-6}$, м	12,57	9,61	2,26	–
η	0,45	0,325	0,075	–
$K_{\text{ш}}$	0,55	0,675	0,925	–
σ , МПа	11572,0	9494,3	6934,4	–
P , Н	5,15	5,69	6,64	–

Таблица 3.9

Расчетные значения параметра H_{\max} ($V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $V_{\text{дет}} = 5$ м/мин;

$m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $R_{\text{дет}} = 0,1$ м)

$t \cdot 10^{-3}$, м	0,05	0,1	0,3	0,5
$H_{\max} \cdot 10^{-6}$, м	23,52	26,4	31,7	–

Для количественной оценки влияния скорости детали на основные параметры шлифования, в табл. 3.8 приведены расчетные данные параметров N , N_{\max} , x , η , $K_{\text{ш}}$, σ и P для $V_{\text{дет}} = 5$ м/мин. Как видно, увеличение скорости детали $V_{\text{дет}}$ от 1 м/мин до 5 м/мин приводит к значительному изменению рассматриваемых параметров. Во-первых, при глубине шлифования $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м безразмерный коэффициент η принимает отрицательные значения, что лишено физического смысла, т.е. процесс шлифования неосуществим. Во-вторых, при глубине шлифования $t = 0,3 \cdot 10^{-3}$ м безразмерный коэффициент η принимает значения, близкие к нулю, т.е. установившийся режущий рельеф алмазного круга почти не отличается от исходного режущего рельефа. Значение параметра N_{\max} , полученное по зависимости (3.43), и значение N_{\max} , полученное по преобразованной зависимости (3.19) для условия $\eta = 0$ и приведенное в табл. 3.9, также почти одинаковые.

Необходимо отметить, что параметр x при скорости детали $V_{\text{дет}} = 5$ м/мин с изменением глубины шлифования t изменяется более интенсивно, чем при $V_{\text{дет}} = 1$ м/мин. Параметр N при $V_{\text{дет}} = 1$ м/мин и при $V_{\text{дет}} = 5$ м/мин почти не изменяется с увеличением глубины шлифования t . Таким образом, получены расчетные зависимости основных физических параметров шлифования, которые могут быть использованы при анализе и оптимизации процесса шлифования.

3.5. Взаимосвязь параметров режущего рельефа алмазного круга с производительностью обработки

Полученные теоретические решения согласуются с экспериментальными данными, приведенными в работе [124]. Так, результаты экспериментальных исследований (рис. 3.10) геометрических параметров алмазных зерен m (в % от всех зерен, находившихся в мгновенном контакте), выпавших из алмазного круга показали, что с увеличением поперечной подачи за двойной ход ($S_{\text{поп}}$, мм/дв.ход), соответственно и с увеличением относительного расхода алмаза (q , мг/см³) количество зерен с площадками износа и со сколами снижается, а количество выпавших из связки алмазного круга зерен без заметного изменения формы и размеров – увеличивается. Такая закономерность

прослеживается для всех рассматриваемых пар "абразив – обрабатываемый материал".

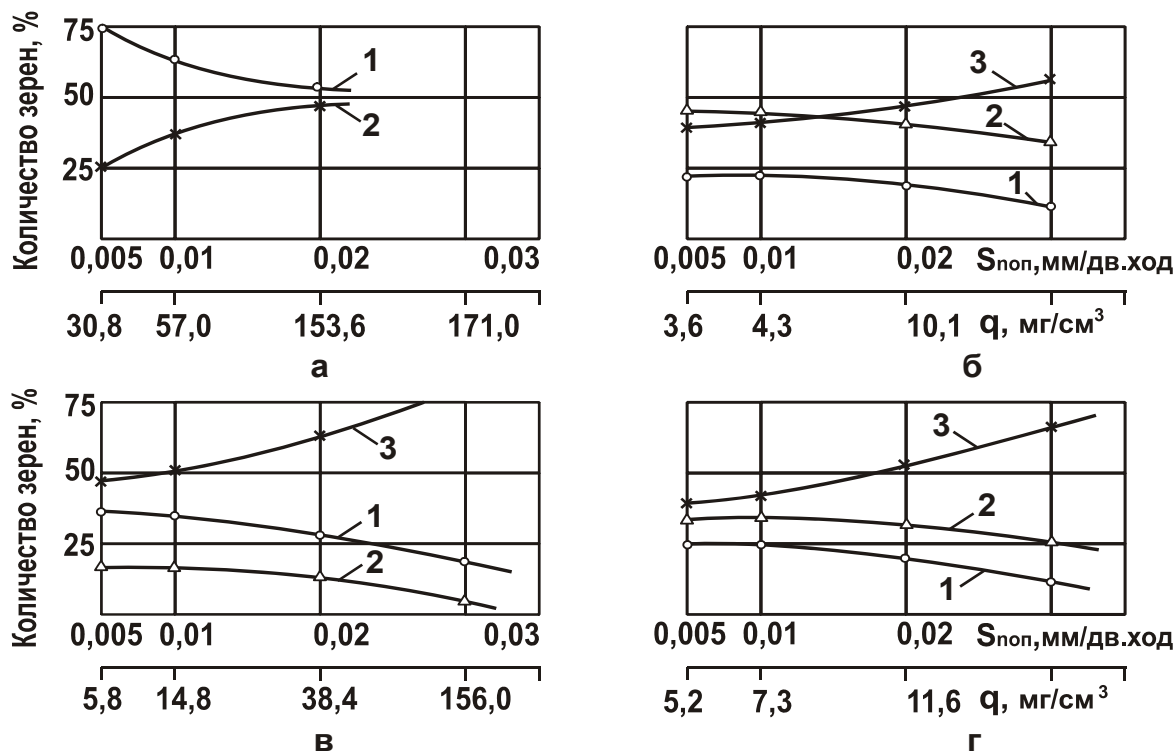


Рис. 3.10. Характер износа кругов из различных алмазов и кубонита: а – алмаз AC2 по стали ШХ15; б – алмаз AC15 по стали ШХ15; в – кубонит КР по стали ШХ15; г – алмаз AC15 по стали Р12ФМ5; зерна со сколами (1), с площадками износа (2) и выпавшие зерна (3)

Для кругов из малопрочного кубонита характерен незначительный процент зерен с площадками износа. Для кругов из прочных алмазов марки AC15 этот процент выше, а для малопрочных алмазов марки AC2 – практически равен нулю. Это указывает на то, что алмазные зерна AC2 разрушаются и выпадают из связки практически не претерпев линейного износа. Меньшему линейному износу зерен AC2 соответствует чрезвычайно высокий относительный расход алмаза q , достигающий значений 153 мг/см³, тогда как при тех же условиях обработки кругом с алмазами AC15 относительный расход алмаза q на порядок меньше (рис. 3.10).

Из этого вытекает четкая корреляция между процентом алмазных зерен с площадками износа и относительным расходом алмаза q . Наименьший относительный расход алмаза q достигается при шлифовании кругом с алмазом AC15, затем в порядке увеличения – кругами с алмазами AC6, AC4 и AC2.

Для иллюстрации сделанного вывода следует провести анализ зависимости $P = \sigma \cdot S$. Вполне очевидно, что с увеличением поперечной подачи увеличивается площадь поперечного сечения среза S и предельное значение P (из условий прочности зерна) достигается при меньших значениях σ . Физически это возможно при резании более острым зерном, т.е. когда величина линейного износа зерна x меньше. При фиксированном значении S (при заданной поперечной подаче) меньшее предельное значение P (для алмазов марки АС2) достигается также при меньшем значении σ , что возможно при резании более острым зерном, т.е. когда величина линейного износа зерна x меньше. Следовательно, при постоянном предельном значении P переменной величиной в процессе шлифования является величина x , которая и приводит к изменению удельного расхода алмаза. Исходя из этого, с учетом $K_{\text{ш}} = P_z / P_y$ определена производительность обработки

$$Q = \frac{P_y \cdot V_{\text{кр}} \cdot (K_{\text{ш}} - f)^2}{2 \cdot \sigma_{\text{сж}}}, \quad (3.45)$$

где P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

f – коэффициент трения связки круга с материалом;

$\sigma_{\text{сж}}$ – предел прочности на сжатие материала, Н/м².

Из зависимости (3.45) следует, что добиться увеличения производительности обработки Q можно применением силового шлифования (увеличение P_y), скоростного шлифования (увеличение скорости круга $V_{\text{кр}}$) и повышением режущей способности алмазного круга, которая обобщенно определяется разностью параметров $(K_{\text{ш}} - f)$. Причем, разность $(K_{\text{ш}} - f)$ оказывает на производительность Q наибольшее влияние, поскольку входит в зависимость (3.45) во второй степени.

Увеличить $(K_{\text{ш}} - f)$ можно, во-первых, за счет поддержания на алмазном круге "острого" режущего рельефа (увеличение $K_{\text{ш}}$) путем обеспечения его работы в режиме самозатачивания, применения комбинированных методов шлифования алмазными кругами на металлических связках с введением в зону резания или автономно к кругу дополнительной электрической энергии и др. Во-вторых, за счет применения эффективных технологических сред, высокопористых абразивных кругов, импрегнации круга (т.е. за счет уменьшения f) [72; 98; 134].

Определяющее влияние разности параметров $(K_{\text{ш}} - f)$ на производительность обработки Q обусловлено еще и тем, что по мере затупления алмазного круга выполняются условия $K_{\text{ш}} \rightarrow f$ и $Q \rightarrow 0$. Следовательно, разностью параметров $(K_{\text{ш}} - f)$ в процессе шлифования целесообразно управлять. Выражая разность параметров $(K_{\text{ш}} - f)$ через безразмерный коэффициент η , определяющий степень затупления зерна ($\eta \rightarrow 0$ – для острого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленного зерна), производительность обработки принимает вид:

$$Q = \frac{2 \cdot P_y \cdot V_{\text{кр}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}} \cdot (1 - \eta), \quad (3.46)$$

где 2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна;

HV – твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, $\text{H}/\text{м}^2$.

Расчетно-экспериментальным путем установлено, что при шлифовании алмазными кругами на органических и керамических связках безразмерный коэффициент η меньше, а производительность обработки больше, чем при шлифовании алмазными кругами на металлических связках. Применение электроэрозионной правки алмазного круга на металлической связке позволяет уменьшить безразмерный коэффициент $\eta \rightarrow 0$ и, соответственно, увеличить производительность обработки.

Установлено также, что входящий в зависимость (3.46) параметр P_y необходимо рассматривать как активную часть радиальной составляющей силы резания P_y , которая затрачивается на вдавливание зерен алмазного круга в обрабатываемый материал. Вторая – пассивная – часть силы P_y затрачивается на сжатие слоя образующихся стружек в межзеренном пространстве алмазного круга и на истирание связки.

Например, установлено, что при шлифовании алмазными кругами на органической и керамической связках активная часть силы P_y значительно меньше (составляет 10 ... 30 % от общей силы P_y), чем при шлифовании алмазным кругом на металлической связке, работающим с использованием электроэрозионной правки. В этом случае практически исключается контакт образующихся стружек со связкой алмазного круга. Здесь активная часть силы P_y составляет до 90 %.

При шлифовании сталей и других пластичных материалов актив-

ная часть силы P_y значительно меньше, чем при шлифовании твердых сплавов и других высокопрочных хрупких материалов, что и объясняет низкую обрабатываемость сталей при шлифовании.

При шлифовании пластичных материалов происходит заполнение межзеренного пространства алмазного круга образующимися стружками, что приводит к засаливанию круга и прекращению процесса резания по причине отсутствия выступания зерен из связки.

С учетом $P_y = P_{y_{рез}} + P_{y_{тр}}$, где $P_{y_{рез}}$, $P_{y_{тр}}$ – составляющие силы P_y , обусловленные процессами резания и трения круга с обрабатываемым материалом, имеем: $P_{y_{тр}} \rightarrow P_y$; $P_{y_{рез}} \rightarrow 0$; $Q \rightarrow 0$.

При шлифовании хрупких материалов, когда сплошные стружки фактически не образуются, и засаливание алмазного круга отсутствует, потеря его режущей способности происходит за счет затупления режущих зерен $K_{шрез} \rightarrow 0$; $Q \rightarrow 0$ (где $K_{шрез}$ – коэффициент шлифования, установленный без учета трения круга с обрабатываемым материалом).

Таким образом установлено, что при шлифовании пластичных материалов возникает необходимость в устранении засаливания алмазного круга, а при шлифовании хрупких материалов – в своевременном удалении с рабочей поверхности алмазного круга затупившихся зерен. В первом случае решается задача увеличения $P_{y_{рез}}$, во втором случае – задача увеличения $K_{шрез}$.

3.6. Упрощенный расчет и анализ основных параметров алмазного шлифования

Учитывая, что параметр $\sigma_{сж}$ определен не для всех обрабатываемых материалов (в частности, композиций материалов), получено приближенное аналитическое решение для расчета основных параметров алмазного шлифования с учетом соотношения $\sigma = A / H_{max}^n$:

$$\eta = 1 - \frac{A}{P} \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5} \cdot A^2}{m \cdot V_{кр} \cdot P^2} \right)^{\frac{(2-n)}{(2n-1)}}; \quad (3.47)$$

$$H = \frac{P}{A} \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5} \cdot A^2}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P^2} \right)^{\frac{n-1}{2n-1}}; \quad (3.48)$$

$$H_{\text{max}} = \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5} \cdot A^2}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P^2} \right)^{\frac{1}{2n-1}}; \quad (3.49)$$

$$\sigma = A \cdot \left(\frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P^2}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5} \cdot A^2} \right)^{\frac{n}{2n-1}}, \quad (3.50)$$

где A – параметр, определяющий прочностные свойства обрабатываемого материала;

n – показатель энергоемкости процесса ($n = 0,5 \dots 1,0$).

Исходя из рис. 3.11, с изменением n параметры H , H_{max} , x и σ могут изменяться по самым разнообразным зависимостям. Наиболее чувствительным к изменению является параметр H_{max} . Параметр H изменяется незначительно, а при $n = 1$ остается неизменным.

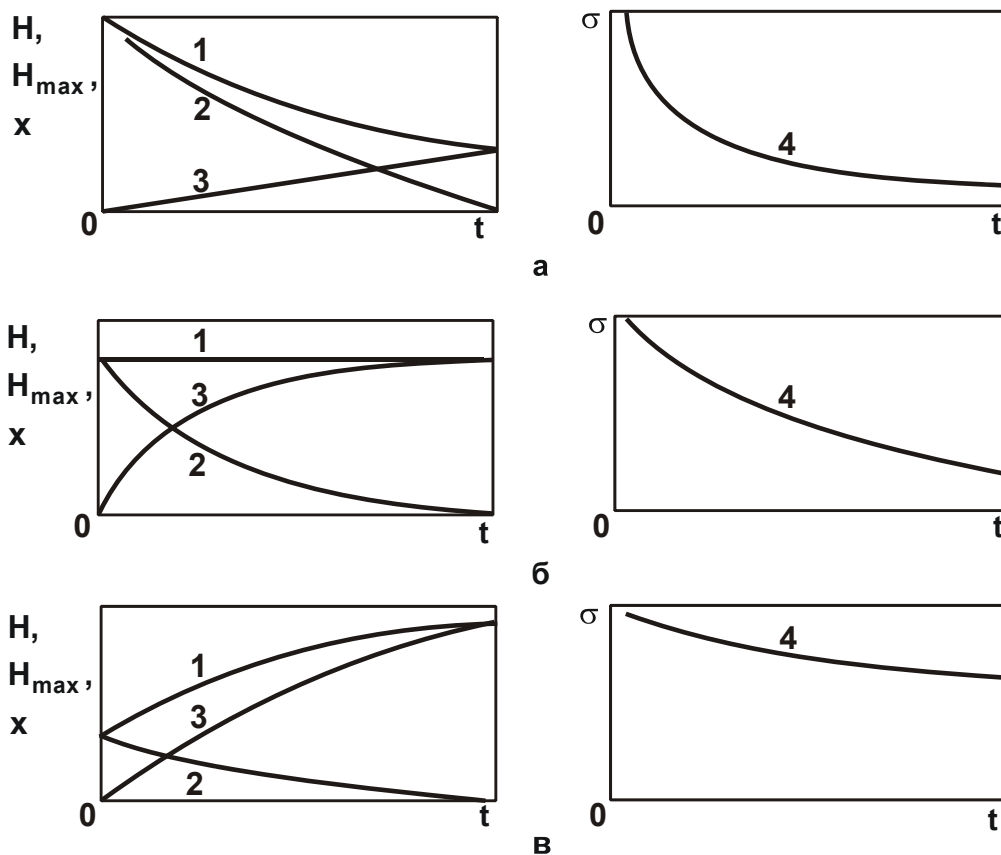


Рис. 3.11. Примерные зависимости H (1), H_{max} (2), η , x (3), σ (4) от t для разных значений n : а – $n = 0,75$; б – $n = 1,0$; в – $n = 1,5$

Анализ приведенных зависимостей показывает, что с увеличением нагрузки P , при неизменности условий шлифования, параметры H , η , χ и σ увеличиваются, а параметр H_{\max} уменьшается. Это указывает на то, что нагрузка P , действующая на максимально выступающее зерно, с течением времени шлифования увеличивается и достигает своего предельного значения не сразу, а после определенного линейного износа зерен, зависящего от параметров режима шлифования, характеристик алмазного круга и детали.

В приведенные зависимости (3.47) – (3.50) входят два неизвестных параметра A и P , которые определяются расчетно-экспериментальным путем на основе экспериментальных данных тангенциальной составляющей силы резания P_z и параметра шероховатости поверхности R_{\max} с использованием зависимостей:

$$A = \frac{4^{\frac{n}{6}} \cdot (3-n) \cdot (6-n) \cdot P_z \cdot R_{\max}^{\frac{5n}{6}} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}}{2,64 \cdot B \cdot t^{\left(1-\frac{n}{6}\right)}}; \quad (3.51)$$

$$P = \frac{4^{\frac{n}{6}} \cdot (3-n) \cdot (6-n) \cdot P_z \cdot R_{\max}^{\frac{5}{12}} \cdot \left(\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{кр}} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{дет}}} \right)}{2,64 \cdot B \cdot t^{\left(1-\frac{n}{6}\right)}}. \quad (3.52)$$

Для случая $n=0,75$ параметры A и P опишутся:

$$A = \frac{4^{\frac{n}{6}} \cdot (3-n) \cdot (6-n) \cdot P_z \cdot R_{\max}^{\frac{5}{12}} \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{кр}} \cdot \rho^{\frac{1}{2}}}{m \cdot V_{\text{дет}}} \right)^{\frac{1}{2}}}{2,64 \cdot B \cdot t^{\frac{2}{3}}}; \quad (3.53)$$

$$P = \frac{16,87 \cdot P_z \cdot R_{\max}^{0,4} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{кр}} \cdot \rho^{0,5}}{m \cdot V_{\text{дет}}} \right)^{0,5}}{B \cdot t^{0,665}}. \quad (3.54)$$

Как видно, в зависимости (3.53) и (3.54) входят параметры P_z и R_{\max} , которые следует установить экспериментально для конкретных условий обработки. Поэтому проведены экспериментальные исследования и получены зависимости $P_z - t$ и $R_a - t$ для различных значений $V_{\text{дет}}$ (рис. 3.12,а). Принимая условие $R_{\max} \cong 5R_a$ и подставляя соответствующие исходные данные в зависимости (3.53) и (3.54), получены расчетно-экспериментальные значения A и P (табл. 3.10).

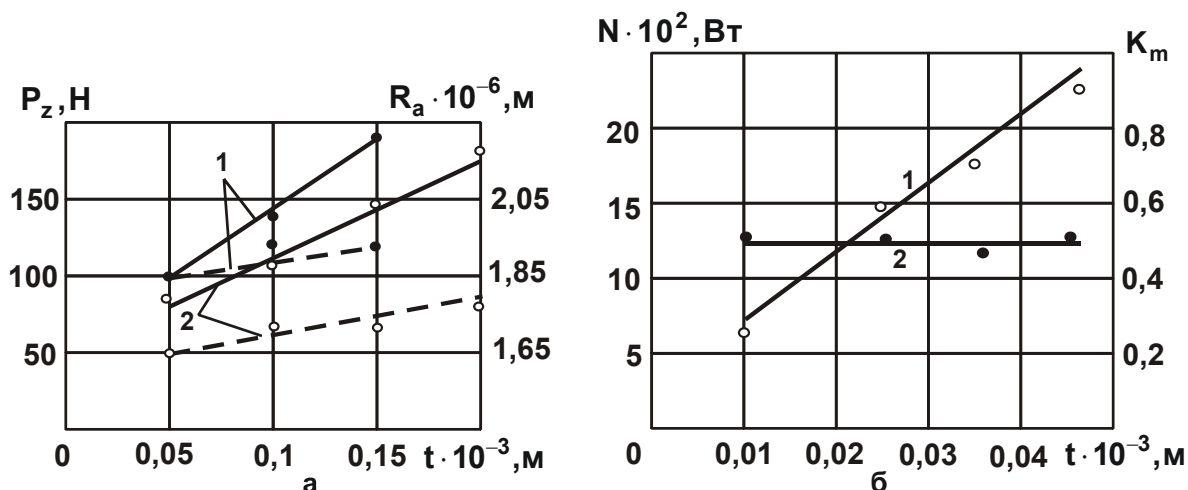


Рис. 3.12. Зависимость P_z и R_a (а), N и $K_{ш}$ (б) от t .

Условия проведения экспериментов:

а – алмазный круг 1А1 300×25 АС6 200/160 МО4 4; обрабатываемый материал – твердый сплав Т5К10; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_d = 0,9$;

1 – $V_{дет} = 10$ м/мин; 2 – $V_{дет} = 5$ м/мин;

б – круг КР 160/125 Б8 4; обрабатываемый материал – быстрорежущая сталь Р6М5; $V_{дет} = 6$ м/мин; $V_{кр} = 30$ м/с; $B = 8 \cdot 10^{-3}$ м; 1 – N ; 2 – $K_{ш}$

Таблица 3.10

Расчетно-экспериментальные значения параметров А и Р

($m = 100$; $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ м; $B = 22,5 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 0,15$ м;

$R_{дет} = 0,1$ м; $V_{кр} = 35$ м/с)

$V_{дет}$, м/мин	5	5	5	10	10	10
$t \cdot 10^{-3}$, м	0,05	0,1	0,2	0,05	0,1	0,15
$A \cdot 10^5$, Н/м ^{1,25}	36,0	34,7	32,1	30,51	23,7	23,0
P , Н	12,96	11,34	12,0	12,0	10,73	11,2

Анализ полученных результатов показывает, что параметры А и Р в исследованном диапазоне изменения параметров режимов резания мало изменяются. Это подтверждает достоверность разработанной математической модели алмазного шлифования.

Аналогичный расчет параметров А и Р (для $n = 0,75$) произведен по экспериментальным значениям силы резания P_z (мощности шлифования N) и коэффициента шлифования $K_{ш} = P_z / P_y$:

$$A = \frac{4,45 \cdot P_z}{B \cdot t^{0,875}} \cdot \left(\frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot K_{\text{ш}}^2 \cdot \sqrt{2 \cdot \rho}}{3 \cdot m} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{V_{\text{кр}}}{6,75 \cdot V_{\text{дет}}} \right)^{0,75}; \quad (3.55)$$

$$P = A \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^{0,42} \cdot \frac{1}{K_{\text{ш}}^{0,16}}. \quad (3.56)$$

Установлено, что при шлифовании алмазными кругами на металлических связках с использованием электроэрозионной правки параметры A и P (для $n=0,75$) остаются приблизительно постоянными в широком диапазоне изменения параметров режима шлифования (табл. 3.11). Некоторое уменьшение параметра A с увеличением $V_{\text{дет}}$ и t связано с повышением температуры резания и снижением прочности обрабатываемого материала, что согласуется с соответствующими экспериментальными данными профессора Корчака С. Н. [59].

Таблица 3.11

Значения параметров A и P
(алмазный круг 1А1 300×25 АС6 200/160 4 М04; обрабатываемый материал – твердый сплав Т5К10; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $B = 22,5 \cdot 10^{-3}$ м)

$V_{\text{дет}}$, м/мин	5	5	5	10	10	10
$t \cdot 10^{-3}$, м	0,05	0,1	0,2	0,05	0,1	0,15
$A \cdot 10^5$, Н/м ^{1,25}	5,34	5,14	4,76	4,52	3,51	3,4
P , Н	1,92	1,68	1,78	1,78	1,59	1,66

Такая закономерность выявлена для различных характеристик алмазных кругов, обрабатываемых материалов и схем шлифования, в том числе на основе экспериментальных данных ряда авторов. Так, например, при плоском многопроходном шлифовании алмазным кругом на органической связке быстрорежущей стали Р6М5 параметр A с изменением режимов шлифования изменялся в "узких пределах" $(10 \dots 13,6) \cdot 10^5$ Н/м^{1,25}, а при круглом врезном шлифовании алмазным кругом на металлической связке М2-01 стали ХВГ и стали 45 (по экспериментальным данным мощности резания и шероховатости обработки, полученным Пашковым Д. А. [154]) – в пределах $(13 \dots 15) \cdot 10^5$ Н/м^{1,25}, т.е. независимо от схемы шлифования и характеристики алмазного круга параметр A принимает приблизительно одни и те же значения при изменении режимов шлифования в широких пределах.

Аналогичные результаты получены при алмазной заточке твердосплавного инструмента совместно со сталью (по экспериментальным значениям силы резания и шероховатости обработки, полученным Захаренко И. П. и Шепелевым А. А. [46]): параметр A изменяется в небольших пределах $(8 \dots 10) \cdot 10^5 \text{ Н/м}^{1,25}$, т.е. параметр A достаточно объективно характеризует сопротивляемость материала резанию и может быть использован для оценки обрабатываемости материала шлифованием. Из табл. 3.11 следует, что параметр P в установившемся процессе шлифования, независимо от условий обработки остается приблизительно постоянным, близким к разрушающей зерно нагрузке, а переменным является безразмерный коэффициент η . Аналогичные данные были получены при шлифовании алмазными кругами на металлических связках других характеристик.

Это принципиально новое решение, поскольку в теории шлифования принято считать переменным параметром величину нагрузки P , действующую на зерно, с изменением которой связывают условия изменения основных физических и технологических параметров: износ круга, силы и температуры резания, параметров качества обработки в зависимости от условий шлифования. В действительности, изменение указанных параметров происходит не за счет изменения параметра P , а за счет изменения безразмерного коэффициента η .

Заслуживает особого внимания то, что впервые появилась возможность количественной оценки в реальном процессе шлифования величины нагрузки P , действующей на максимально выступающее зерно, которая в установившемся процессе шлифования стремится принять предельное значение, соизмеримое с прочностью зерна на раздавливание, или в зависимости от вида связки – соизмеримое с прочностью удержания зерна в связке круга.

Возможность определения нагрузки P расчетно-экспериментальным путем открывает широкие перспективы установления новых резервов повышения эффективности алмазного шлифования. Во-первых, это создание новых алмазных кругов, в которых можно реализовать условие равенства прочности собственно зерен и прочности удержания их в связке, что позволит максимально использовать высокую режущую способность алмазного круга. Во-вторых, это принципиально новый подход к разработке высокопроизводительных процес-

сов шлифования алмазными кругами на металлических связках, состоящий в установлении таких соотношений параметров режима шлифования, которые обеспечивают реализацию условия примерного равенства "трех сил" – силы, действующей на максимально выступающее зерно; силы, определяющей прочность зерна на раздавливание; силы, удерживающей зерно в связке круга.

Необходимо отметить, что условие примерного равенства "трех сил" следует рассматривать как достаточное условие высокопроизводительного шлифования алмазными кругами на металлических связках, поскольку необходимое условие, состоящее в поддержании при обработке заданного значения безразмерного коэффициента η , на практике уже реализовано путем применения электроэрозионной правки алмазного круга [26].

Для определения относительного расхода алмаза q рассмотрена расчетная схема (рис. 3.13), в которой интенсивность износа алмазного круга определяется временем между объемным разрушением двух наиболее выступающих из связки зерен. Принято, что величина износа наиболее выступающего зерна в момент его объемного разрушения равна x_1 , а второго нижерасположенного зерна в тот же момент равна x_2 , где $x_2 < x_1$. Для разрушения второго зерна, оно должно претерпеть дополнительный линейный износ на величину: $\Delta_0 = x_1 - x_2 = \eta \cdot \Delta$, где Δ – расстояние между вершинами двух наиболее выступающих зерен круга. Из приведенной зависимости следует определяющее влияние безразмерного коэффициента η на Δ_0 , что согласуется с практикой шлифования.

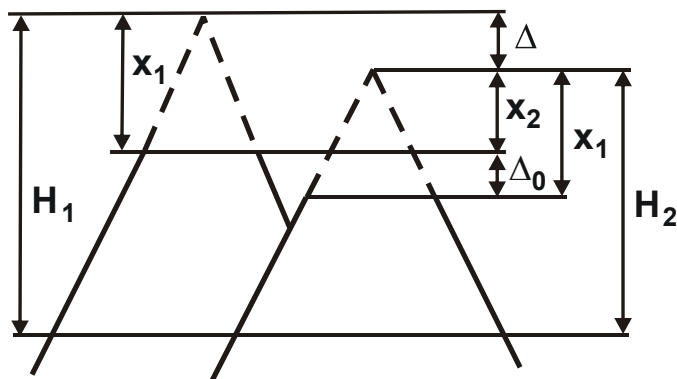


Рис. 3.13. Расчетная схема износа зерен круга

Используя полученную зависимость, аналитически описан отно-

сительный расход алмаза q :

$$q = \frac{10^{-3} \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot \Delta_i \cdot V_{кр}}{\rho_m \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \eta}, \quad (3.57)$$

где ρ_a, ρ_m – плотности алмаза и обрабатываемого материала, кг/м^3 ;

Δ_i – линейный износ зерна за одно касание с материалом, м;

α – коэффициент, учитывающий плотность связки круга в зависимости от концентрации алмазных зерен.

Из зависимости (3.57) можно сделать вывод об эффективности управления безразмерным коэффициентом η в процессе высокопроизводительного шлифования алмазными кругами на металлических связках, поскольку характер изменения относительного расхода алмаза q определяется главным образом величиной η .

Как видно, при условии $\eta \rightarrow 0$ относительный расход алмаза $q \rightarrow \infty$, что согласуется с многочисленными экспериментальными данными [46–49; 52; 62; 63; 71; 100; 108; 119; 120; 130; 132]. Например, согласуется с известными экспериментальными данными Сагарды А. А.

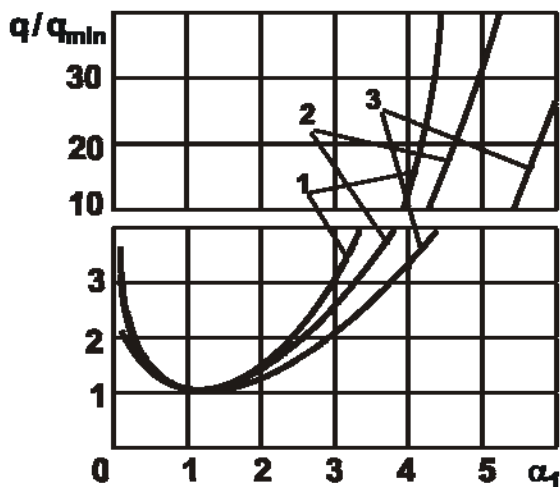


Рис. 3.14. Зависимость q/q_{\min} от $\alpha_1 = t/t_{\text{экстр}}$: 1 – $n=0,75$; 2 – $n=1,0$; 3 – $n=1,5$

[124] по анализу выпавших из связки алмазных зерен, когда с увеличением глубины шлифования количество выпавших зерен с площадками износа (что соответствует снижению коэффициента η) уменьшается.

Важной особенностью зависимости (3.57) является ее экстремальность. Нетрудно видеть, что при изменении параметров режима шлифования t и $V_{дет}$ с учетом зависимости (3.10) относительный расход алмаза q проходит точку минимума (рис. 3.14), т.е. существует экстремальное значение безраз-

мерного коэффициента η , которое, например, для $n=0,75$ равно $\eta_{\text{экстр}} = 0,88$. Приведенные на рис. 3.15 экспериментальные зависимости $q-t$ для различных значений скорости детали $V_{дет}$ согласуются с результатами аналитических исследований. Так, с увеличением скоро-

сти детали $V_{дет}$ минимум относительного расхода алмаза q увеличивается, а экстремальная глубина шлифования смещается в область меньших значений t , что свидетельствует о возможности снижения q в условиях круглого продольного глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали и долевой продольной подачей, близкой к единице.

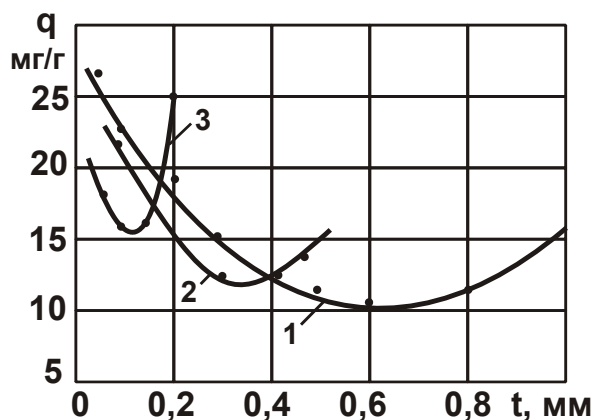


Рис. 3.15. Зависимость относительного расхода алмаза q от глубины шлифования t : обрабатываемый материал – твердый сплав ВК15, алмазный круг – 1А1 300×25 АС6 250/200 М1-02 4; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_d = 0,9$; 1 – $V_{дет} = 1$ м/мин; 2 – $V_{дет} = 3$ м/мин; 3 – $V_{дет} = 6$ м/мин

Экспериментально подтверждено, что в точках минимума относительного расхода алмаза, независимо от сочетания параметров режима шлифования, величина линейного износа зерна принимает практически одно значение, соответствующее примерно значению $\eta = 0,88$, а параметры x и H_{max} определяются зависимостями:

$$x = \eta_{экстр} \cdot (1 - \eta_{экстр})^{\frac{n-1}{2-n}} \cdot \left(\frac{P}{A}\right)^{\frac{1}{2-n}}; \quad (3.58)$$

$$H_{max} = (1 - \eta_{экстр})^{\frac{n-1}{2-n}} \cdot \left(\frac{P}{A}\right)^{\frac{1}{2-n}}. \quad (3.59)$$

Таким образом, аналитически установлено и экспериментально подтверждено, что взаимосвязь между производительностью обработки Q и относительным расходом алмаза q обусловлена изменением величины η , уменьшение которой, начиная от значения $\eta = 0,88$, при условии $P = const$ предполагает непрерывное увеличение параметров Q и q . Следовательно, для эффективного осуществления процесса

шлифования необходимо безразмерный коэффициент η изменять в пределах $0 \dots 0,88$. Учитывая, что производительностью обработки Q при значениях $\eta=0$ и $\eta=0,88$ отличается в 6 раз, в качестве критерия оптимизации следует использовать минимум относительного расхода алмаза q . Для более углубленного анализа процесса шлифования оптимальное значение безразмерного коэффициента η следует устанавливать на основе аналитической зависимости для определения себестоимости обработки C .

Исходя из этого, теоретически установлено, что аналогично относительному расходу алмаза q , по экстремальной зависимости для условий $P = \text{const}$ и $n = 0,75$ с увеличением глубины шлифования t изменяется себестоимость обработки C (рис. 3.16), представленная в работе в безразмерных величинах:

$$\frac{C}{C_{\text{экстр}}} = \frac{0,34}{\left[\alpha_1^{0,5} \cdot (1 - 0,12 \cdot \alpha_1^{1,25} \cdot \alpha_2^{2,5})^3 \right]} + \frac{0,5}{(\alpha_1 \cdot \alpha_2)}, \quad (3.60)$$

где $\alpha_1 = \frac{t}{t_{\text{экстр}}}$; $\alpha_2 = \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{дет_экстр}}}$;

$C_{\text{экстр}}$, $t_{\text{экстр}}$, $V_{\text{дет_экстр}}$ – экстремальные значения себестоимости обработки, глубины шлифования и скорости детали.

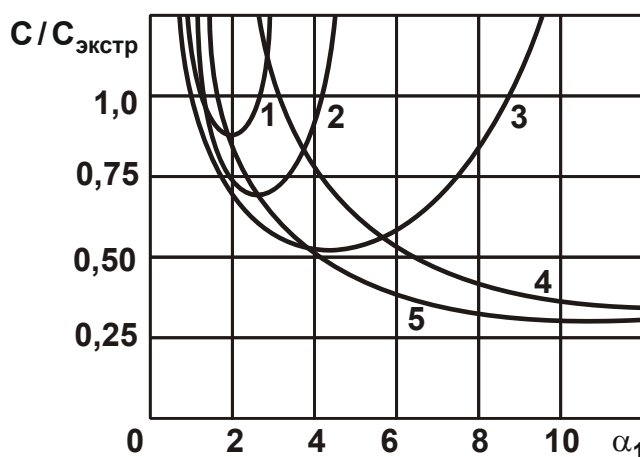


Рис. 3.16. Зависимость $C/C_{\text{экстр}}$ от α_1 :

1 – $\alpha_2 = 1,0$; 2 – $\alpha_2 = 0,8$; 3 – $\alpha_2 = 0,6$; 4 – $\alpha_2 = 0,4$; 5 – $\alpha_2 = 0,2$

Расчетами установлено, что минимум себестоимости обработки достигается при условии $\eta=0,76$. Данное теоретическое решение со-

ответствует многочисленным экспериментальным данным, приведенным в научно-технической литературе [49; 130], согласно которым себестоимость обработки с увеличением глубины шлифования проходит точку минимума. Этим доказано, что экстремум себестоимости обработки обусловлен изменением параметра η при условии $P = \text{const}$. Расчетами установлено также, что экстремальные безразмерные значения себестоимости обработки, относительного расхода алмаза и соответствующие им значения глубины шлифования отличаются лишь постоянными множителями. Следовательно, оптимизация параметров процесса шлифования сводится к определению оптимального значения η в соответствии с зависимостью:

$$\eta = 1 - 0,12 \cdot \alpha_0^{1,25}, \quad (3.61)$$

где $\alpha_0 = \alpha_1 \cdot \alpha_2^2$.

Зная оптимальное значение безразмерного коэффициента η , по приведенным зависимостям определяются остальные параметры шлифования. При этом величину нагрузки P следует принимать равной предельной нагрузке на раздавливание зерна (взятой из справочной литературы [49]), что позволит реализовать условие равенства "трех сил" и добиться повышения производительности обработки.

Прочность обрабатываемого материала учитывается пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{\text{сж}}$ (из справочной литературы) или с использованием параметра A , установленного расчетно-экспериментальным путем. Таким образом, предложены два подхода к расчету параметров шлифования: "чисто" аналитический подход с использованием справочных данных P , $\sigma_{\text{сж}}$ и приближенный подход, требующий предварительного определения параметра A .

3.7. Теоретический анализ параметров режущего рельефа алмазного круга и определение его роли в формировании технологических показателей шлифования

Как показано выше, эффективность алмазного шлифования зависит от состояния рабочей поверхности круга. Развитый режущий рельеф алмазного круга позволяет длительное время поддерживать его высокую режущую способность без осуществления частых

правок, уменьшает склонность круга к засаливанию и появлению тепловых дефектов на обработанной поверхности. Однако добиться на практике высокой работоспособности алмазного круга в течение длительного времени удается не всегда, особенно при шлифовании алмазными кругами на высокопрочных металлических связках, которые быстро теряют режущую способность и нуждаются в правке. Существенным резервом повышения работоспособности таких кругов является шлифование с одновременным непрерывным электроэрозионным или электрохимическим воздействием на его рабочую поверхность. При правильном выборе режима работы источника электрического тока алмазный круг может осуществлять высокопроизводительный съем металла вплоть до полного износа. Такой эффект достигается главным образом за счет своевременного удаления с рабочей поверхности алмазного круга продуктов диспергирования и поддержания в процессе шлифования примерного равенства скоростей линейного износа зерен и связки, которые обеспечивают стабильное выступание зерен над связкой на необходимую высоту. Способы задания оптимальной высоты выступления зерен при алмазной заточке инструментов по упругой схеме подробно изложены в работах [33; 119]. Применительно к круглому наружному шлифованию по жесткой схеме рекомендации по оптимизации и стабилизации режущего рельефа алмазного круга на металлической связке в достаточной степени не разработаны. Отсутствует четкая взаимосвязь основных технологических показателей шлифования с параметрами режущего рельефа алмазного круга, которыми необходимо управлять в процессе шлифования. Оптимизация параметров шлифования, как правило, выполняется методами многофакторного планирования эксперимента с одновременным учетом механических и электрических параметров. Установить оптимальный механический режим работы круга в широком диапазоне изменяемых параметров шлифования и затем для него подобрать электрический режим правки, обеспечивающий стабилизацию режущего рельефа алмазного круга, сложно. В связи с этим, в работе предложен подход к аналитической оптимизации параметров режущего рельефа алмазного круга на металлической связке, основанный на раздельном учете механического и электрического режимов шлифования.

При выполнении расчетов условно принимается равенство скоростей износа зерен и связки, что позволяет определить оптимальную

скорость износа зерен и по ней электрический режим правки, обеспечивающий удаление связки со скоростью, равной расчетной скорости износа зерен.

При решении задачи оптимизации следует исходить из установленного выше условия, что для любого режима шлифования, характеристики алмазного круга и обрабатываемого материала существует свой установившийся (прочностной) режущий рельеф круга, соответствующий энергетическому равновесию системы "круг – деталь". Образование устойчивого (равновесного) рельефа происходит после определенного времени приработки круга. В момент стабилизации рельефа сила резания, действующая на максимально выступающее зерно, в зависимости от вида износа круга принимает значение, равное силе, разрушающей зерно, или вываливающей его из связки. В случае равенства этих трех сил относительный расход алмаза q принимает минимум, и задача оптимизации сводится к выбору параметров шлифования, обеспечивающих наилучшее сочетание технологических показателей в точках q_{\min} .

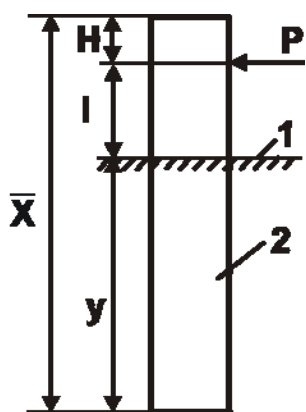


Рис. 3.17. Расчетная схема устойчивости системы "зерно – связка": 1 – уровень связки; 2 – зерно

Исходя из этого, следует провести более подробный анализ равновесного состояния системы "зерно – связка". Для удобства анализа необходимо представить максимально выступающее зерно в виде закрепленного стержня, на который действует постоянная сила резания P , равная предельной (разрушающей) силе (рис. 3.17). Условием равновесия такого стержня будет равенство моментов от силы P и реакции заделки $\bar{m} = f(y)$. Поскольку моменты $M = P \cdot l$ и \bar{m} являются переменными величинами, зависящими от l и y , то может показаться, что существует бесконечное множество сочетаний

l и y , при которых стержень сохраняет устойчивое равновесие. На самом деле, как показано в работе [124], параметры H и l для данного режима шлифования вполне однозначны и поэтому стержень имеет единственное устойчивое равновесное состояние.

Для оценки влияния параметров режима шлифования и других параметров на H , l и технологические показатели шлифования следует воспользоваться преобразованной зависимостью (3.17) для определения максимальной толщины среза H_{\max} с учетом соотношений

$$\sigma = A / H_{\max}, \quad b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}; \quad k = \frac{3m \cdot (1 - \varepsilon)}{200\pi \cdot \bar{X}^2} \quad [3]:$$

$$H_{\max} = \left(1 + \sqrt{1 - \frac{m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot P^3 \cdot H_{\max}^3}{72 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}} \right)^{-1} \times \quad (3.62)$$

$$\times \frac{600\pi \cdot A^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P^2},$$

где m – объемная концентрация зерен круга;

\bar{X} – зернистость круга, м;

$R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – радиусы круга и детали, м;

$(1 - \varepsilon)$ – коэффициент, учитывающий прочность удержания зерна в связке;

b – максимальная высота выступания зерна над связкой круга, м;

k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м².

Слагаемое в скобках изменяется в пределах 1 ... 2 и поэтому не оказывает существенного влияния на максимальную толщину среза H_{\max} . Следовательно, его в принципиальных решениях можно не рассматривать. Тогда условное напряжение резания σ примет вид:

$$\sigma = \frac{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P^2}{600\pi \cdot A \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}}. \quad (3.63)$$

Параметр H , характеризующий максимальную глубину внедрения металла вглубь рабочей поверхности круга по отношению к неизношенному максимально выступающему зерну, определится:

$$H = \frac{600\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \right)}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot P} \cdot \sigma = \frac{P}{A}. \quad (3.64)$$

Как следует из зависимости (3.64), параметр H зависит лишь от прочности зерна и обрабатываемого материала. Параметры режима шлифования, геометрические размеры алмазного круга и детали, концентрация зерен в круге, марка связки на параметр H не оказывают влияния. Зернистость круга влияет на параметр H , однако, не через форму и геометрические размеры зерен, а через изменение собственно их прочности P .

Исходя из полученных результатов, можно заключить, что в точках q_{\min} параметр $l = \xi \cdot \Delta = \xi \cdot \frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}} = \xi \cdot \frac{Q}{B_1 \cdot V_{\text{кр}}}$, а, следовательно, и производительность обработки $Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ остаются постоянными величинами независимо от сочетания параметров режима шлифования. Здесь ξ – коэффициент, учитывающий степень заполнения межзеренного пространства стружкой ($\xi = \text{const}$); Δ – толщина слоя стружки, равномерно расположенной на рабочей поверхности круга, м; B_1 – продольная подача, м/об. Такой результат согласуется с экспериментальными данными, приведенными в работе [33].

Не оказывает влияния на производительность обработки Q в экстремальных точках относительного расхода алмаза q_{\min} изменение концентрации зерен, поскольку параметры H и l в этих точках остаются постоянными. Несмотря на неизменность производительности обработки Q , относительный расход алмазов в точках q_{\min} неодинаков для различных режимов шлифования и концентрации алмазного круга:

$$q = \frac{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot B \cdot \bar{X}^3 \cdot A^2 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)} \cdot \eta}{B_1 \cdot \sqrt{t} \cdot P^2}, \quad (3.65)$$

где B – ширина круга, м;

η – подкоренное выражение зависимости (3.62).

Так, с увеличением глубины шлифования t при условии $Q = \text{const}$ относительный расход алмазов уменьшается и наиболее предпочтительным вариантом является глубинное алмазное шлифование с небольшой скоростью детали. С увеличением концентрации алмазного круга относительный расход алмазов q сохраняет приблизительно постоянное значение, хотя максимальная толщина среза H_{\max} при этом и уменьшается. Постоянство q в зависимости от кон-

центрации зерен обусловлено тем, что наряду с уменьшением N_{\max} пропорционально увеличивается количество алмазов в единице объема алмазонасного слоя круга. Таким образом, увеличение концентрации зерен не позволяет повысить работоспособность алмазного круга, как это установлено в кинематической модели шлифования [85; 92].

Скорость круга $V_{\text{кр}}$ оказывает на показатели шлифования более сложное влияние, чем параметры $V_{\text{дет}}$, t или m . При условии, что $N = \text{const}$ и $l = \text{const}$, увеличение скорости круга $V_{\text{кр}}$ уменьшает толщину слоя стружки Δ , и появляется возможность повышения производительности обработки Q за счет увеличения скорости детали $V_{\text{дет}}$ или глубины шлифования t . Более эффективным путем является увеличение глубины шлифования t , поскольку при этом относительный расход алмазов q уменьшается более интенсивно.

С повышением прочности связки увеличивается высота межзеренного пространства l и производительность обработки Q . Увеличение производительности обработки позволяет уменьшить N_{\max} и, следовательно, относительный расход алмазов q .

Механизм влияния прочности зерен P на технологические показатели шлифования в точках q_{\min} заключается в том, что с увеличением P увеличивается параметр N , и зерно до объемного разрушения претерпевает больший линейный износ. Высота межзеренного пространства l уменьшается и вызывает уменьшение производительности обработки Q по линейному закону. Максимальная толщина среза N_{\max} также уменьшается интенсивнее, чем производительность обработки Q , и относительный расход алмазов снижается. Такая закономерность изменения q и Q в точках q_{\min} наблюдается до определенного значения P , после чего глубина критической заделки зерна в связке становится недостаточной для его удержания, и зерна выпадают из связки без объемного разрушения.

Таким образом, при увеличении P необходимо выбирать более прочную связку круга, лишь в этом случае потенциальные возможности алмазных зерен могут быть использованы в максимальной степени. Например, трудно добиться минимума относительного расхода алмазов q для алмазных кругов на органической и керамической связках, где глубина критической заделки зерна в связке значительна и условие

энергетического равновесия "зерно – связка" может быть невыполнимо. Аналогичное влияние на величину q_{\min} оказывает обработка пластичных материалов (сталей, титановых сплавов и др.), характеризующая образованием длинных стружек, требующих для свободного размещения большого объема межзеренного пространства круга.

Оценивая устойчивость зерна в связке с учетом полученных решений для определения параметров H_{\max} и H , можно определить оптимальные соотношения прочности зерен и связки, обеспечивающие наилучшие сочетания технологических показателей шлифования.

С увеличением зернистости круга критическая глубина заделки зерна в связке изменяется несущественно, а прочность зерен, высота межзеренного пространства l и производительность обработки увеличиваются.

Максимальная толщина среза H_{\max} с учетом всех изменений параметров P , t , \bar{X} остается практически постоянной, а относительный расход алмазов уменьшается.

С увеличением прочности обрабатываемого материала A уменьшается параметр H и увеличивается l , а, следовательно, и производительность обработки Q . Максимальная толщина среза H_{\max} увеличивается более чем по закону квадратной параболы, и вызывает увеличения относительного расхода алмазов q .

Для численных расчетов производительности обработки, максимальной толщины среза, относительного расхода алмазов в зависимости от параметров шлифования следует установить зависимость для определения параметра l с учетом прочности удержания зерна в связке. Предположим, что момент \bar{m} изменяется по закону $\bar{m} = a \cdot y$, где a – постоянная, зависящая от прочности связки. Тогда, из условия равновесия моментов $M = P \cdot l$ и \bar{m} имеем:

$$P \cdot l = a \cdot y. \quad (3.66)$$

Текущая координата y выражается:

$$y = \bar{X} - H - l. \quad (3.67)$$

После подстановки зависимости (3.67) в (3.66), получено:

$$l = a \cdot \frac{(\bar{X} - H)}{(P + a)}. \quad (3.68)$$

С учетом зависимости (3.64) параметр l примет вид:

$$l = a \cdot \frac{\left(\bar{X} - \frac{P}{A} \right)}{(P + a)}. \quad (3.69)$$

Подставляя выражение $t = \frac{l \cdot V_{кр}}{\xi \cdot V_{дет}}$ в зависимость (3.62), имеем:

$$N_{max} = \frac{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot A^2 \cdot \sqrt{V_{дет} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot \sqrt{V_{кр}} \cdot P^2} \cdot \sqrt{\frac{a}{\xi} \cdot \frac{\left(\bar{X} - \frac{P}{A} \right)}{(P + a)}}. \quad (3.70)$$

Зависимость (3.70) содержит три неизвестных параметра A , a и ξ , считая, что P – известная величина, равная прочности зерна на раздавливание. Параметр a можно определить экспериментально на основе исследований прочности удержания в связке единичного зерна.

Для оценки A и ξ необходимо в зависимость (3.65) и $t = \frac{l \cdot V_{кр}}{\xi \cdot V_{дет}}$ подста-

вить экспериментальные значения q и t , соответствующие точке q_{min} . Таким образом, определяются базовые значения A , a и ξ . Если возникает задача рассчитать параметры Q , q , R_{max} , оптимальный режим шлифования для других значений A и a , то необходимо базовые значения A и a увеличить или уменьшить в соответствующее число раз.

Следует отметить, что предложенный метод оптимизации параметров шлифования является приближенным, поскольку \bar{m} аппроксимируется линейной функцией, не зависящей от размера зерен. Кроме того, трудно прогнозировать ξ для различных обрабатываемых материалов. Зная значения A , a и ξ , можно определить все параметры установившегося рельефа круга и другие физические параметры шлифования, например, линейный износ зерна до разрушения, число касаний зерна с металлом до его разрушения, закон разновысотности вершин зерен, распределение площадок износа, число работающих зерен, скорость износа зерен и ряд других. Используя такую методику расчета, можно решать и обратные задачи по определению силы P , разрушающей зерно непосредственно в процессе шлифования, прочности связки a , обрабатываемого материала A , характер стружкообразования ξ , которые обычно на практике устанавливаются в статических условиях для единичных зерен.

3.8. Теоретическое обоснование условий повышения производительности и качества обработки при алмазном шлифовании

Полученные решения о переменности безразмерного коэффициента η и постоянстве нагрузки P при шлифовании позволяют выявить, обосновать и реализовать новые условия существенного повышения производительности алмазного шлифования. Для этого определена максимально возможная производительность обработки, обусловленная прочностными свойствами рабочей поверхности алмазного круга (рис. 3.2), т.е. при фиксированной (предельной) площади поперечного сечения среза $S = 0,5 \cdot \psi \cdot H_{\max}^2 \cdot \frac{(1+\eta)}{(1-\eta)}$ и условии $\eta = 0$:

$$Q = \frac{\sqrt{2} \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot B}{450 \cdot \pi \cdot X^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \cdot \left[\frac{H_{\max}^3}{2 \cdot \sqrt{t_{\text{нТ}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i\text{Т}}^{5/2} \right]; \quad (3.71)$$

$$V_{\text{дет}} = \frac{Q}{B \cdot t}, \quad (3.72)$$

где $t_{i\text{Т}} = t_{\text{Т}} + i \cdot t$;

$$t_{\text{нТ}} = t_{\text{Т}} + (n-1) \cdot t;$$

$t_{\text{Т}}$ – координата текущей элементарной оболочки, которыми условно представлен снимаемый припуск, м (рис. 3.2);

n – число проходов круга.

Расчетные значения параметра ψ , равного проценту работающих зерен, приведены в табл. 3.12.

Таблица 3.12

Расчетные значения ψ при $H_{\max} = 10 \cdot 10^{-6}$ м

$t \cdot 10^{-6}$, м	1	5	10	50	100
ψ , %	6,65	15,25	43,19	44,0	44,0

Расчетами установлено, что в общем случае производительность обработки Q с увеличением глубины шлифования t изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума (рис. 3.18). Скорость детали при этом непрерывно уменьшается. Доказано, что в точке минимума производительности обработки Q глубина шлифования t равна максимальной (приведенной вероятностной) толщине среза

H_{\max} . Это соответствует переходу от схемы многопроходного ($t < H_{\max}$) к схеме традиционного глубинного ($t > H_{\max}$) шлифования.

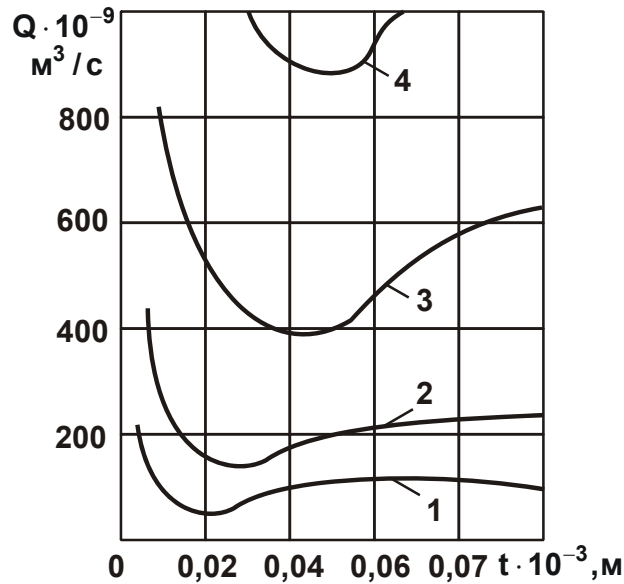


Рис. 3.18. Зависимость производительности обработки Q от глубины шлифования t для заданных значений фиксированной (предельной) площади поперечного сечения среза S :

$$m = 100; \bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}; B = 22,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}; \rho = 17 \text{ м}^{-1}; V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с};$$

$$1 - S = 400 \text{ мкм}^2; 2 - S = 900 \text{ мкм}^2; 3 - S = 1600 \text{ мкм}^2; 4 - S = 2500 \text{ мкм}^2$$

С физической точки зрения минимум производительности обработки Q при условии $S = \text{const}$ обусловлен существованием самой короткой по длине стружки Δl (рассматривая производительность обработки пропорциональной произведению $S \cdot \Delta l$), поскольку с увеличением и уменьшением глубины шлифования t , начиная от значения $t = H_{\max}$, длина стружки Δl увеличивается (в первом случае за счет увеличения длины дуги контакта круга с деталью, во втором – за счет увеличения скорости детали $V_{\text{дет}}$).

Проведенный анализ известных методов алмазного и абразивного шлифования показал, что все они, как правило, реализуют условие $t = H_{\max}$, т.е. минимум производительности обработки Q . Очевидно, для абразивного шлифования это эффективно, поскольку за счет больших нагрузок, действующих на зерна круга, обеспечивается режим интенсивного самозатачивания круга и поддерживается его высокая режущая способность. Для алмазного шлифования это условие приводит к повышенному износу круга, что, собственно, и предопреде-

ляет низкую эффективность применения алмазных кругов при высокопроизводительном шлифовании и нецелесообразность их использования взамен обычных абразивных кругов при съеме больших припусков.

Полученная экстремальная зависимость $Q - t$ определяет кинематические условия существенного повышения производительности обработки, состоящие в реализации новых соотношений между параметрами t и N_{\max} ($t < N_{\max}$; $t > N_{\max}$), т.е. в реализации левой и правой ветвей зависимости (рис. 3.18). В связи с этим разработаны способы шлифования (в том числе на уровне изобретения [19 – 21]), реализующие левую ветвь зависимости $Q - t$, которые основаны на применении схем многопроходного (рис. 3.19,а) и глубинного (рис. 3.19,б) круглого наружного шлифования с относительно большой скоростью детали, близкой к скорости круга; глубинного круглого наружного шлифования периферией круга с относительно небольшой скоростью детали и большой продольной подачей (рис. 3.19,в); глубинного круглого наружного шлифования с относительно небольшой скоростью детали и дополнительными тангенциальными высокочастотными колебательными движениями круга большой амплитуды (рис. 3.19,г); глубинного плоского торцового шлифования с использованием дополнительных высокочастотных колебательных движений круга или детали в направлении, перпендикулярном направлению подачи круга (рис. 3.19,д). Установлено, что эффективность шлифования в данном случае обусловлена прохождением зерен почти "след в след" (табл. 3.12) и возможностью увеличения N_{\max} при фиксированном (предельном) значении площади поперечного сечения среза S (т.е. нагрузки на зерно), что позволяет обработку осуществлять с увеличенной скоростью круга $V_{кр}$ – до 600 м/с и выше. Применение таких условий обеспечивает увеличение производительности обработки в 10 раз и более, что согласуется с опытом зарубежных станкостроительных фирм по созданию шлифовальных станков, реализующих скорость круга до 300 м/с.

Основной кинематической схемой, реализующей правую ветвь зависимости $Q - t$, является глубинное круглое шлифование с относительно небольшой скоростью детали и продольной подачей, близкой к высоте круга (рис. 3.19,е). Эффективность этой схемы шлифования обусловлена, прежде всего, возможностью увеличения глубины шлифования t и, соответственно, площади обработки:

$$Q = \frac{B \cdot m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot X^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \cdot (1 - \eta)^{\frac{(2n-1)}{(2-n)}} \cdot \left(\frac{P}{A}\right)^{\frac{3}{(2-n)}}; \quad (3.73)$$

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot X^3 \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \cdot (1 - \eta)^{\frac{(2n-1)}{(2-n)}} \cdot \left(\frac{P}{A}\right)^{\frac{3}{(2-n)}}. \quad (3.74)$$

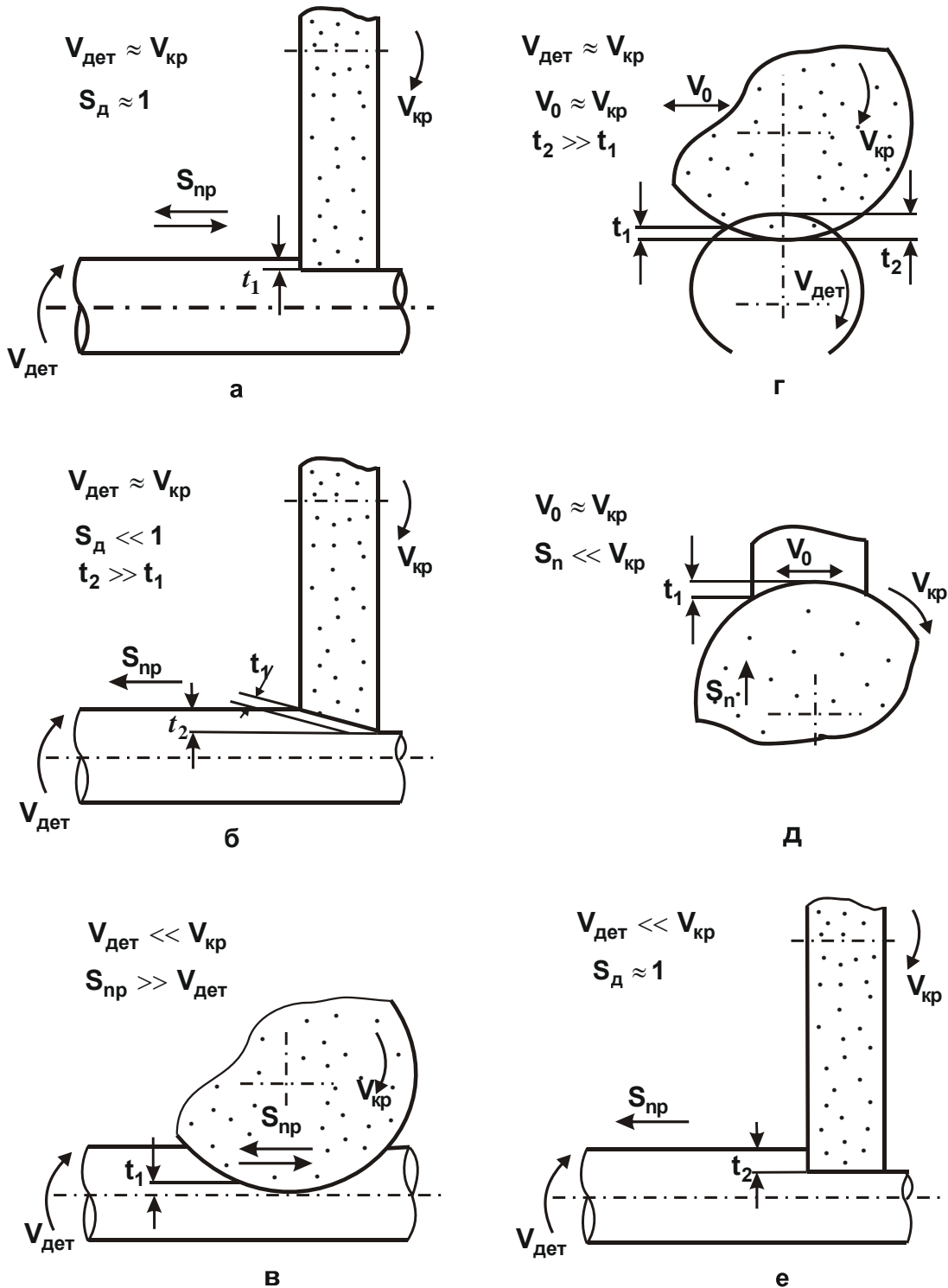


Рис. 3.19. Высокопроизводительные способы шлифования

Например, при съеме припуска величиной до 50 мм за один проход круга, т.е. при увеличении глубины шлифования t в 1000 ... 5000 раз по сравнению с обычным многопроходным шлифованием, производительность обработки в соответствии с зависимостью (3.73) можно увеличивать в 30 ... 70 раз, что согласуется с опытом применения глубинного абразивного шлифования, обеспечивающего производительность обработки $Q = 10000 \text{ мм}^3/(\text{мин}\cdot\text{мм})$ и выше (по данным профессора Ящерицына П. И. [135; 164]). Поэтому применение схемы глубинного алмазного шлифования позволит при экономически приемлемом расходе алмаза существенно повысить производительность обработки – до уровня высокопроизводительного абразивного шлифования и выше, поскольку при алмазном шлифовании можно реализовать более высокие значения нагрузки P и уменьшить безразмерный коэффициент $\eta \rightarrow 0$ (определяющие физические условия повышения производительности обработки). Это обеспечивается применением прочных алмазных зерен и металлических связок, эффективных методов электрофизикохимической правки алмазного круга, позволяющих поддерживать на его рабочей поверхности развитый режущий рельеф. Шлифование с заданным оптимальным значением величины η (определяемым экономически обоснованным расходом алмаза) достигается за счет установления скорости детали $V_{\text{дет}}$ в соответствии с зависимостью (3.74) и электрических параметров правки алмазного круга, исходя из условий $P_z = \text{const}$ или $N = \text{const}$.

Теоретические результаты подтверждены экспериментально (рис. 3.20). С увеличением глубины шлифования t (при постоянной скорости линейного износа круга, что соответствует приблизительно одному значению нагрузки P на зерно) производительность обработки существенно увеличивается. Этим показано, что эффект глубинного шлифования состоит в возможности более интенсивного увеличения глубины шлифования t по сравнению с уменьшением скорости детали $V_{\text{дет}}$, в результате чего их произведение $t \cdot V_{\text{дет}}$, определяющее производительность обработки Q , увеличивается.

В зарубежной научной литературе эффект повышения производительности обработки Q связывают не с интенсификацией режимов шлифования, а с уменьшением вспомогательного времени обработки (уменьшением числа проходов круга и т.д.), т.е. глубинное шлифова-

ние рекомендуется выполнять таким образом, чтобы увеличение глубины шлифования t было пропорционально снижению скорости детали $V_{дет}$, в результате чего их произведение $t \cdot V_{дет}$ остается таким же, как и при обычном многопроходном шлифовании. Очевидно, такой подход не позволяет в полной мере реализовать высокие возможности глубинного алмазного шлифования.

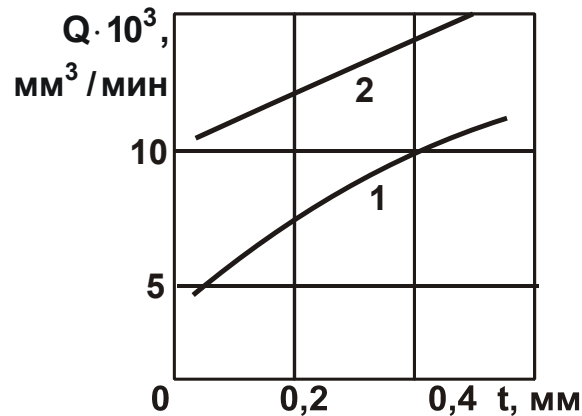


Рис. 3.20. Зависимость производительности обработки Q от глубины шлифования t : обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8; алмазный круг – 1А1 300×25 АС6 250/200 М1-02 4; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_d = 0,9$; 1 – скорость линейного износа круга $h_{л} = 0,005$ мм/мин; 2 – скорость линейного износа круга $h_{л} = 0,01$ мм/мин

Предложенная в настоящей работе схема круглого наружного глубинного алмазного шлифования положительно отличается от известной схемы глубинного шлифования, разработанной в ИСМ НАН Украины, согласно которой скорость продольной подачи $S_{пр}$ уменьшают пропорционально увеличению глубины шлифования t , а скорость детали $V_{дет}$ остается такой же, как и при многопроходном шлифовании. Следуя преобразованной зависимости (3.3)

$$H_{max} = \left[\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{V_{дет} \cdot Q \cdot \rho}{B} \right)^{0,5} \right]^{0,33}, \quad (3.75)$$

добиться увеличения производительности обработки $Q = S_d \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t$ (где S_d – долевая продольная подача) при фиксированном значении H_{max} (определяющем при глубинном шлифовании нагрузку, действующую на зерно) можно за счет снижения скорости детали $V_{дет}$ и, соот-

ветственно, скорости продольной подачи $S_{пр}$. Следовательно, применение глубинного алмазного шлифования с относительно большой скоростью детали $V_{дет}$ малоэффективно, поскольку это приводит к повышенному износу алмазного круга, т.е. скорость детали при глубинном алмазном шлифовании необходимо уменьшать.

Приведенное выше теоретическое решение об экстремальности себестоимости обработки использовано для определения максимально возможной производительности обработки с учетом ограничения по мощности шлифования N :

$$Q = \frac{0,042 \cdot N}{A} \cdot \left(\frac{P}{A} \right)^{0,6} \quad (3.76)$$

Доказано, что максимально возможная производительность обработки в явном виде не зависит от параметров режима шлифования, а определяется лишь параметрами N , P и A , два первых из которых выполняются за счет установления скорости детали $V_{дет}$ и глубины шлифования t в соответствии с зависимостями:

$$V_{дет} = \frac{7,64 \cdot A \cdot B}{N \cdot \rho} \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр} \cdot P^2}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot A^2} \right) \cdot \left(\frac{P}{A} \right)^{0,2}; \quad (3.77)$$

$$t = \frac{0,0055 \cdot N^2 \cdot \rho}{A^2 \cdot B^2} \cdot \left(\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot A^2}{m \cdot V_{кр} \cdot P^2} \right) \cdot \left(\frac{P}{A} \right)^{0,4} \quad (3.78)$$

Из зависимости (3.78) следует важный вывод, связанный с тем, что увеличение прочностных свойств алмазного круга с точки зрения повышения производительности обработки менее эффективно, чем увеличение мощности станка N . При этом расчетами установлено, что максимальные значения производительности обработки Q изменяются в пределах $(0,3 \dots 60) \cdot 10^3$ мм³/мин с учетом $N=(1 \dots 10) \cdot 10^3$ Вт; $P = 1 \dots 5$ Н; $A = (5 \dots 20) \cdot 10^5$ Н/м^{1,25}. Этим доказана возможность в 2 ... 5 раз повысить производительность обработки, используя новые соотношения параметров режима шлифования, определяемые зависимостями (3.77) и (3.78).

Принимая в качестве независимых параметров скорость детали $V_{дет}$ и прочность зерна, определена максимально возможная производительность обработки с учетом ограничения по шероховатости обработанной поверхности R_a и точности обработки δ :

$$Q = \frac{2,16 \cdot V_{кр} \cdot c_1 \cdot K_{ш} \cdot \delta}{A} \cdot R_a^{0,62} \cdot t^{0,128}, \quad (3.79)$$

где c_1 – приведенная жесткость технологической системы, Н/м.

Из приведенной зависимости (3.79) следует, что для обеспечения заданных значений R_a и δ с целью реализации максимально возможной производительности обработки глубину шлифования t следует увеличивать, соблюдая соответствующие соотношения между другими параметрами шлифования.

Производительность обработки при этом принимает весьма большие значения, существенно превышающие значения производительности при обычном многопроходном алмазном шлифовании (рис. 3.18), а параметр шероховатости обработки R_a (рис. 3.21) – относительно небольшие значения. Это указывает на возможность эффективного применения высокопроизводительного алмазного глубинного шлифования взамен абразивного шлифования на операциях предварительной обработки, что подтверждается результатами экспериментальных исследований [79; 85; 92; 132].

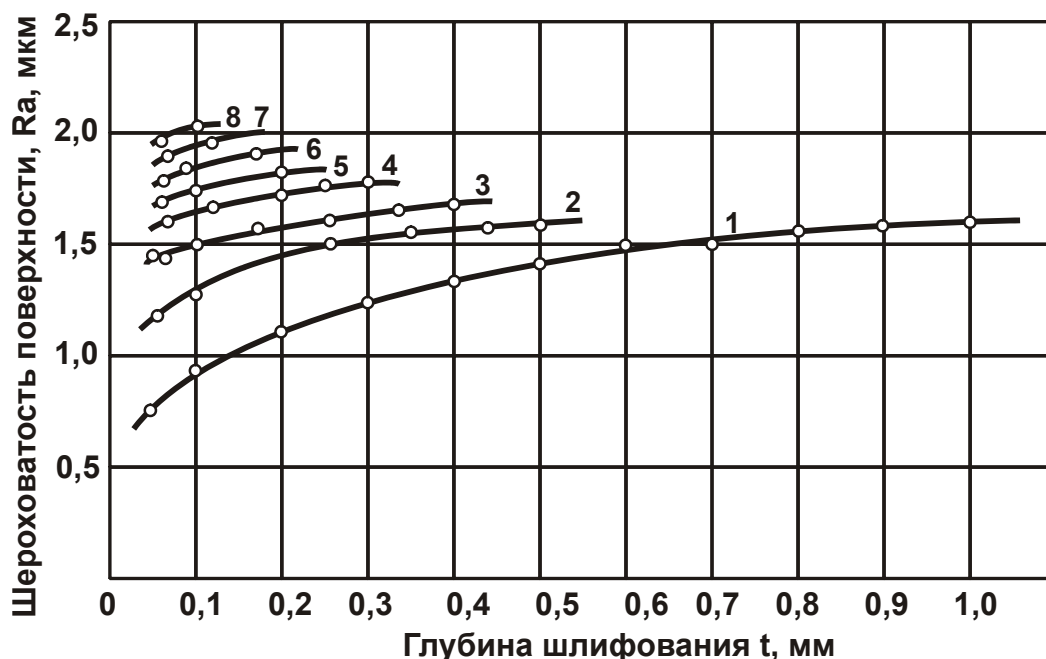


Рис. 3.21. Шероховатость обработанной поверхности при врезном круглом наружном шлифовании:

алмазный круг 1A1 300×25 AC6 200/160 A1 M1-01 4; $V_{кр} = 35$ м/с;

$B = 22,5 \cdot 10^{-3}$ м; обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8;

1 ... 6 – $V_{дет} = 1 \dots 6$ м/мин; 7 – $V_{дет} = 8$ м/мин; 8 – $V_{дет} = 10$ м/мин

Выполненные исследования показали, что одним из основных ограничений применения предложенной схемы глубинного алмазного шлифования является повышенная теплонапряженность процесса вследствие увеличения теплового потока (за счет увеличения производительности обработки Q) и уменьшения скорости перемещения теплового источника (т.е. уменьшения скорости детали $V_{дет}$). В связи с этим, определена максимально возможная производительность обработки Q и реализующие ее параметры режима шлифования с учетом ограничения по температуре резания θ :

$$Q = \frac{0,074 \cdot B \cdot \lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \theta^2 \cdot (1 - \eta)^{1,8}}{A^2 \cdot \psi^2 \cdot t^{0,5} \cdot \rho^{0,5}} \cdot \left(\frac{P}{A}\right)^{1,2}; \quad (3.80)$$

$$V_{дет} = \frac{Q}{B \cdot t}; \quad (3.81)$$

$$V_{кр} = \frac{330,6 \cdot \lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \bar{X}^3 \cdot \theta^2 \cdot (1 - \eta)^{0,2}}{m \cdot A^2 \cdot \psi^2 \cdot t} \cdot \left(\frac{A}{P}\right)^{1,2}, \quad (3.82)$$

где λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/(м·К);

c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К);

ψ – коэффициент, показывающий, какая часть работы переходит в теплоту, поглощаемую обрабатываемой деталью.

Из зависимости (3.80) видно, что с увеличением глубины шлифования t (при условиях $\theta = \text{const}$ и $P = \text{const}$) производительность обработки Q уменьшается. Компенсировать уменьшение производительности обработки Q можно за счет уменьшения величины $\eta \rightarrow 0$ и увеличения нагрузки P , поскольку эти два параметра входят в зависимость (3.80) со значительно большей степенью, чем глубина шлифования t .

Важным условием повышения производительности обработки Q при глубинном алмазном шлифовании следует рассматривать также уменьшение скорости круга $V_{кр}$ по зависимости (3.82) в связи с увеличением глубины шлифования t и нагрузки P , действующей на отдельное зерно круга. Поэтому для поддержания скорости круга $V_{кр}$ на традиционном уровне (30 ... 50 м/с) необходимо увеличивать зернистость и уменьшать концентрацию круга, что согласуется с практикой абразивного глубинного шлифования, основанного на применении крупнозернистых высокопористых абразивных кругов. Установлено, что при выполнении этих условий температура шлифования не превышает 300 °С.

Необходимо отметить, что основной эффект снижения температуры резания при шлифовании обусловлен уменьшением безразмерного коэффициента η на основе применения эффективных методов электроэрозионной и электрохимической правки алмазных кругов на металлических связках. Выполненные рентгенографические исследования обработанных поверхностей твердых сплавов показали, что при глубинном алмазном шлифовании с непрерывной электроэрозионной правкой алмазного круга и использовании оптимальных режимов резания в поверхностном слое обрабатываемой детали формируются благоприятные сжимающие напряжения, т.е. роль теплового фактора в процессе шлифования незначительна, доминирует силовой фактор.

Для снижения температуры резания (без уменьшения производительности Q и увеличения относительного расхода алмаза q) в работе предложен новый способ глубинного прерывистого алмазного шлифования, согласно которому длину впадины прерывистого круга l_2 принимают в 2 ... 6 раз больше длины рабочего выступа круга l_1 , а скорость детали $V_{дет}$ и глубину шлифования t устанавливают в соответствии с зависимостями:

$$V_{дет} = \frac{V_{дет0}}{\left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2}; \quad (3.83)$$

$$t = t_0 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2, \quad (3.84)$$

где $V_{дет0}$, t_0 – оптимальные значения $V_{дет}$ и t для сплошного круга той же характеристики, что и прерывистый круг.

Для реализации данного способа скорость детали $V_{дет}$ необходимо уменьшать, а глубину шлифования t – увеличивать, т.е. чем больше глубина шлифования t , тем больше может быть длина впадины прерывистого круга l_2 и выше эффективность шлифования.

Предложенная схема глубинного алмазного шлифования с относительно небольшой скоростью детали обеспечивает шероховатость обработки в пределах $R_a < 1,25$ мкм. Причем, чем выше глубина шлифования t при условии $H_{max} = const$, тем меньше параметр шероховатости обработки R_a , определяемый в соответствии с зависимостью:

$$R_a = 0,2 \cdot H_{\max} \cdot \left(\frac{H_{\max}}{4 \cdot t} \right)^{0,2} . \quad (3.85)$$

Таким образом, наряду с повышением производительности обработки и снижением относительного расхода алмаза при заданной температуре резания, предложенный процесс глубинного шлифования обеспечивает достаточно высокую чистоту обработки. Это позволяет рассматривать его как способ чистовой обработки.

Эффективность установленных в работе решений проверялась на различных операциях шлифования и заточки режущих твердосплавных и быстрорежущих инструментов в лабораторных и производственных условиях. В результате достигнута достаточно высокая производительность обработки – 20 ... 30 тыс. мм³/мин и более при экономически обоснованном расходе алмаза (в пределах 5 мг/г) и высоком качестве обработанных поверхностей. Это позволяет эффективно использовать алмазные круги на металлических связках как на операциях окончательного, так и предварительного шлифования труднообрабатываемых материалов при съеме относительно больших припусков [151].

На основе проведенных исследований разработаны высокопроизводительные процессы глубинного алмазного шлифования с использованием электроэрозионной правки алмазных кругов на металлических связках применительно к обработке твердосплавных и быстрорежущих инструментов и штампов, высокопрочных графитов, ферритов и других труднообрабатываемых металлических и неметаллических материалов. В частности, разработан высокопроизводительный процесс круглого наружного глубинного алмазного шлифования твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов с режимами резания: $t = 0,1 \dots 1,0$ мм; $V_{\text{дет}} = 0,5 \dots 5,0$ м/мин; $S_d \approx 1,0$. Это позволило до 5 раз увеличить производительность обработки при экономически обоснованном расходе алмаза и обеспечении требуемых показателей качества обрабатываемых поверхностей, а также исключить из технологического процесса шлифования применение обычных абразивных кругов, которые приводили к снижению качества обрабатываемых поверхностей.

Для эффективного осуществления процесса шлифования рекомендуется использовать алмазные круги, в том числе крупногабарит-

ные диаметром 500 мм, на относительно "мягких" металлических связках типа М1-01 и на прочных связках типа М2-01 в режиме непрерывной или периодической электроэрозионной правки.

3.9. Механика процесса алмазного шлифования по жесткой схеме с учетом упругих перемещений, возникающих в технологической системе

На машиностроительных заводах процесс шлифования деталей машин осуществляется по упругой и жесткой схемам. При упругой схеме шлифования обработка производится с постоянной радиальной или тангенциальной силой резания. При этих условиях шлифования обеспечивается требуемая точность и качество поверхностного слоя независимо от износа зерен шлифовального круга и изменения его режущей способности. Данная схема получила широкое применение на операциях доводки, заточки режущих инструментов и др.

При жесткой схеме шлифования обработка производится с фиксированным режимом резания. В этом случае по мере износа круга и снижения режущей способности зерен увеличиваются силы и температура резания, уменьшается производительность обработки. Управлять процессом шлифования в этих условиях чрезвычайно сложно, для этого необходимо раскрыть механизм и физическую сущность явлений, снижающих производительность обработки при фиксированном режиме резания. Для анализа процесса шлифования следует воспользоваться зависимостью для определения радиальной нагрузки, действующей на зерно при резании P_{y1} [31]:

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \left(\frac{S}{\operatorname{tg} \gamma} + x^2 \right), \quad (3.86)$$

где 2γ – угол при вершине конусообразного зерна;

HV – твердость обрабатываемого материала, H/m^2 ;

S – площадь поперечного сечения среза, m^2 ;

x – величина линейного износа зерна, m .

При фиксированном значении S , что соответствует постоянству производительности обработки, с увеличением износа зерна x сила P_{y1} увеличивается. Однако реализовать на практике такую закономерность невозможно, поскольку увеличение силы P_{y1} вызывает образо-

вание упругого перемещения в технологической системе, уменьшение площади поперечного сечения среза S и, соответственно, производительности обработки.

Уменьшение площади поперечного сечения среза S , в свою очередь, приводит к некоторому снижению силы P_{y1} в соответствии с зависимостью (3.86). Вторая часть этой зависимости определяет упругое перемещение в технологической системе, исходя из условия равенства силы P_{y1} и упруго-восстанавливающей силы $P_{упр} = c \cdot y$, где c_1 – жесткость технологической системы, Н/м; y – упругое перемещение, м.

Необходимо отметить, что с увеличением величины линейного износа зерна увеличивается сила P_{y1} . Для достижения такой же по величине упруго-восстанавливающей силы $P_{упр} = c \cdot y$, т.е. для выполнения условия равновесия в технологической системе $P_{y1} = P_{упр}$, должно произойти уменьшение площади поперечного сечения среза S и, соответственно, производительности обработки. Следовательно, по мере износа круга и потери его режущей способности производительность обработки непрерывно уменьшается. Очевидно, чем меньше жесткость технологической системы, тем интенсивнее протекает процесс уменьшения производительности обработки. При существенном увеличении жесткости технологической системы и уменьшении упругого перемещения условие $P_{y1} = P_{упр}$ будет выполняться фактически без уменьшения площади поперечного сечения среза S и производительности обработки, независимо от износа круга.

Таким образом показано, что снижение производительности обработки в связи с износом зерен круга с физической точки зрения обусловлено выполнением равновесия в технологической системе.

Из общего баланса работы, затрачиваемой на шлифование, определенная часть уходит на формирование упругого перемещения y (т.е. создания натяга в технологической системе) и силы $P_{упр} = P_{y1}$.

С увеличением твердости обрабатываемого материала HV , согласно зависимости (3.86), сила P_{y1} увеличивается. Следовательно, для создания такой же по величине силы $P_{упр}$ площадь поперечного сечения среза S должна уменьшиться, что приведет к уменьшению производительности обработки.

Для осуществления высокопроизводительного шлифования материалов повышенной твердости, согласно зависимости (3.86), необходимо уменьшать величину износа зерен x и силу P_{y1} . При этих условиях достигается увеличение площади поперечного сечения среза S и производительности обработки.

Уменьшение величины износа зерен обеспечивает поддержание на рабочей поверхности круга "острого" режущего рельефа, что достигается применением эффективных методов правки круга. При шлифовании материалов повышенной твердости целесообразно использовать прерывистые алмазные круги на прочных металлических связках.

Увеличение предельной силы P_{y1} достигается применением крупнозернистых алмазных кругов, поскольку с увеличением их зернистости прочность зерен увеличивается.

При шлифовании по упругой схеме механизм формирования площади поперечного сечения среза S и производительности обработки иной. При заданном значении силы P_{y1} , что соответствует постоянству радиальной составляющей силы резания P_y , с увеличением износа зерен x площадь поперечного сечения среза S и производительность обработки уменьшаются. Основным условием поддержания S на достаточно высоком уровне является уменьшение износа зерен x и поддержание высокой режущей способности круга.

3.9.1. Расчет параметров процессов микрорезания отдельным зерном и алмазного шлифования по жесткой схеме

Радиальную нагрузку, действующую на отдельное зерно при резании, и упруго-восстанавливающую силу можно представить в виде:

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot H^2; \quad (3.87)$$

$$P_{упр} = c_1 \cdot (H_0 - H), \quad (3.88)$$

где H – глубина внедрения зерна в материал, м;

H_0 – заданная глубина внедрения зерна в материал, м.

Из условия равновесия технологической системы $P_{y1} = P_{упр}$ получено квадратное уравнение относительно неизвестной переменной H :

$$H^2 + \frac{c_1}{0,5 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \pi \cdot HV} \cdot H - \frac{c_1 \cdot H_0}{0,5 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \pi \cdot HV} = 0. \quad (3.89)$$

В результате решения уравнения (3.89) и некоторых преобразований получено:

$$H = \frac{2 \cdot H_0}{\sqrt{1 + \frac{2 \cdot H_0 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \pi \cdot HV}{c_1} + 1}}. \quad (3.90)$$

Знаменатель зависимости (3.90) больше 2. Следовательно, выполняется условие $H < H_0$. За счет упругих перемещений фактическая глубина внедрения зерен H всегда меньше заданной глубины H_0 . Параметр H тем больше, чем больше жесткость технологической системы и меньше твердость обрабатываемого материала HV .

Для анализа производительности обработки параметры H и H_0 следует выразить через линейный износ зерна x :

$$H = \sqrt{\frac{S^2}{\operatorname{tg} \gamma} + x^2}; \quad (3.91)$$

$$H_0 = \sqrt{\frac{S_0^2}{\operatorname{tg} \gamma} + x^2}, \quad (3.92)$$

где S_0 – заданная площадь поперечного сечения среза, м^2 ;

S – текущая площадь поперечного сечения среза, м^2 .

Параметры S_0 и S соответствуют номинальной Q_0 и текущей $Q_{\text{тек}}$ производительностям обработки.

Подставляя зависимость (3.92) в (3.90), и разрешая ее относительно S , получено:

$$S = \frac{4 \cdot (S_0 + x^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma)}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot (S_0 + x^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma) \cdot \pi \cdot HV}{c_1} + 1} \right]^2 - x^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma}. \quad (3.93)$$

С увеличением величины линейного износа зерна x при условии $S_0 = \text{const}$ параметр S уменьшается, поскольку интенсивность увеличения первого слагаемого меньше интенсивности увеличения второго слагаемого. С увеличением S_0 параметр S увеличивается, поскольку интенсивность увеличения числителя выше интенсивности увеличения знаменателя. С увеличением жесткости технологической системы и уменьшением твердости обрабатываемого материала HV параметр S увеличивается.

С учетом зависимости (3.18) для определения параметра H при шлифовании установлена фактическая производительность обработки:

$$Q_{\phi} = \frac{I_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \left[\frac{\text{tg}\gamma \cdot m_2 \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}} \right]^2 \cdot H^2 \cdot (H^2 - x^2), \quad (3.94)$$

где m_2 – объемная концентрация зерен круга;

t – фактическая глубина шлифования, м.

В данной зависимости параметр H определяется из зависимости (3.90), которая включает параметр H_0 , определяемый численным методом из уравнения:

$$H_0 \cdot (H_0^2 - x^2) = \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t_0 \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}}{\text{tg}\gamma \cdot m_2 \cdot V_{\text{кр}}}, \quad (3.95)$$

где t_0 – номинальная глубина шлифования (устанавливается по лимбу станка), м.

Как видно, с увеличением величины линейного износа зерна x параметр H_0 увеличивается, а производительность обработки Q_{ϕ} уменьшается. С увеличением глубины шлифования t_0 при условии $x = \text{const}$ параметры H , H_0 и Q_{ϕ} увеличиваются. С увеличением жесткости технологической системы и уменьшением твердости обрабатываемого материала HV производительность обработки увеличивается.

3.9.2. Расчет производительности обработки по жесткой схеме шлифования с учетом износа круга и упругих перемещений в технологической системе

В работах [55; 79; 151] приведены теоретические расчеты производительности обработки при шлифовании с учетом упругих перемещений в технологической системе, но без учета износа круга. В результате получено дифференциальное уравнение, описывающее закономерности съема материала при круглом наружном шлифовании по жесткой схеме:

$$\frac{d\vartheta}{d\tau} + M \cdot \vartheta = N \cdot \tau, \quad (3.96)$$

где ϑ – объем снятого материала, м³;

τ – время обработки, с;

$$M = \frac{V_{кр} \cdot c_1 \cdot K_{ш}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}; \quad N = \frac{V_{дет} \cdot t \cdot V_{кр} \cdot c_1 \cdot K_{ш}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma}, \quad (3.97)$$

$D_{дет}$ – диаметр детали, м;

$K_{ш} = P_z / P_y$;

P_z, P_y – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

σ – условное напряжение резание, Н/м².

С использованием решения дифференциального уравнения (3.96) получена зависимость для определения текущей производительности обработки:

$$Q_{тек} = \frac{d\vartheta}{d\tau} = V_{дет} \cdot t \cdot l_{дет} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{кр} \cdot c_1 \cdot K_{ш} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \right). \quad (3.98)$$

Как видно, с увеличением времени τ текущая производительность обработки $Q_{тек}$ увеличивается, асимптотически приближаясь к номинальному значению $Q_0 = V_{дет} \cdot t \cdot l_{дет}$ (рис. 3.22).

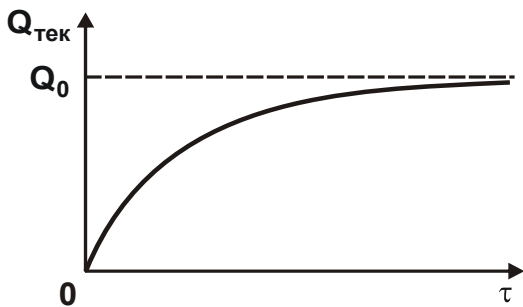


Рис. 3.22. Зависимость текущей производительности обработки $Q_{тек}$ от времени τ без учета износа круга

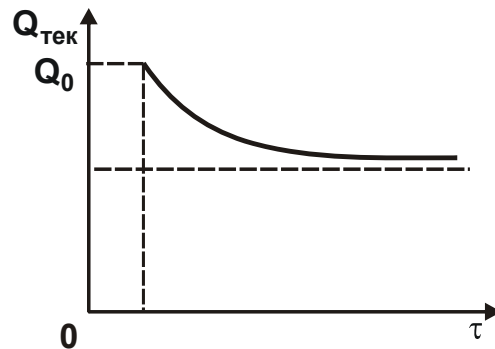


Рис. 3.23. Зависимость текущей производительности обработки $Q_{тек}$ от времени τ с учетом износа круга

Учитывая изменение параметров $K_{ш} = P_z / P_y$ и $\sigma = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{Q_{тек}}$ во времени получено:

$$\frac{K_{ш}}{\sigma} = \frac{Q_{тек}}{P_y \cdot V_{кр}} = \frac{\lambda}{V_{кр}}, \quad (3.99)$$

где λ – удельная интенсивность съема материала, м³/(с·Н).

С учетом соотношения (3.99) постоянные параметры М и N, определяемые зависимостями (3.97), принимают вид:

$$M = \frac{c_1 \cdot \lambda}{\pi \cdot D_{дет} \cdot I_{дет}}; \quad N = \frac{V_{дет} \cdot t \cdot c_1 \cdot \lambda}{\pi \cdot D_{дет}}. \quad (3.100)$$

Известно, что с уменьшением режущей способности круга параметр λ уменьшается. Следовательно, его можно представить в виде:

$$\lambda = \lambda_0 \cdot \left(\frac{\tau_0}{\tau} \right)^n, \quad (3.101)$$

где λ_0 – удельная интенсивность съема материала для "острого" круга (в начале обработки), м³/(с·Н);

τ_0 – начальное значение времени обработки ($\tau_0 > 0$, поскольку при $\tau = 0$ параметр $\lambda \rightarrow \infty$, что не соответствует действительности);

n – показатель степени $0 < n < 1$, при $n = 0$ выполняется условие $\lambda = \lambda_0$ (без учета износа зерен круга).

С учетом зависимости (3.101) параметры М и N следует рассматривать функциями от времени обработки τ , а общее решение уравнения (3.96) выражается зависимостью:

$$\vartheta(\tau) = \left[\int d\tau \cdot N(\tau) \cdot \tau \cdot e^{\int M(\tau) d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int M(\tau) d\tau}, \quad (3.102)$$

где C_1 – постоянная, определяется из начального условия.

В случае $n = 1$ зависимость (3.102) примет вид:

$$\vartheta(\tau) = \frac{N_0}{(1+M_0)} \cdot \tau - C_1 \cdot \tau^{-M_0}, \quad (3.103)$$

где $N_0 = \frac{\tau_0 \cdot c_1 \cdot \lambda_0}{\pi \cdot D_{дет} \cdot I_{дет}}; \quad M_0 = \frac{V_{дет} \cdot t \cdot c_1 \cdot \lambda_0 \cdot \tau_0}{\pi \cdot D_{дет}}$.

Постоянная интегрирования C_1 определяется из начального условия $\vartheta(\tau = \tau_0) = 0$. Откуда

$$C_1 = -\frac{N_0}{(1+M_0)} \cdot \tau_0^{(1+M_0)}. \quad (3.104)$$

Зависимость (3.103) с учетом зависимости (3.104) примет вид:

$$\vartheta(\tau) = \frac{N_0}{(1+M_0)} \cdot \tau \cdot \left[1 - \left(\frac{\tau_0}{\tau} \right)^{(1+M_0)} \right]. \quad (3.105)$$

Текущая производительность обработки $Q_{\text{тек}}$ определится:

$$Q_{\text{тек}} = \frac{d\vartheta(\tau)}{d\tau} = \frac{N_0}{(1+M_0)} \cdot \left[1 + M_0 \cdot \left(\frac{\tau_0}{\tau} \right)^{(1+M_0)} \right]. \quad (3.106)$$

При условии $\tau > \tau_0$ текущая производительность обработки $Q_{\text{тек}}$ во времени τ уменьшается (рис. 3.23). Полученное решение (3.106) принципиально отличается от аналогичного решения (3.98).

Характер изменения величины $Q_{\text{тек}}$ определяет параметр M_0 . С увеличением M_0 текущая производительность обработки $Q_{\text{тек}}$ увеличивается. Начальное значение $Q_{\text{тек}}$ зависит от параметров M_0 и N_0 , которые, как видно из зависимости (3.100), зависят от параметра λ .

Аналогично можно установить решение для промежуточных значений n в диапазоне $0 < n < 1$.

В зависимости от значения n характер изменения текущей производительности обработки $Q_{\text{тек}}$ может быть самым разнообразным: увеличивающимся, убывающим и постоянным. Например, при $n = 0,5$ текущая производительность обработки Q от времени τ увеличивается, асимптотически приближаясь к номинальному значению $Q_0 = I_{\text{дет}} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ (рис. 3.22).

Проведенный анализ позволяет обосновать условия повышения производительности обработки при шлифовании по жесткой схеме с учетом износа круга. Для повышения производительности обработки необходимо уменьшать радиальную составляющую силы резания P_y и увеличивать жесткость технологической системы. При выполнении этих условий повышается точность обработки и улучшается качество поверхностного слоя.

3.10. Области эффективного применения полученных теоретических решений

Подводя итоги по результатам исследований, можно сделать некоторые выводы практического содержания. Общеизвестно, что на протяжении длительного периода времени развитие станкостроения в области создания шлифовальных станков шло преимущественно в направлении совершенствования технологических процессов шлифо-

вания за счет применения новых абразивных материалов, управления процессом шлифования путем введения в зону резания или автономно различных видов дополнительной энергии, создания новых технических решений по конструктивному исполнению станка и т.д. Естественно, все это позволило добиться определенного повышения эффективности шлифования. Вместе с тем, как показано ранее, существуют весьма значительные резервы шлифования, которые до настоящего времени практически не использовались. Такими резервами являются возможности применения новых способов шлифования, реализующих нетрадиционные диапазоны изменения параметров режимов шлифования и их соотношений, определяемых условиями $t < H_{\max}$ и $t > H_{\max}$. Об эффективности применения этих диапазонов параметров режимов шлифования свидетельствует тот факт, что фактически все существующие шлифовальные станки, независимо от вида шлифования, реализуют условие $t \cong H_{\max}$, соответствующее, по сути, минимальной производительности обработки, тогда как максимум производительности обработки достигается при условиях $t < H_{\max}$ и $t > H_{\max}$.

Таким образом, переход в область новых диапазонов изменения параметров режимов шлифования и их соотношений, т.е. применение новых кинематических схем шлифовальных станков, открывает широкие перспективы в станкостроении.

Значительными технологическими возможностями в этом направлении располагает реализация условия шлифования $t < H_{\max}$, которое предполагает применение чрезвычайно больших скоростей круга и детали, а, соответственно, и новых соотношений подач и глубин шлифования. Реализация в конструкциях шлифовальных станков этого условия позволит до 10 раз и более увеличить производительность обработки при одновременном обеспечении высокого качества обработки поверхностей. Причем условие $t < H_{\max}$ можно реализовать практически для всех групп шлифовальных станков и видов шлифовальных работ, что свидетельствует об универсальности полученного решения.

Не менее важно значение полученных технических решений, вытекающих из условия $t > H_{\max}$. Необходимо отметить, что частично данное условие использовано в существующих шлифовальных станках. Однако широкого распространения реализация условия $t > H_{\max}$ на практике не получила, что связано с отсутствием в настоящее вре-

мя конкретных эффективных технических решений и достаточных сведений о технологических возможностях шлифования в случае $t > H_{\max}$.

Полученные решения позволяют впервые в системном виде оценить возможности такого шлифования и подойти к разработке высокопроизводительных процессов алмазного шлифования, реализующих условие $t > H_{\max}$. При этом показано, что наиболее полно возможности шлифования для случая $t > H_{\max}$ могут быть использованы в условиях глубинного алмазного шлифования с фиксированным тангенциальным усилием. Сделанный вывод указывает на целесообразность создания станков для глубинного шлифования с фиксированным тангенциальным усилием.

Таким образом, основной областью эффективного применения результатов исследований следует рассматривать станкостроение – разработку и создание новых шлифовальных станков, основанных на применении установленных нетрадиционных кинематических схем станков.

Второй, весьма эффективной областью применения полученных теоретических решений, необходимо рассматривать создание новых автоматизированных циклов шлифования, реализованных в виде программного обеспечения для станков с числовым программным управлением, включающих непрерывную диагностику процесса и управление внутренними (физическими) параметрами обработки, которые наиболее ответственны за формирование выходных технологических параметров шлифования. Перспективность создания таких автоматизированных циклов обусловлена тем, что применяемые в современных станках циклы шлифования весьма далеки от оптимальных. Во-первых, это связано с тем, что в них не предусмотрено выполнение условия равенства "трех сил" (силы резания при врезании, силы резания при черновом шлифовании и упруго-восстанавливающей силы технологической системы); во-вторых, отличие в 4 ... 5 раз радиальной подачи на этапе врезания и на этапе чернового шлифования не компенсируется изменением других параметров режима резания; в-третьих, в связи с затуплением круга отсутствует изменение одного из параметров режима шлифования с целью обеспечения в процессе шлифования заданной температуры резания, шероховатости обработки и т.д.; в-четвертых, отсутствует возможность активного контроля в

процессе шлифования температуры резания и, соответственно, отсутствует возможность управления процессом шлифования; в-пятых, отсутствует возможность контроля в процессе шлифования величины нагрузки, действующей на режущие зерна, что не позволяет в максимальной степени использовать предельные (прочностные) возможности рабочей поверхности круга; в-шестых, основная часть припуска снимается по схеме многопроходного шлифования, которая характеризуется сравнительно низкой производительностью обработки.

Разработка новых автоматизированных циклов шлифования позволит устранить указанные недостатки. Это достигается, во-первых, тем, что в основу разработки автоматизированных циклов положена новая методология аналитического расчета оптимальных условий шлифования с учетом всех основных ограничений обработки: сил и мощности резания, производительности, шероховатости и точности обработки, себестоимости обработки, температуры резания и износа круга. В работе, пожалуй, впервые удалось увязать аналитически все основные технологические показатели обработки с характеристиками круга и детали (включая физико-механические свойства зерен, связки и обрабатываемого материала), а также со всеми параметрами режима резания и характеристиками технологической системы. Причем, разработанные алгоритмы расчетов охватывают все виды шлифования: круглое (продольное и врезное), наружное и внутреннее шлифование, плоское шлифование, заточку инструмента (по упругой и жесткой схемам) торцом и периферией круга, прерывистое, вибрационное шлифование и т.д.

Во-вторых, разработка новых высокопроизводительных автоматизированных циклов шлифования стала возможной благодаря установлению новых закономерностей глубинного (однопроходного) шлифования, в максимальной степени реализуемых на основе активного контроля ряда параметров (силы резания или мощности шлифования) и по их изменению – управления параметрами режима шлифования (радиальной подачей, скоростью детали и т.д.).

Применение таких автоматизированных циклов открывает возможности в 2 ... 10 раз повысить производительность обработки (при требуемом качестве обработки) по сравнению с существующими циклами шлифования. Эффект обработки, в частности, от применения автоматизированного цикла глубинного алмазного шлифования, дости-

гается, во-первых, за счет концентрации этапов, во-вторых, за счет чрезвычайно важных особенностей глубинного шлифования – возможности снижения нагрузок, действующих на зерна, и интенсификации обработки, а также получения шероховатости обработки, соответствующей условиям чистового шлифования.

Необходимо отметить, что разработка таких автоматизированных циклов шлифования стала возможной еще и благодаря созданию метода диагностики процесса, когда по экспериментально установленной силе резания появляется возможность перерасчетом в системе ЧПУ определить значения температуры резания, шероховатости обработки, нагрузки на зерно и т.д., а по ним – скорректировать радиальную подачу или другие параметры режима шлифования.

Для реализации разработанных циклов не требуется переоборудование шлифовального станка, достаточно в систему ЧПУ внести новое программное обеспечение, а также обеспечить непрерывное измерение в процессе шлифования силы резания и ввод установленных значений в систему ЧПУ, где по ним будет произведен перерасчет параметров режима шлифования. Таким образом, на основе данных о силе резания количественно оценивается режущая способность круга, и корректируются параметры режима шлифования и структура автоматизированного цикла с целью обеспечения заданных значений температуры резания, шероховатости обработки и т.д., не прибегая к экспериментальному определению этих параметров.

Преимущество такого подхода состоит еще и в том, что программное обеспечение не требует использования традиционных нормативов режимов резания и других условий обработки. Система ЧПУ по "пробному" экспериментальному значению силы резания и величине снимаемого припуска может автоматически определять необходимые характеристики обрабатываемого материала и устанавливать для них оптимальные режим резания и структуру автоматизированного цикла шлифования.

Эффективной областью применения полученных результатов исследований следует рассматривать также полную замену малопроизводительного шлифования кругами из обычных абразивов на высокопроизводительное глубинное алмазное шлифование в условиях действующего производства. Для этого необходимо произвести модернизацию шлифовального станка с целью реализации на нем новых диа-

пазонов параметров режимов шлифования. Оптимальные режимы шлифования и другие условия обработки устанавливаются на основе разработанной методики аналитического расчета, реализованной в автоматизированной системе оптимизации и диагностики процесса шлифования, с учетом основных ограничений обработки. Для непрерывного поддержания высокой режущей способности алмазного круга на металлической связке, который, как правило, работает в режиме затупления, рекомендуется использовать методы электрохимической или электроэрозионной правки, получившие достаточно широкое применение в машиностроении.

Как показали результаты экспериментальных исследований, применение глубинного алмазного шлифования позволяет эффективно решить проблему полной обработки (заточки) твердосплавных и быстрорежущих одно- и многолезвийных инструментов при съеме относительно больших припусков (свыше 1 мм). Благодаря возможности применения схемы глубинного шлифования при условии поддержания высокой режущей способности алмазного круга на металлической связке, производительность обработки может быть увеличена в 2 ... 10 раз в 5 ... 10 раз снижен износ круга при обеспечении требуемого качества обработки (получение 8 – 9 классов чистоты обработки).

Положительные результаты получены при глубинном алмазном шлифовании деталей из технической керамики, ферритов, износостойких наплавов и покрытий, инструментальных материалов, включая твердые сплавы и быстрорежущие стали, природные и искусственные алмазы и т.д.

В заключение следует обратить внимание на еще один важный в практическом отношении результат исследований. В работе впервые удалось произвести количественную оценку величины нагрузки, действующей на максимально выступающее зерно, непосредственно в процессе шлифования. При этом доказано, что в установившемся процессе шлифования указанная величина стремится принять предельное значение, соизмеримое с прочностью зерна на раздавливание или, в зависимости от вида связки, соизмеримое с прочностью удержания зерна в связке. Возможность расчетно-экспериментальным путем определения этой величины открывает широкие перспективы в изыскании новых резервов шлифования. Во-первых, это создание новых алмазных кругов, в которых может быть реализовано условие ра-

венства прочности собственно зерен и прочности удержания их в связке, что позволит в максимальной степени использовать их высокие режущие возможности. Во-вторых, это принципиально новый подход к разработке высокопроизводительных процессов шлифования этими кругами, заключающийся в установлении соотношений параметров режима шлифования, которые бы обеспечили реализацию условия примерного равенства "трех сил" – силы, действующей на максимально выступающее зерно, силы, определяющей прочность зерна на раздавливание, и силы, удерживающей зерно в связке. На структурной схеме (рис. 3.24) показаны основные направления применения результатов исследований.

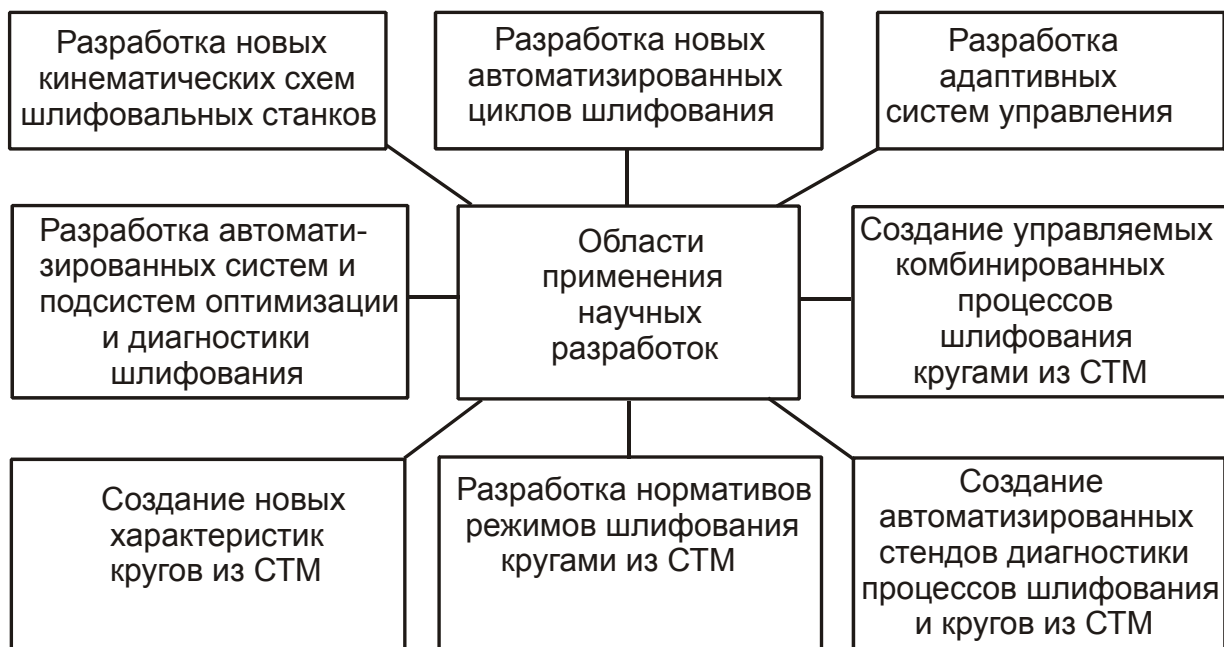


Рис. 3.24. Основные направления применения результатов исследований

Выводы

1. Разработаны физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования, которые позволили выявить, обосновать и реализовать кинематические и физические условия существенного повышения производительности обработки за счет применения новых соотношений глубины шлифования t и максимальной (вероятностной) толщины среза H_{\max} ($t < H_{\max}$, $t > H_{\max}$) и управ-

ления величиной линейного износа зерна до момента его объемного разрушения и выпадения из связки круга с учетом прочностных свойств рабочей поверхности круга и основных технологических ограничений обработки.

2. Разработаны высокопроизводительные способы алмазного шлифования, реализующие новые области эффективного сочетания параметров режимов шлифования и дополнительные высокочастотные колебательные движения круга или детали с большой амплитудой, позволяющие в 2 ... 5 раз повысить производительность обработки на существующем шлифовальном оборудовании (случай $t > H_{\max}$) и до 10 раз и выше – на перспективном оборудовании (случай $t < H_{\max}$).

На основе установленной экстремальной зависимости производительности обработки от глубины шлифования показано, что условие $t < H_{\max}$ реализуется при глубинном, многопроходном и сверхвысокоскоростном шлифовании с относительно большой скоростью детали, близкой к скорости круга, а условие $t > H_{\max}$ – при глубинном шлифовании с относительно небольшой скоростью детали. Показано также, что все многообразие известных способов алмазного шлифования реализует условие $t \approx H_{\max}$, соответствующее минимуму производительности обработки, чем, собственно, и обусловлена низкая эффективность применяемых на практике способов алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов при съеме больших припусков.

3. Разработана кинематическая модель процесса алмазного шлифования, в которой закономерности съема материала и формообразование обрабатываемых поверхностей вполне однозначно определены положением условной (вероятностной) поверхности резания при шлифовании, устанавливающей границу завершения диспергирования режущими зернами круга обрабатываемого материала, подводимого в зону резания, и полученной с учетом вероятностного расположения зерен на рабочей поверхности круга и их участия в резании. На основе координат характерных точек этой поверхности и их производных получены расчетные зависимости, описывающие основные параметры шлифования во всем возможном диапазоне изменения глубины шлифования, включая многопроходное и глубинное шлифование.

4. Разработана упрощенная физическая модель глубинного алмазного шлифования с относительно небольшой скоростью детали

(случай $t > H_{\max}$), впервые рассматривающая во взаимосвязи кинематические параметры с параметрами процесса стружкообразования, износа круга, установившегося режущего рельефа алмазного круга и вероятностного участия зерен в резании, что позволило:

- уточнить результаты, полученные на основе разработанной кинематической модели шлифования с точки зрения учета параметров установившегося режущего рельефа алмазного круга в зависимости от условий обработки;

- установить замкнутую систему уравнений, с единых позиций описывающих все основные физические и технологические параметры шлифования с учетом параметров режима резания, характеристик алмазного круга и детали, включая физико-механические свойства зерен и обрабатываемого материала;

- раскрыть физическую сущность процесса, состоящую в том, что переменным параметром является величина линейного износа зерна до момента его объемного разрушения и выпадения из связки, а постоянным (независимо от схемы шлифования и режимов резания) – величина нагрузки, действующая на отдельное зерно круга. Показано, что эти параметры являются определяющими при алмазном шлифовании. Показано также, что в общем случае все основные физические и технологические параметры шлифования определяются разностью коэффициента резания при шлифовании и коэффициента трения, которая по мере затупления зерен стремится к нулю и приводит к прекращению процесса съема материала;

- сформулировать физические условия существенного увеличения производительности обработки при одновременном уменьшении относительного расхода алмаза, температуры резания при шлифовании и повышении чистоты и точности обработки, основанные на реализации условия равенства "трех сил" путем управления величиной линейного износа зерен.

5. Разработан новый теоретический подход к расчету оптимальных параметров режимов алмазного шлифования, включая механические и электрические параметры, в котором в качестве условия оптимизации использована величина нагрузки, действующая на отдельное зерно круга, а в качестве оптимизируемого параметра – величина линейного износа зерна до момента его объемного разрушения и выпадения из связки круга, что впервые позволило определить максималь-

но возможную производительность обработки и реализующие ее режимы шлифования с учетом прочностных свойств рабочей поверхности алмазного круга и основных технологических ограничений обработки, включая износ круга и себестоимость обработки, силы и температуру резания при шлифовании, шероховатость и точность обработки и другие параметры.

6. Доказано существование оптимальных значений величины линейного износа зерна до момента его объемного разрушения и выпадения из связки, обусловленных экстремальностью зависимости относительного расхода алмаза от глубины шлифования. Установлено, что в точках минимума относительного расхода алмаза, независимо от сочетания параметров режима шлифования, величина линейного износа зерна принимает практически одно значение. Этим доказано существование оптимального (с точки зрения износостойкости круга) режущего рельефа алмазного круга, который может быть реализован режимом самозатачивания или режимом непрерывной электрофизико-химической правки алмазного круга на металлической связке.

7. Используя принцип энергетического равновесия элементов технологической системы, разработана новая математическая модель алмазного шлифования, в которой аналитически увязаны основные параметры шлифования, включая физико-механические свойства зерен, связки алмазного круга и обрабатываемого материала, параметры режима шлифования и т.д. Разработке этой модели способствовало решение задачи стабилизации режущего рельефа алмазного круга для различных режимов шлифования, характеристик круга, обрабатываемых материалов и других условий обработки, а также решение задачи вероятностного участия зерен шлифовального круга в резании. В результате составлена система уравнений, описывающая силы и мощность резания, энергоемкость и производительность обработки, параметры шероховатости шлифованной поверхности, максимальную толщину и распределение срезов, величину линейного износа зерна до его объемного разрушения или выпадения из связки, силу резания, вероятностную высоту активного рельефа круга и число режущих зерен, объем межзеренного пространства круга и степень его заполнения стружкой, критическую глубину заделки зерна в связке и площадки износа на зернах, линейный и относительный износ круга. Система уравнений содержит 4 неизвестных физических параметра, которые

устанавливаются расчетно-экспериментальным путем для базовой пары "круг – деталь". Используя уравнения системы, можно рассчитать оптимальные условия обработки для различных характеристик круга и обрабатываемых материалов, при соответствующих условиях может быть установлен оптимальный режим работы источника дополнительной энергии, например, применительно к электроэрозионной правке алмазного круга на металлической связке. Полученная система уравнений располагает достаточной информативностью о процессе шлифования и позволяет закономерно выявить наиболее значительные физические эффекты обработки. Предлагаемая система достаточно широко апробирована на практике, имеет высокую степень сходимости с экспериментальными результатами, она положена в основу проектирования процессов алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов.

8. На основании исследований разработаны и внедрены в производство высокопроизводительные процессы алмазного шлифования твердосплавных и быстрорежущих инструментов и штампов, деталей из высокопрочных графитов и ферритов и других труднообрабатываемых материалов, позволившие исключить предварительное шлифование абразивными кругами, повысить производительность и качество обработки при экономически обоснованном износе алмазного круга и решить актуальную научно-практическую проблему рационального применения алмазных кругов на металлических связках при съеме больших припусков. Таким образом, в работе получены новые результаты по малоисследованным или вовсе неисследованным проблемам алмазного шлифования. Завершенные исследования, представленные в работе, создают основы для дальнейшего развития теории шлифования, оптимизации и проектирования высокопроизводительных процессов алмазного шлифования.

В целом осуществлено теоретическое обобщение и решена крупная научно-практическая проблема в области технологии машиностроения и механической и физико-технической обработки, состоящая в разработке физических и кинематических основ алмазного шлифования и на их базе выявлении, обосновании и реализации физических и кинематических условий существенного повышения производительности обработки при съеме относительно больших припусков, что имеет важное теоретическое и практическое значение.

Раздел 4

Высокоэффективные технологии абразивной обработки деталей затопленными струями

4.1. Теоретическое обоснование условий создания технологии абразивной обработки деталей затопленными струями

В настоящее время отделочная обработка деталей массой до 3 г осуществляется многими методами. Наиболее перспективным является метод струйной обработки деталей свободным абразивом, который особенно эффективен при обработке деталей кино- и фотоаппаратуры, поскольку наряду с удалением заусенцев и скруглением острых кромок можно получить равномерную матовую поверхность, исключая возникновение бликов. Вместе с тем, данный метод обладает существенным недостатком, связанным с интенсивным износом сопел, через которые прокачивается абразивная суспензия. В результате этого диаметр сопла увеличивается, что приводит к увеличению расхода сжатого воздуха и абразивного материала, а непрерывное увеличение диаметра соплового отверстия является причиной непрерывного изменения режима обработки поверхности. При этом замена изношенного сопла струйного аппарата новым приводит к скачкообразному изменению режима обработки и изменению площади, охватываемой потоком абразивных частиц, что существенно снижает эффективность обработки.

В опубликованных работах предлагаются различные пути уменьшения интенсивности износа сопел струйного аппарата: изготовление сопел из таких материалов как резина, капрон, полиуретан, которые в меньшей степени подвержены абразивному износу; создание защитного слоя сопла, образованного истекающей жидкостью или сжатым воздухом, подаваемых отдельно от абразивного порошка и т.д. Однако добиться ощутимого результата при этом не удалось, т.е. оптимизация элементов конструкции струйного аппарата практически исчерпала себя. Поэтому проблема износа сопел струйного аппарата при струйной обработке деталей свободным абразивом, по-прежнему, остается актуальной, требующей эффективного решения.



Рис. 4.1. Классификация методов отделочной обработки деталей

Кардинальным решением данной проблемы может быть изменение принципиальной схемы струйно-абразивной обработки за счет применения метода абразивной обработки деталей затопленными струями. Данный метод является дальнейшим развитием струйно-абразивной обработки и исключает основной недостаток струйно-абразивных установок – абразивный износ каналов сопел или эжекционных насадок, так как абразивные зерна присоединяются к струям сжатого воздуха за их пределами. Эффект обработки достигается в результате всестороннего воздействия абразивных зерен на поверхности обрабатываемых деталей и обеспечения их равномерного перемешивания. Эффективность процесса может быть снижена из-за нарушения пропорций (баланса) между этими двумя факторами, поскольку при перемешивании деталей и абразивных зерен с высокой скоростью исчезает существенная разница скоростей между абразивными зернами и обрабатываемыми деталями. С другой стороны, интенсивное локальное действие абразивных зерен на обрабатываемые поверхности без надлежащего перемешивания приведет к погрешностям геометрической формы отдельных деталей и неравномерной обработке всей партии деталей, т. е. к снижению качества обрабатываемых поверхностей.

Для эффективного управления данным процессом и обеспечения высоких показателей качества, производительности и стабильности обработки необходимо знать его физические закономерности и технологические возможности. Однако в научно-технической литературе приведены лишь практические рекомендации без раскрытия физической сущности и технологических возможностей процесса.

Известные теоретические подходы к определению параметров струйно-абразивной обработки базируются в основном на положениях теории расчета деталей машин на трение и износ и не учитывают закономерности процесса резания и стружкообразования. По этой причине отсутствует теория формообразования поверхностей и съема материала, которая отражает взаимодействие незакрепленного абразивного зерна и обрабатываемой детали, которые движутся в воздушной струе с жидкостью. Однако, необходимость целенаправленного управления процессом и получения стабильных результатов по качеству и производительности обработки требуют раскрытия сущности явлений, сопровождающих процесс. Это требует разработки теоретических основ струйно-абразивной обработки и в первую очередь метода абразивной обработки деталей затопленными струями, как наиболее перспективного с точки зрения повышения стабильности, качества и производительности метода отделочной обработки мелких точных деталей малой жесткости и сложной конфигурации.

В отличие от традиционных методов струйно-абразивной обработки, данный метод обеспечивает врезание абразивных зерен в обрабатываемый материал под разными углами, что вносит принципиальные изменения в закономерности съема материала и формообразования поверхностей обрабатываемых деталей. В связи с этим, важно теоретически установить влияние угла входа абразивных зерен в обрабатываемый материал на энергоемкость процессов и силы резания, шероховатость поверхности и производительность обработки. Это позволит оценить технологические возможности предлагаемого метода для эффективной обработки плоскостей и кромок плоских деталей небольших размеров и малой жесткости, устранение заусенцев, уменьшение значительных микронеровностей поверхностей деталей, образованных на предыдущих технологических операциях и т.д. Важно оценить роль динамики взаимодействия абразивных зерен с обрабатываемым материалом в процессе формообразования поверхно-

стей, поскольку эта проблема в теории струйно-абразивной обработки фактически не раскрыта. Отсутствуют математические уравнения для определения траектории движения абразивного зерна в обрабатываемом материале с учетом динамического фактора и закономерностей процесса микрорезания. Кроме того, процесс взаимодействия абразивного зерна с обрабатываемым материалом и формирование шероховатости поверхности обусловлен именно динамическим фактором, в результате чего зерно при движении теряет кинетическую энергию до нуля и, как правило, останавливается в обрабатываемом материале. В результате на поверхности образуется лунка с вытесненным спереди и по бокам металлом, т. е. отсутствует полный срез металла, что приводит к увеличению микронеровностей и снижению интенсивности съема металла. Это связано с недостаточной кинетической энергией абразивного зерна из-за его относительно низкой начальной скорости. Все эти факторы необходимо учитывать при разработке математической модели определения шероховатости поверхности и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями, что позволит более полно раскрыть физическую сущность данного метода и обоснованно подойти к выбору оптимальных условий обработки, обеспечивающих повышение стабильности, качества и производительности. Не менее важно оценить возможности увеличения скорости движения абразивных зерен, поскольку при использовании этого метода обработки она ниже, чем при использовании метода традиционной струйно-абразивной обработки.

Актуальными являются вопросы экспериментальных исследований характера и количества микросрезов, образованных отдельными зернами на обрабатываемой поверхности, которые определяют ее шероховатость, а также сравнение результатов теоретических исследований с экспериментальными данными. Эти исследования позволят выявить доминирующие технологические факторы в процессе обработки и возможности управления ими с целью повышения качества, производительности и стабильности обработки, разработки высокоэффективных технологий абразивной обработки деталей затопленными струями и оборудования для их осуществления. Основными научными предпосылками решения данных задач стали результаты теоретических и экспериментальных исследований Проволоцкого А. Е. [115], Исупова М. Г. [50], Сергиева А. П. [125] и других.

Целью работы является разработка и оптимизация эффективного процесса струйно-абразивной зачистной обработки деталей сложной конфигурации и малой жесткости, изучение и установление основных закономерностей процесса и механизма формообразования поверхностей деталей, разработка оборудования для осуществления процесса и оптимизация его конструктивных параметров, а также внедрение разработанного оборудования в производство. Для достижения поставленной цели решались следующие задачи: теоретически определить параметры силовой напряженности процесса струйно-абразивной обработки и на их основе оценить технологические возможности эффективного применения метода абразивной обработки деталей затопленными струями; разработать математическую модель динамики взаимодействия единичных зерен с обрабатываемыми деталями при абразивной обработке затопленными струями и определить условия образования микросрезов; теоретически и экспериментально установить закономерности съема материала и формообразования поверхностей деталей при абразивной обработке затопленными струями; теоретически и с использованием метода планирования многофакторного эксперимента разработать обобщенную математическую модель процесса абразивной обработки деталей затопленными струями и определить оптимальные условия обработки; разработать эффективные конструкции установок для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями; разработать и внедрить в производство эффективные технологии абразивной обработки деталей затопленными струями [11].

Для обоснования технологических возможностей повышения качества и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями предложен теоретический подход определения закономерностей формирования и условий повышения параметров качества обработки, базирующийся на положениях теории резания материалов. В его основу положено условие равенства кинетической энергии движущегося абразивного зерна: $W = m \cdot V_0^2 / 2$ и работы резания $A = P_z \cdot l$, где m – масса абразивного зерна, кг; V_0 – начальная скорость движения абразивного зерна, м/с; $P_z = \sigma \cdot a \cdot v$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н; σ – условное напряжение резания, Н/м² (или энергоемкость обработки, Дж/м³); a , v , l – соответственно толщина, ширина и длина среза, м.

Объем среза отдельным зерном определяется зависимостью:

$$Q_{\text{срез}} = a \cdot v \cdot l = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot \sigma} \quad (4.1)$$

Анализ зависимости (4.1) показывает, что увеличить $Q_{\text{срез}}$ при заданной кинетической энергии абразивного зерна $Q_{\text{срез}} = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot \sigma}$ можно исключительно за счет уменьшения энергоемкости обработки σ , а уменьшить толщину среза (параметр шероховатости поверхности $R_{\text{max}} \approx a$) при заданном значении $Q_{\text{срез}} = a \cdot v \cdot l$ можно увеличением длины среза l (рис. 4.2):

$$R_{\text{max}} = \frac{Q_{\text{срез}}}{v \cdot l} \quad (4.2)$$

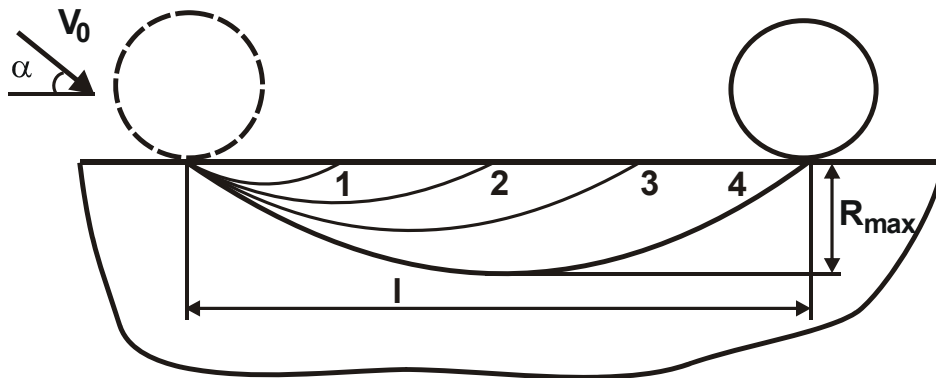


Рис. 4.2. Траектории движения зерна в обрабатываемом материале в зависимости от его кинетической энергии: $W_1 < W_2 < W_3 < W_4$

Для реализации этих условий необходимо установить функциональные связи параметров σ и l в зависимости от угла входа α зерна в обрабатываемый материал с позиций теории резания материалов и динамики взаимодействия абразивного зерна с обрабатываемым материалом. Поэтому в работе рассмотрены вопросы теоретического определения энергоемкости обработки σ и условий увеличения параметра l с учетом закономерностей изменения σ . На этой основе выполнены расчеты шероховатости поверхности и производительности обработки и сформулированы основные направления повышения эффективности абразивной обработки деталей затопленными струями [7; 8; 91]. Для решения данных задач рассмотрены закономерности съема материала в момент входа зерна в обрабатываемый материал (случай резания с толщиной среза, увеличивающейся во времени) и в

момент выхода зерна из контакта с обрабатываемым материалом (случай резания с уменьшающейся во времени толщиной среза). В первом случае (рис. 4.3) касательное напряжение, возникающее в условной плоскости сдвига ОА, описывается зависимостью:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot v \cdot a \cdot \sin \psi_1 \cdot \cos \alpha} \cdot [\sin(2\beta - \alpha + \psi_1) - \sin(\alpha + \psi_1)], \quad (4.3)$$

где P_y – радиальная составляющая силы резания, Н;

β – условный угол сдвига обрабатываемого материала;

$\psi_1 = \psi + \gamma$;

ψ – условный угол трения зерна с обрабатываемым материалом;

γ – отрицательный передний угол зерна.

При условии $\sin(2\beta - \alpha + \psi_1) = 1$ касательное напряжение τ принимает максимальное значение τ_{\max} , определяющее положение условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, которая расположена под углом

$$\beta = \frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \psi_1}{2}. \quad (4.4)$$

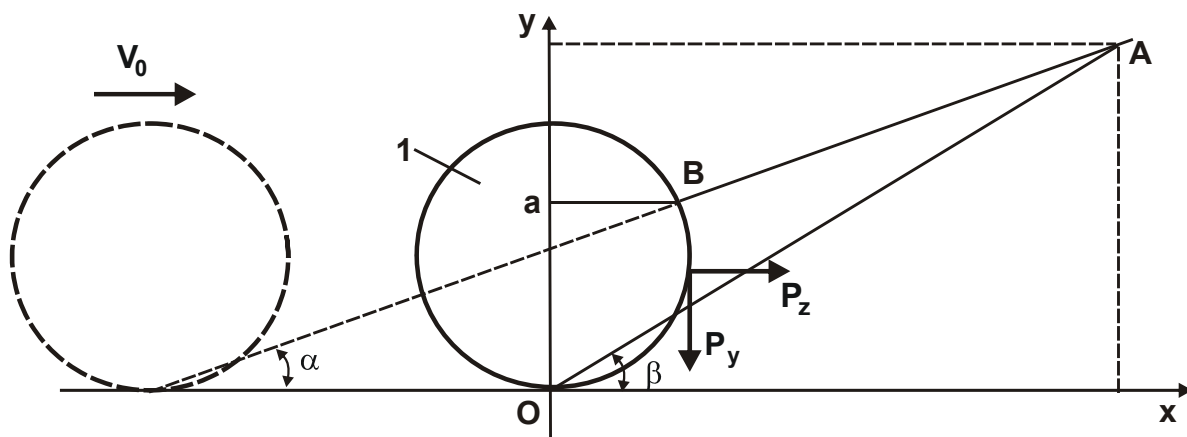


Рис. 4.3. Расчетная схема процесса резания
единичным абразивным зерном 1

При условии $\tau_{\max} = \tau_{\text{сдв}}$ радиальная P_y и тангенциальная P_z составляющие силы резания, а также условное напряжение резания (энергоёмкость обработки) $\sigma = P_z / (a \cdot v)$ аналитически описываются:

$$P_y = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \sin \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{1}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}; \quad (4.5)$$

$$P_z = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{1}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}; \quad (4.6)$$

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}, \quad (4.7)$$

где $\tau_{\text{сдв}}$ – предел прочности на сдвиг материала, Н/м².

Из зависимостей (4.5), (4.6) и (4.7) вытекает неоднозначный характер изменения параметров P_y , P_z и σ с увеличением углов α и ψ_1 . Поэтому, подчиняя зависимость (4.6) необходимому условию экстремума $(P_z)'_{\alpha} = 0$, получено экстремальное значение угла $\alpha = (90^{\circ} - \psi_1)$. Установлено, что в точке экстремума параметры P_y , P_z и σ обращаются в бесконечность. Это связано с тем, что условный угол сдвига обрабатываемого материала β становится равным углу α . В результате условная плоскость сдвига ОА (рис. 4.3) не пересекается с обрабатываемой поверхностью ВА, и процесс стружкообразования отсутствует, имеет место лишь пластическое деформирование обрабатываемого материала.

Исходя из этого, определено условие осуществления процесса резания:

$$\psi_1 + \alpha < 90^{\circ}. \quad (4.8)$$

При этом (рис. 4.4), угол α зависит от угла ψ_1 : чем он меньше, тем шире границы осуществления процесса резания. Передний угол γ определяется из зависимости (рис. 4.4): $\sin \gamma = (1 - a/R)$, где a – толщина среза, м; R – радиус режущего зерна, м.

С увеличением толщины среза a угол γ непрерывно уменьшается. Это указывает на то, что при достижении определенного значения угла γ начинает выполняться условие (4.8) и процесс пластического деформирования материала переходит в процесс резания.

Следовательно, при резании абразивным зерном в отличие от резания резцом (с фиксированным отрицательным передним углом γ) процесс стружкообразования осуществим во всем возможном диапазоне изменения угла $\alpha = 0 \dots 90^{\circ}$. Однако для этого необходимо предварительно достичь предельной толщины среза a_1 (рис. 4.4,б), при которой происходит переход от процесса пластического деформирования материала к процессу резания.

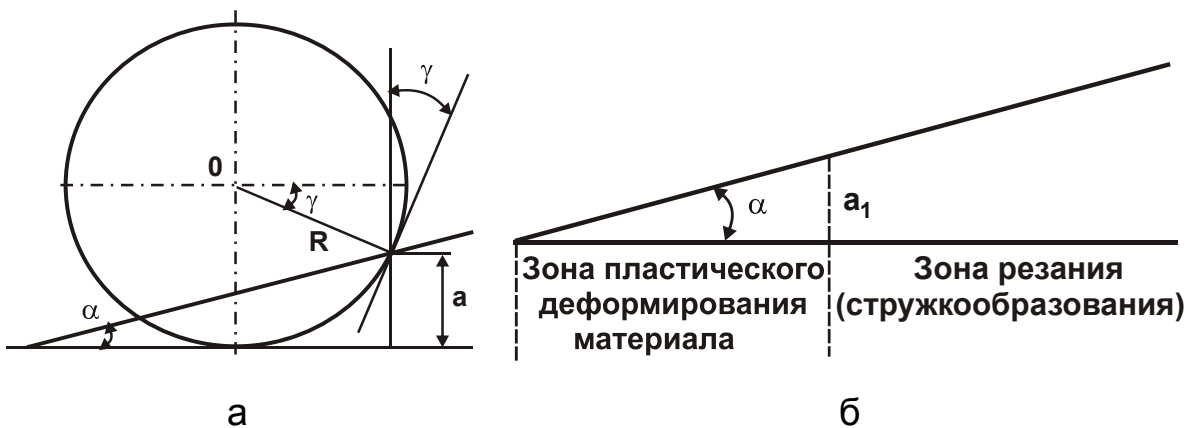


Рис. 4.4. Расчетная схема микрорезания единичным абразивным зерном (а) и схематичное расположение зоны пластического деформирования материала и зоны резания (б)

Выражая угол γ через отношение a/R , зависимость (4.7) можно представить в виде:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \cos^2 \alpha}{\sqrt{\frac{a}{2R} - \text{tg} \frac{(\alpha + \psi)}{2}}}. \quad (4.9)$$

Очевидно, при условии

$$\sqrt{\frac{a}{2R} - \text{tg} \frac{(\alpha + \psi)}{2}} = 0 \quad (4.10)$$

энергоемкость обработки σ принимает бесконечное значение ($\sigma \rightarrow \infty$), поэтому процесс резания отсутствует, происходит лишь пластическое деформирование обрабатываемого материала.

Предельное значение отношения a_1/R (рис. 4.5), при котором процесс пластического деформирования обрабатываемого материала переходит в процесс резания, определяется на основе преобразованной зависимости (4.10):

$$\frac{a_1}{R} = 2 \cdot \text{tg}^2 \frac{(\alpha + \psi)}{2}. \quad (4.11)$$

Таким образом, получена обобщенная аналитическая зависимость (4.9), устанавливающая взаимосвязь между энергоемкостью обработки σ и отношением a/R . Доказано, что при резании с постоянной толщиной среза

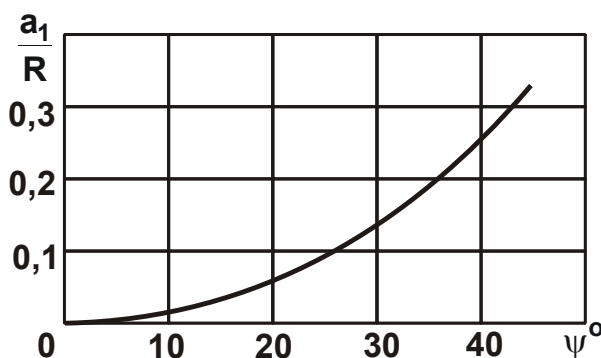


Рис. 4.5. Зависимость отношения a_1/R от угла ψ (для $\alpha = 0$)

($\alpha = 0$) энергоемкость обработки σ всегда меньше, чем при резании с увеличивающейся во времени толщиной среза ($\alpha > 0$), рис. 4.6. В случае $\alpha > 0$ переход от процесса пластического деформирования материала к процессу резания происходит при большем отношении a/R (или большей толщине среза), чем в случае $\alpha = 0$. Так, при $\alpha = 40^\circ$ получено $a/R = 0,265$, тогда как при $\alpha = 0$ имеем $a/R = 0$ (рис. 4.6).

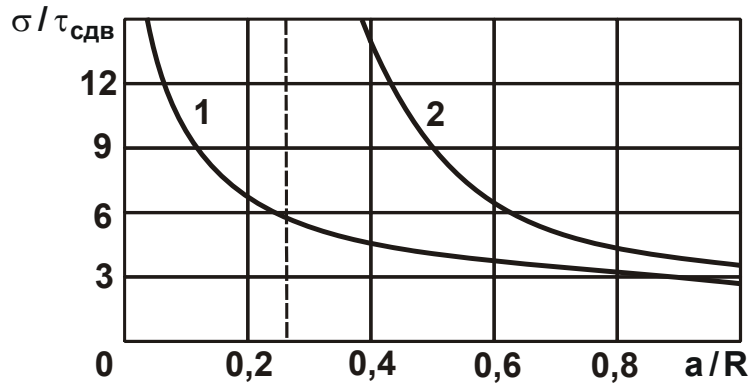


Рис. 4.6. Зависимость отношения $\sigma/\tau_{сдв}$ от отношения a/R :

1 – $\alpha = 0^\circ$; 2 – $\alpha = 40^\circ$ (для условия $\psi = 0^\circ$)

Исходя из условия $P_z = \sigma \cdot S = HV \cdot S_0$ и зависимости (4.9), определена фактическая длина контакта режущего зерна с материалом:

$$a_0 = \frac{\sigma_{вр}}{HV} \cdot \frac{a \cdot \cos^2 \alpha}{\left[\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - \operatorname{tg} \frac{(\alpha + \psi)}{2}} \right]}, \quad (4.12)$$

где $S = a \cdot b$ – площадь поперечного сечения среза, м^2 ;

$S_0 = a_0 \cdot b$ – фактическая площадь контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом, м^2 ;

$\sigma_{вр} \approx 2\tau_{сдв}$, HV – временное сопротивление и твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), $\text{Н}/\text{м}^2$.

Как известно, для пластичных материалов отношение $\sigma_{вр}/HV$ больше, чем для хрупких материалов. Например, для меди оно равно 0,5, для никеля – 0,53, для сырой стали У8 ... 0,43, а для твердого сплава ВК8 – 0,09, для серого чугуна СЧ 18-36 – 0,14. Следовательно, для пластичных материалов величина a_0 всегда больше, чем для хрупких материалов, что способствует улучшению условий стружкообразования при резании. Поэтому при обработке пластичных материалов переход от процесса пластического деформирования материала к

процессу стружкообразования происходит при меньших значениях угла α , чем при обработке хрупких материалов, для которых угол α может принимать значения, близкие или равные 90^0 . Это согласуется с многочисленными известными экспериментальными данными, полученными при исследовании струйно-абразивной обработки.

При резании с уменьшающейся во времени толщиной среза, как установлено расчетами, в зависимостях (4.5) – (4.7) угол α необходимо рассматривать отрицательным, равным углу выхода абразивного зерна из обрабатываемого материала α_1 . В этом случае ($\alpha < 0$) энергоемкость обработки σ будет принимать меньшие значения по сравнению со случаями $\alpha = 0$ и $\alpha > 0$ (рис. 4.7).

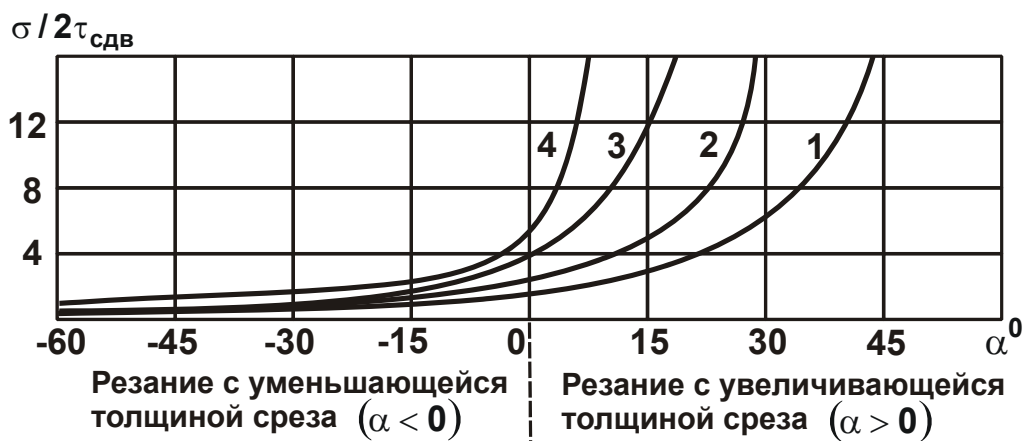


Рис. 4.7. Зависимость отношения $\sigma/2\tau_{сдв}$ от угла α :

1 – $\psi_1 = 30^0$; 2 – $\psi_1 = 45^0$; 3 – $\psi_1 = 60^0$; 4 – $\psi_1 = 70^0$

Следовательно, основной эффект струйно-абразивной обработки и, в частности, абразивной обработки деталей затопленными струями, состоит в обеспечении процесса резания с уменьшающейся толщиной среза, который достигается при обработке кромок заготовок, устранении заусенцев и уменьшении микронеровностей на обрабатываемых поверхностях. Это и определяет основные направления использования абразивной обработки затопленными струями.

В работе теоретически обоснованы закономерности съема материала при струйно-абразивной обработке с углом атаки, равным 90^0 . Исходя из расчетной схемы, приведенной на рис. 4.8, установлено, что касательное напряжение τ , возникающее в условной плоскости сдвига ОА, описывается аналитической зависимостью (4.3) при условии $\alpha = 0$, т.е. случаи $\alpha = 0$ и $\alpha = 90^0$ по энергоемкости обработки σ равносильны:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \cos \psi_1}{(1 - \sin \psi_1)}. \quad (4.13)$$

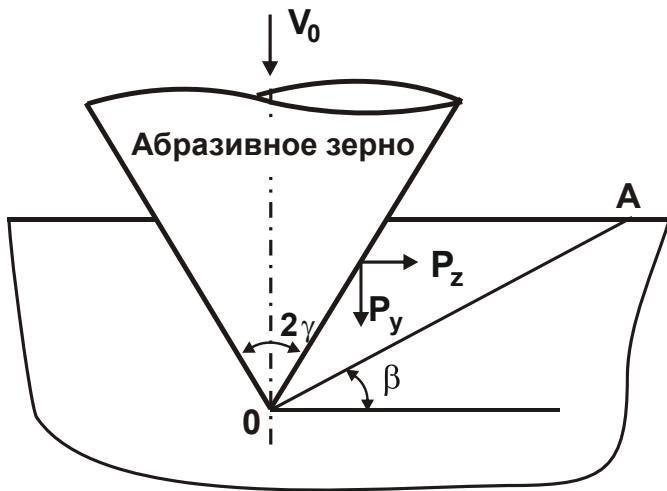


Рис. 4.8. Расчетная схема параметров обработки для случая $\alpha = 90^\circ$:

1 – абразивное зерно в форме конуса

В случае $\alpha = 0$ энергоемкость обработки меньше, чем в случае $\alpha > 0$. Следовательно, реализуя случай струйно-абразивной обработки, когда угол атаки равен 90° , появляется возможность уменьшения энергоемкости и, соответственно, повышения производительности обработки, что свидетельствует об эффективности применения данной схемы для обработки деталей

из относительно хрупких материалов, склонных к стружкообразованию. Это еще одно подтверждение того, что струйно-абразивную обработку деталей из пластичных материалов с точки зрения повышения производительности эффективно производить с небольшими углами атаки ($10^\circ \dots 30^\circ$), а обработку деталей из хрупких материалов – с большими углами атаки, равными или близкими 90° . Из зависимости (4.13) также вытекает возможность уменьшения энергоемкости и повышения производительности при виброабразивной обработке и ультразвуковом шлифовании, что согласуется с известными экспериментальными данными, т.е. эффективность применения этих прогрессивных методов обработки обусловлена снижением энергоемкости процесса.

4.2. Разработка математической модели определения шероховатости поверхности и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями

Для определения технологических возможностей абразивной обработки деталей затопленными струями разработана математическая модель определения шероховатости поверхности и производительности обработки. На ее основе обоснованы условия уменьшения шеро-

ховатости поверхности и увеличения производительности обработки с учетом динамики движения абразивных зерен в обрабатываемом материале и закономерностей изменения энергоемкости обработки, что позволило принципиально, по-новому, раскрыть технологические закономерности съема материала и формообразования поверхностей деталей [5]. Для этого получено упрощенное дифференциальное уравнение движения зерна в материале с учетом воздействия на него лишь тангенциальной составляющей силы резания P_z (рис. 4.9):

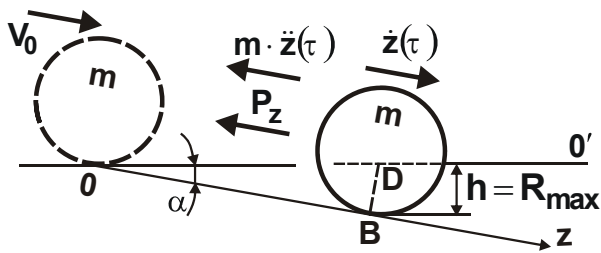


Рис. 4.9. Расчетная схема динамики взаимодействия режущего зерна с материалом

$$\ddot{z}(\tau) + k^2 \cdot z(\tau) = 0, \quad (4.14)$$

где $k = \sqrt{\frac{\sigma \cdot v \cdot \operatorname{tg} \alpha}{m}}$.

Решая дифференциальное уравнение с учетом начальных условий: $z(0) = 0$, $\dot{z}(0) = V_0$, установлено: $z(\tau) = V_0 \cdot \sin k\tau / k$. Откуда определено время $\tau = \pi / 2k$ и длину пути зерна в материале

$l = z = V_0 \cdot \sqrt{\frac{m}{\sigma \cdot v \cdot \operatorname{tg} \alpha}}$, а также объем срезанного материала одним зерном $\vartheta_{\text{срез}} = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot \sigma}$ и глубину риски h , равную параметру шероховатости поверхности R_{max} , который с учетом зависимости (4.7) описывается:

$$R_{\text{max}} = V_0 \cdot \sqrt{\frac{m \cdot \sin 2\alpha}{2 \cdot \sigma \cdot v}} = V_0 \cdot \sqrt{\frac{m}{2 \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot v}} \cdot \bar{R}_{\text{max}}, \quad (4.15)$$

где $\bar{R}_{\text{max}} = \sqrt{\frac{\sin \alpha \cdot [1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}{\cos \psi_1}}$ – безразмерный параметр шероховатости поверхности.

На рис. 4.10 применительно к обработке детали из латуни приведены расчетные значения величины $\frac{1}{\sigma} = \vartheta_{\text{срез}} \cdot \frac{2}{m \cdot V_0^2}$ (выражающей $\vartheta_{\text{срез}}$ и, соответственно, производительность обработки) и безразмерного параметра шероховатости поверхности \bar{R}_{max} . Как видно, добиться наибольшего значения $\vartheta_{\text{срез}}$ (производительности обработки) и

наименьшей шероховатости поверхности можно при условии $\alpha \rightarrow 0$, т.е. за счет уменьшения энергоемкости обработки σ .

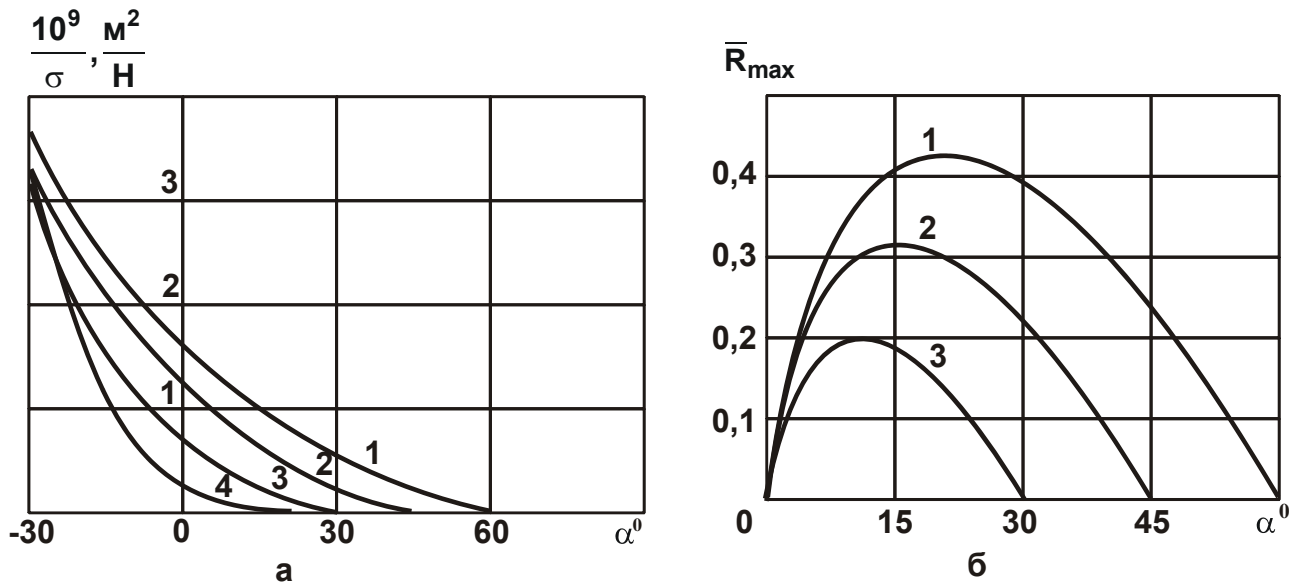


Рис. 4.10. Зависимость величины $1/\sigma$ (а) и безразмерного параметра шероховатости поверхности \bar{R}_{max} (б) от угла α :

1 – $\psi_1 = 30^0$; 2 – $\psi_1 = 45^0$; 3 – $\psi_1 = 60^0$; 4 – $\psi_1 = 70^0$

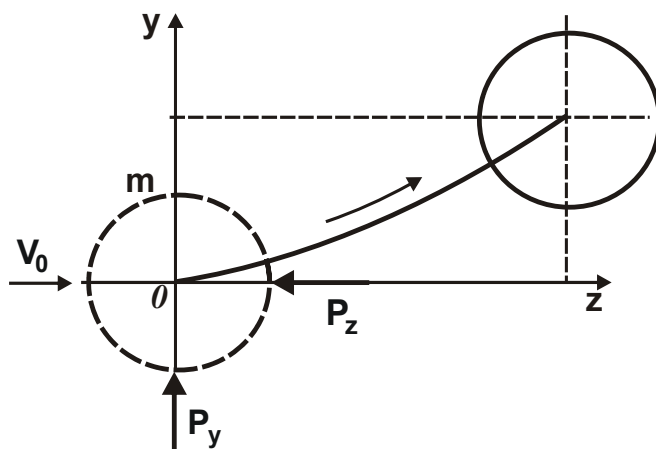


Рис. 4.11. Траектория движения абразивного зерна в материале

Данное решение является упрощенным, поскольку не учитывает действие на движущееся абразивное зерно радиальной составляющей силы резания P_y , которая "выталкивает" его с обрабатываемого материала и изменяет траекторию движения. Поэтому рассмотрена уточненная математическая модель определения шероховатости поверхности.

Для этого предложены уравнения движения во времени τ (рис. 4.11) в обрабатываемом материале зерна массой m с начальной скоростью V_0 под углом $\alpha = 0$ в направлениях осей oz и oy под действием составляющих силы резания P_z и P_y :

$$\begin{cases} m \cdot \ddot{z}(\tau) = -P_z; \\ m \cdot \ddot{y}(\tau) = P_y, \end{cases} \quad (4.16)$$

где $\ddot{z}(\tau)$, $\ddot{y}(\tau)$ – соответственно ускорения движения абразивного зерна в направлениях осей oz и oy , m/c^2 .

С учетом начальных условий:

$$\begin{cases} z(\tau=0) = 0; & y(\tau=0) = 0; \\ \dot{z}(\tau=0) = V_0; & \dot{y}(\tau=0) = 0 \end{cases}$$

решения уравнений (4.16) принимают вид:

$$\begin{cases} z(\tau) = -\frac{P_z}{m} \cdot \frac{\tau^2}{2} + V_0 \cdot \tau; \\ y(\tau) = \frac{P_y}{m} \cdot \frac{\tau^2}{2}. \end{cases} \quad (4.17)$$

Из зависимости (4.17) видно, что в направлении оси oy с течением времени τ абразивное зерно движется равноускоренно с ускорением P_y/m , а в направлении оси oz – равнозамедленно с ускорением $-P_z/m$. При выполнении условия $\dot{z}(\tau) = 0$ абразивное зерно остановится. Время τ_k и координаты z_k и y_k в момент его остановки с учетом коэффициента $K_{\text{ш}} = P_z/P_y$ определяются зависимостями:

$$\tau_k = \frac{m \cdot V_0}{P_z}; \quad z_k = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P_z}; \quad y_k = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P_z} \cdot \frac{1}{K_{\text{ш}}} = \frac{z_k}{K_{\text{ш}}}.$$

При условии $K_{\text{ш}} < 1$ (при абразивной обработке) координата y_k

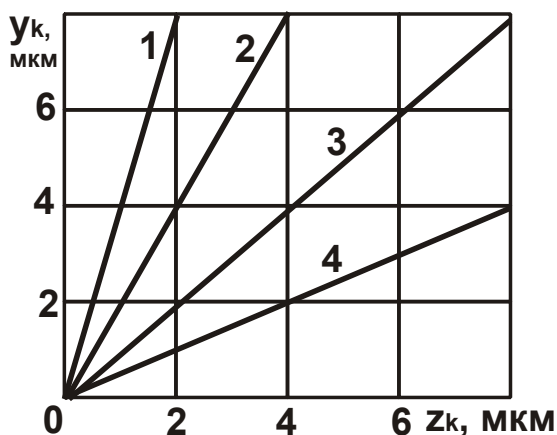


Рис. 4.12. Функциональная связь между координатами y_k и z_k движущегося абразивного зерна:

- 1 – $K_{\text{ш}} = 0,25$; 2 – $K_{\text{ш}} = 0,5$;
- 3 – $K_{\text{ш}} = 1,0$; 4 – $K_{\text{ш}} = 2,0$

абразивного зерна будет больше координаты z_k (рис. 4.12). Траектория движения абразивного зерна в обрабатываемом материале, исходя из решения системы уравнений (4.17), опишется:

$$z = V_0 \cdot \sqrt{\frac{2m \cdot y}{P_y}} - K_{\text{ш}} \cdot y. \quad (4.18)$$

Составляющие силы резания P_z и P_y зависят от фактической толщины среза, которая из-за перемещения абразивного зерна вдоль оси oy изменяется.

Тогда

$$\begin{cases} P_z = v \cdot (a - y) \cdot \sigma; \\ P_y = \frac{v \cdot (a - y) \cdot \sigma}{K_{\text{ш}}}. \end{cases} \quad (4.19)$$

С учетом уточненных зависимостей (4.19) для начальных условий $z(0) = 0$; $\dot{z}(0) = V_0$ решение дифференциальных уравнений (4.16) с учетом $k^2 = \frac{v \cdot \sigma}{m \cdot K_{\text{ш}}}$ примет вид:

$$y = a \cdot (1 - \cos k\tau); \quad (4.20)$$

$$z = V_0 \cdot \tau - a \cdot K_{\text{ш}} \cdot (1 - \cos k\tau). \quad (4.21)$$

При условии $\dot{z}(\tau) = 0$ абразивное зерно остановится. Исходя из данного условия с учетом зависимости (4.21), время контакта абразивного зерна с обрабатываемым материалом определяется:

$$k\tau_k = \arcsin \frac{V_0}{a} \cdot \sqrt{\frac{m}{v \cdot \sigma \cdot K_{\text{ш}}}}. \quad (4.22)$$

Анализ зависимости (4.22) показывает, что чем больше параметры V_0 , m и меньше a , v , $K_{\text{ш}}$, σ , тем больше $k\tau_k$, т.е. время контакта абразивного зерна с обрабатываемым материалом и, соответственно, выше эффективность процесса обработки.

Из зависимости (4.20) следует, что при условии $k\tau < \pi/2$ (соответствующему условию $y_k < a$) абразивное зерно остановится в обрабатываемом материале. При условии $k\tau > \pi/2$, наоборот, кинетической энергии абразивного зерна будет достаточно, чтобы выйти из контакта с обрабатываемым материалом без остановки и осуществить полный срез обрабатываемого материала.

В случае $y_k = a$ (т.е. когда кинетической энергии абразивного зерна достаточно, чтобы выйти из контакта с обрабатываемым материалом без остановки и осуществить полный срез обрабатываемого материала) зависимость (4.21) примет вид:

$$z_k = V_0 \cdot \tau_k - a \cdot K_{\text{ш}}. \quad (4.23)$$

Для исходных данных: $V_0 = 30$ м/с; $a = 3$ мкм; $\sigma = 10^4$ Н/мм²; $K_{\text{ш}} = 0,5$ с учетом зависимостей $m = \rho \cdot v$ и $v = 2 \cdot \sqrt{D \cdot a}$ (где ρ – плотность абразивного материала (для алмаза $\rho = 3,5$ г/см³); $v = \pi \cdot D^3 / 6$ – объем абразивного зерна (в форме шара диаметром D)) получены

расчетные значения координаты z_k (рис. 4.13). С увеличением диаметра абразивного зерна D координата z_k увеличивается, что ведет к увеличению длины среза и интенсификации процесса обработки.

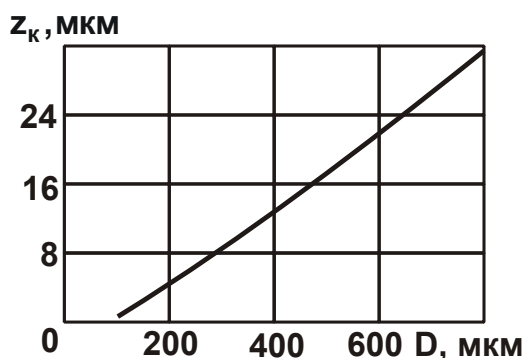


Рис. 4.13. Зависимость координаты z_k от диаметра абразивного зерна D

Траектория движения зерна в материале для условия $y_k = a$ и приведенных ранее исходных данных описывается преобразованными зависимостями (4.20) и (4.21):

$$y = 3 \cdot [1 - \cos(0,67 \cdot 10^6 \cdot \tau)]; \quad (4.24)$$

$$z = 10^6 \cdot \tau - 0,5 \cdot y. \quad (4.25)$$

Расчеты показали (рис. 4.14), что в начале траектория движения зерна в обрабатываемом материале незначительно отличается от прямолинейной, а затем она становится криволинейной и зерно выходит из контакта с материалом при не больших значениях z .

Приведенные выше решения справедливы для нулевого угла α входа зерна в обрабатываемый материал (рис. 4.11) и определяют характер образования микросреза при обработке кромки заготовки.

При условии $\alpha > 0$ тангенциальная и радиальная составляющие силы резания P_z и P_y , описываемые зависимостями (4.19), с учетом $a = \operatorname{tg} \alpha \cdot z$ примут вид:

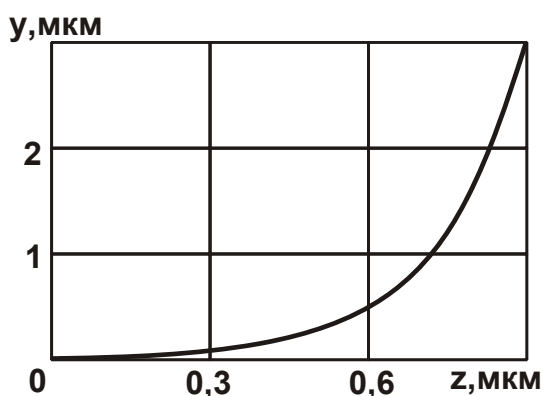


Рис. 4.14. Функциональная связь между координатами y и z движущегося зерна в обрабатываемом материале

$$\begin{cases} P_z = v \cdot (\operatorname{tg} \alpha \cdot z - y) \cdot \sigma; \\ P_y = \frac{v \cdot (\operatorname{tg} \alpha \cdot z - y) \cdot \sigma}{K_{\text{ш}}}. \end{cases} \quad (4.26)$$

Тогда дифференциальные уравнения (4.16) выразятся:

$$\begin{cases} m \cdot \ddot{z} + v \cdot \sigma \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot z = v \cdot \sigma \cdot y; \\ \tau \cdot \ddot{y} + \frac{v \cdot \sigma}{K_{\text{ш}}} \cdot y = \frac{v \cdot \sigma \cdot \operatorname{tg} \alpha}{K_{\text{ш}}} \cdot z. \end{cases} \quad (4.27)$$

Предложенные дифференциальные уравнения содержат по две неизвестные величины y и z .

После соответствующих преобразований (4.27) с учетом начальных условий $z(0) = 0$; $\dot{z}(0) = V_0$, получены следующие решения:

$$y = \frac{V_0 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{(1 + \operatorname{tg} \alpha \cdot K_{\text{ш}})} \cdot \left(\tau - \frac{1}{k} \cdot \operatorname{sink} \tau \right); \quad (4.28)$$

$$z = \frac{V_0}{(1 + \operatorname{tg} \alpha \cdot K_{\text{ш}})} \cdot \left(\tau - \frac{\operatorname{tg} \alpha \cdot K_{\text{ш}}}{k} \cdot \operatorname{sink} \tau \right). \quad (4.29)$$

Глубина внедрения абразивного зерна в обрабатываемый материал определяется (рис. 4.15):

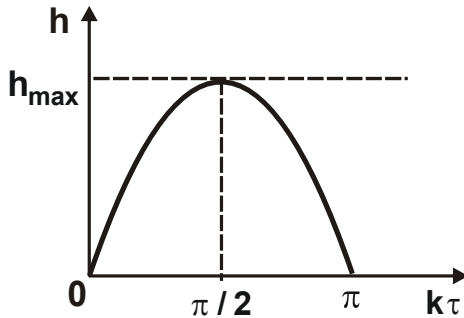


Рис. 4.15. Зависимость h от угла $k\tau$

$$h = \frac{V_0 \cdot \sin \alpha}{k} \cdot \operatorname{sink} \tau. \quad (4.30)$$

Максимальное значение h , равное параметру шероховатости поверхности h_{\max} , достигается при условии $\operatorname{sink} \tau = 1$ или $k\tau = \pi/2$. С учетом зависимостей $K_{\text{ш}} = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma) = \operatorname{ctg} \psi_1$ и $\psi_1 = \psi + \gamma$ определен параметр шероховатости:

$$h_{\max} = R_{\max} = V_0 \cdot \sin \alpha \cdot \sqrt{\frac{m}{2 \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}} \cdot \left[\frac{1}{\sin(\alpha + \psi_1)} - 1 \right]}. \quad (4.31)$$

Как видно, угол α неоднозначно влияет на глубину h_{\max} . Подчиняя зависимость (4.31) необходимому условию экстремума (максимума): $(h_{\max})'_{\alpha} = 0$, получено тригонометрическое уравнение относительно неизвестной величины α :

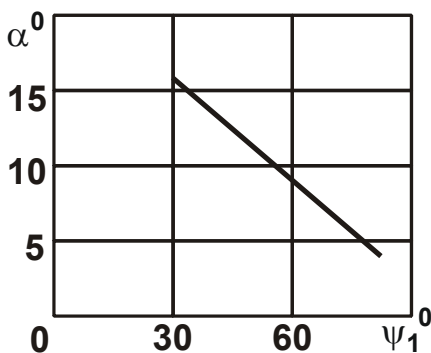


Рис. 4.16. Зависимость угла α от угла ψ_1

$$1 - \sin(\alpha + \psi_1) = \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg}(\alpha + \psi_1)}. \quad (4.32)$$

Расчетами установлено (рис. 4.16), что с увеличением угла $\psi_1 = \psi + \gamma$ (который в реальных условиях обработки приближается к 90°) процесс струйно-абразивной обработки эффективно осуществлять с весьма малым углом $\alpha \rightarrow 0$. Это свидетельствует о том, что с точки зрения увеличения h_{\max} целесообразно обрабаты-

вать не плоскую поверхность заготовки, а ее торцы, устраняя, таким образом, заусенцы и скругляя кромки.

В работе определена длина риски-царапины l абразивным зерном при образовании полного среза:

$$l = \frac{\pi \cdot V_0}{\cos \alpha \cdot (1 + \operatorname{tg} \alpha \cdot K_{\text{ш}})} \cdot \sqrt{\frac{m \cdot K_{\text{ш}}}{v \cdot \sigma \cdot (1 + \operatorname{tg} \alpha \cdot K_{\text{ш}})}} \quad (4.33)$$

Угол α неоднозначно влияет на длину риски-царапины l . С одной

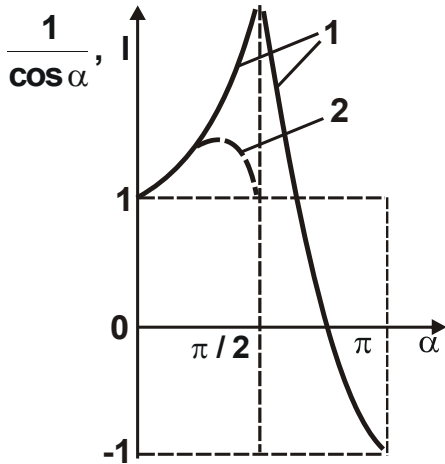


Рис. 4.17. Характер изменения функции $1/\cos \alpha$ (1) и длины риски-царапины абразивным зерном l (2) от угла α

стороны, с увеличением угла α за счет уменьшения $\cos \alpha$ длина l увеличивается до бесконечности (при условии $\alpha \rightarrow \pi/2$), рис. 4.17. С другой стороны, за счет увеличения функции $\operatorname{tg} \alpha \rightarrow \infty$ (при условии $\alpha \rightarrow \pi/2$) длина l уменьшается. Следовательно, существует экстремальное значение угла входа зерна в обрабатываемый материал α , при котором длина риски-царапины зерном l максимальна. Подчиняя функцию l необходимому условию экстремума: $l'_{\alpha} = 0$, имеем:

$$0,5 \cdot \sin 2\alpha + \sin^2 \alpha \cdot K_{\text{ш}} = 1,5 \cdot K_{\text{ш}} \quad (4.34)$$

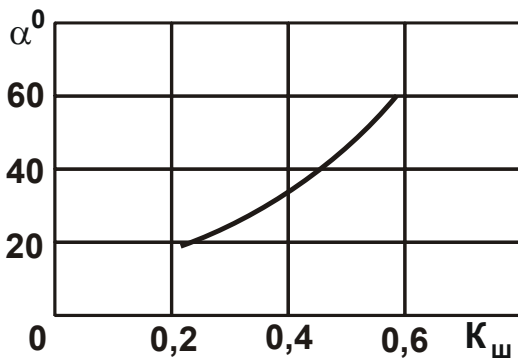


Рис. 4.18. Зависимость экстремального угла входа зерна в обрабатываемый материал α от $K_{\text{ш}}$

Расчетами установлено, что для реальных условий абразивной обработки ($K_{\text{ш}} < 0,35$) угол входа абразивного зерна в обрабатываемый материал α может изменяться в пределах $0 \dots 30^\circ$ (рис. 4.18). Очевидно, максимальная глубина внедрения абразивного зерна в обрабатываемый материал h_{max} и длина риски-царапины абразивным зерном l в отдельности еще не определяют однозначно интенсивность съема обрабатываемого

материала и, соответственно, производительность обработки. Критерием оценки производительности обработки может быть объем материала $\vartheta_{\text{срез}}$, снимаемого одним зерном:

$$Q_{\text{срез}} = \frac{m \cdot V_0^2}{2} \cdot \frac{\pi \cdot K_{\text{ш}} \cdot \text{tg} \alpha \cdot [1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}{3 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \cos \alpha \cdot \cos \psi_1 \cdot (1 + \text{tg} \alpha \cdot K_{\text{ш}})^2}. \quad (4.35)$$

Из зависимости (4.35) видно, что угол α неоднозначно влияет на объем материала $Q_{\text{срез}}$. Если угол $\psi_1 = \psi + \gamma$ в реальных условиях абразивной обработки близок к 90° , то экстремальные значения угла $\alpha \rightarrow 0$. Следовательно, наибольший объем материала $Q_{\text{срез}}$ достигается при небольшом угле α . Это согласуется с расчетными данными, приведенными на рис. 4.10, и теоретическими решениями, полученными ранее на основе анализа энергоемкости обработки σ без учета динамики взаимодействия абразивного зерна с обрабатываемым материалом. Поэтому метод абразивной обработки деталей затопленными струями эффективно использовать для обработки кромок заготовок, устранения заусенцев и уменьшения микронеровностей на обрабатываемых поверхностях (параметра шероховатости поверхности \bar{R}_{max}).

Полученные теоретические решения позволяют обосновать условия повышения производительности абразивной обработки деталей затопленными струями на основе полученной расчетной зависимости:

$$Q = \frac{k_0 \cdot m \cdot V_0^3}{4 \cdot \sigma \cdot H}, \quad (4.36)$$

где k_0 – количество абразивных зерен, участвующих в обработке;

H – расстояние от сопла до обрабатываемой детали, м.

Анализ зависимости (4.36) показал, что основным условием повышения интенсивности съема материала при абразивной обработке деталей затопленными струями является увеличение кинетической энергии движущегося абразивного зерна за счет увеличения скорости его движения. Это достигается применением эффективных технологических решений по управлению потоками движения абразивных зерен и обрабатываемых деталей.

Рассматривая движение абразивного зерна равноускоренным (с ускорением $\bar{a} = P/m$), скорость V_0 равна $V_0 = \bar{a} \cdot \tau_0$, а производительность обработки

$$Q = \frac{0,68 \cdot k_0 \cdot D^{1,5} \cdot p}{\sigma} \cdot \sqrt{\frac{H \cdot p}{\rho}}, \quad (4.37)$$

где P – сила, вызванная воздушным напором, Н;

τ_0 – время движения абразивного зерна от сопла до обрабатываемой детали, с;

p – давление, действующее на абразивное зерно со стороны воздушной струи, Н/м²;

ρ – плотность абразивного материала, кг/м³.

Увеличить производительность обработки Q можно увеличением параметров k_0 , D , H , p и уменьшением σ . Очевидно, параметры k_0 , и D взаимозависимы между собой: чем больше D , тем меньше k_0 . Поэтому эффект обработки зависит от степени увеличения произведения $k_0 \cdot D^{1.5}$ с увеличением зернистости абразивного порошка D .

Если же параметр k_0 выразить через общую массу абразивных зерен: $M = k_0 \cdot m$, то зависимость (4.37) примет вид:

$$Q = \frac{1,3 \cdot M \cdot p}{\rho \cdot D \cdot \sigma} \cdot \sqrt{\frac{H \cdot p}{\rho \cdot D}} \quad (4.38)$$

В этом случае с увеличением D производительность обработки Q уменьшается, что связано с уменьшением количества абразивных зерен k_0 , участвующих в процессе обработки. Однако далеко не все абразивные зерна $k_0 = M/m$ принимают участие в съеме обрабатываемого материала. Поэтому расчет Q следует выполнять с учетом конкретного количества абразивных зерен k_0 по зависимости (4.37). Для окончательного установления взаимосвязи между параметрами Q и D необходимо провести экспериментальные исследования.

Для оценки достоверности полученных теоретических решений расчетно-экспериментальным путем определена энергоемкость обработки σ . Используя экспериментальные значения параметров $m = 0,459 \cdot 10^{-6}$ кг; $V_0 = 2$ м/с; $\vartheta_{\text{срез}} = l \cdot b \cdot a / 6 = 60$ мкм³ = $60 \cdot 10^{-18}$ м³ (где $l = 10$ мкм; $b = 6$ мкм – ширина среза; $a = 6$ мкм – толщина среза) при

обработке латуни (рис. 4.19), по зависимости $\sigma = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot \vartheta_{\text{срез}}}$ установлено количественное значение $\sigma = 15 \cdot 10^3$ Н/мм².

Предел прочности на растяжение латуни равен $\sigma_p = 360$ Н/мм², т.е. почти в 41,6 раз меньше σ . В соответствии с зависимостью (4.7) и рассчитанных значений $\frac{\sigma}{2\tau_{\text{сдв}}} \approx \frac{\sigma}{\sigma_p}$ (рис. 4.7), такое большое расхож-

дение параметров σ и σ_p предполагает переход от процесса резания к процессу пластического деформирования обрабатываемого материала. Причем, данная закономерность имеет место в широких диапазонах изменения углов α и $\psi_1 = \psi + \gamma$. Так, расчетами установлено, что при угле $\alpha = 10^\circ$ угол $\psi_1 > 70^\circ$, при угле $\alpha = 20^\circ$ угол $\psi_1 > 60^\circ$, при угле $\alpha = 30^\circ$ угол $\psi_1 > 45^\circ$.

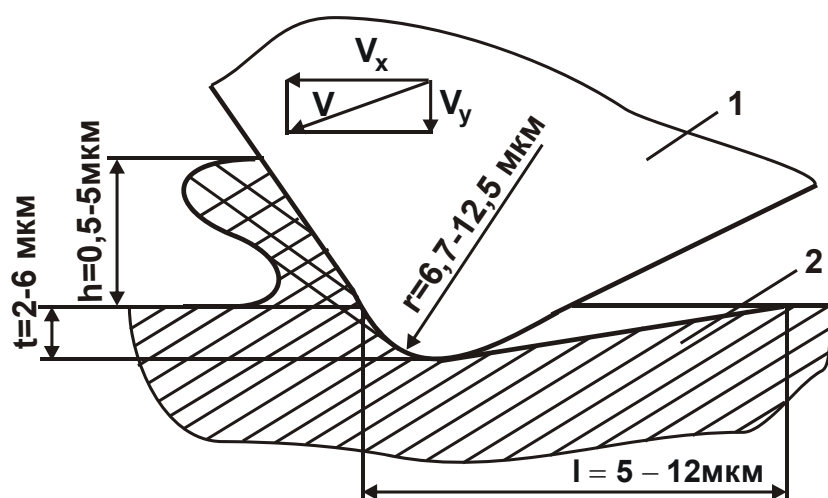


Рис. 4.19. Схема взаимодействия вершины абразивного зерна (1) с обрабатываемым материалом (2)

Анализ показывает, что при обработке деталей из латуни может иметь место как процесс резания (с образованием стружки), так и процесс пластического деформирования материала (без образования стружки) – все зависит от суммы углов $\alpha + \psi_1$: чем она больше, тем больше различие σ и σ_p и, тем вероятнее, что сьем металла в процессе обработки будет происходить путем его пластического деформирования (без образования стружки).

Приведенное выше значение $\sigma = 15 \cdot 10^3 \text{ Н/мм}^2$ не значительно отличается от полученного профессором Сагардой А. А. [130] (при микрорезании латуни единичным зерном) экспериментального значения условного напряжения резания $\sigma = 12 \cdot 10^3 \text{ Н/мм}^2$, что указывает на неблагоприятные условия стружкообразования и интенсивное трение режущего зерна с обрабатываемым материалом (латунью).

Таким образом, установленное значение условного напряжения резания приводит в соответствие теорию и практику струйно-абразивной обработки и позволяет расчетным путем определить силу резания, производительность и другие параметры обработки.

4.3. Технологические закономерности съема материала и формирования параметров качества при абразивной обработке затопленными струями

Проведение экспериментальных исследований процесса абразивной обработки деталей затопленными струями основано на разработанной общей методике, которая включает определение на первом этапе закономерностей образования микросрезов на обрабатываемой поверхности детали и формирования параметров качества обработки, а на втором этапе – установление эмпирических зависимостей для определения шероховатости поверхности и интенсивности съема материала с учетом, в том числе, и тех параметров процесса, которые не были учтены в аналитических зависимостях в связи со сложностью их математического представления. Совместный анализ аналитических и эмпирических зависимостей позволил более полно раскрыть физическую сущность процесса и его технологические возможности, обоснованно подойти к выбору рациональных параметров обработки, обеспечивающих повышение качества и производительности.

Разработанная методика определения скорости движения зерен в струе сжатого воздуха состоит в пересчете фиксированной скорости вращения полого цилиндра в скорость полета через его диаметр абразивного зерна с улавливанием этого зерна на противоположной (со сдвигом на некоторый угол) внутренней поверхности цилиндра (рис. 4.20). Разработанная методика выбора конфигурации сопла (рис. 4.21) для абразивной обработки деталей затопленными струями основана на исследовании скорости движения абразивных зерен и размеров их отпечатков на специальных полированных латунных экранах (рис. 4.22). Разработанная методика определения производительности абразивной обработки затопленными струями основана как на измерении массы контрольных образцов до и после обработки, так и на подсчете числа следов абразивных зерен, охваченных полем объектива микроскопа на поверхности образцов, обработанных в течение 3-х минут (экспресс-контроль). Экспериментально установлено, что экспресс-контроль позволяет не только сравнить производительность при различных режимах обработки, но и определить, какие части деталей подвергаются более или менее интенсивной обработке.

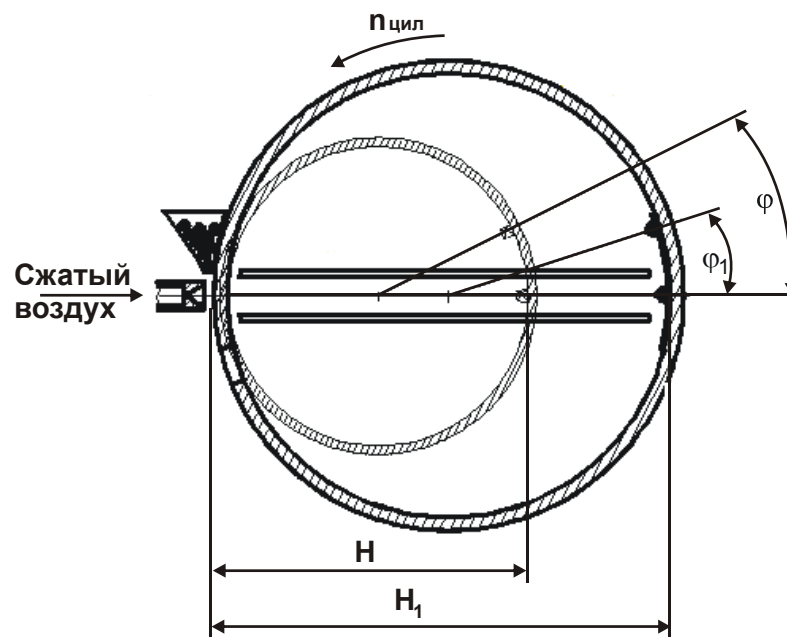


Рис. 4.20. Схема определения скорости движения абразивного зерна

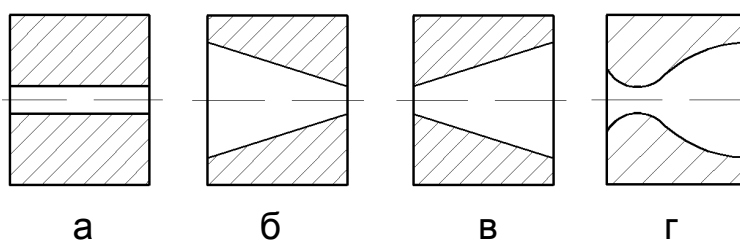


Рис. 4.21. Сопла для абразивной обработки затопленными струями:
а – цилиндрическое; б – с прямым конусом; в – с обратным конусом;
г – сверхзвуковое сопло Лавалья

Разработанная методика изучения топографии поверхности образца после его абразивной обработки затопленными струями основана на использовании методики компьютерного трехмерного моделирования в среде Helicon 3D Viewer с помощью микроинтерферометра с электронной камерой Scope Tek MDC 140N. Это позволило создать ряд моделей поверхностей, полученных при обработке образцов из латуни ЛС59.1, алюминия и титанового сплава ВТ-1 через каждые 2 – 5 секунд, а также через 15 – 20 минут обработки. Построена модель половины следа (в продольной плоскости), образовавшегося на границе двух полированных пластин, которые на время эксперимента были соединены винтами.

Разработанная методика определения напряженного состояния поверхности методом парной обработки деталей из материалов с выраженными упругими свойствами состоит в защите одной стороны

каждой детали от абразивного воздействия соединением с аналогичной деталью пайкой по кромкам, с последующим разъединением деталей и травлением наклепанного слоя до восстановления плоскостности детали.

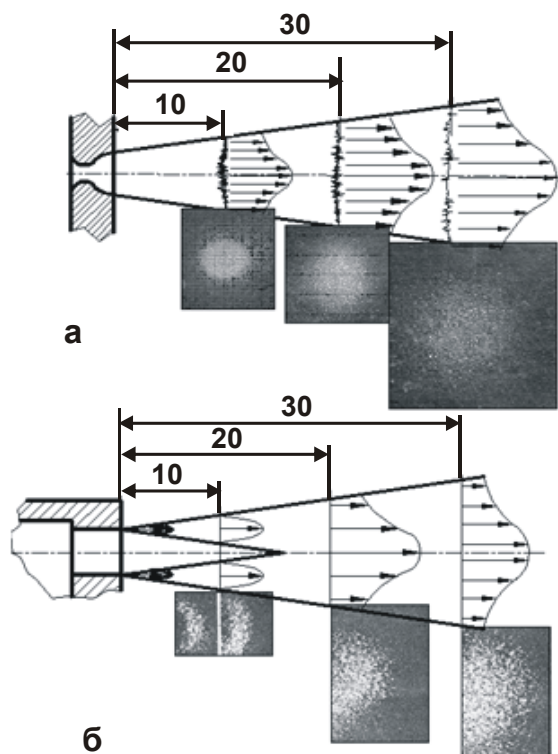


Рис. 4.22. Схемы струй, построенных по отпечаткам зерен на образцах:
а – струи, истекающей из сопла Лавалья;
б – струи, истекающей из цилиндрического сопла

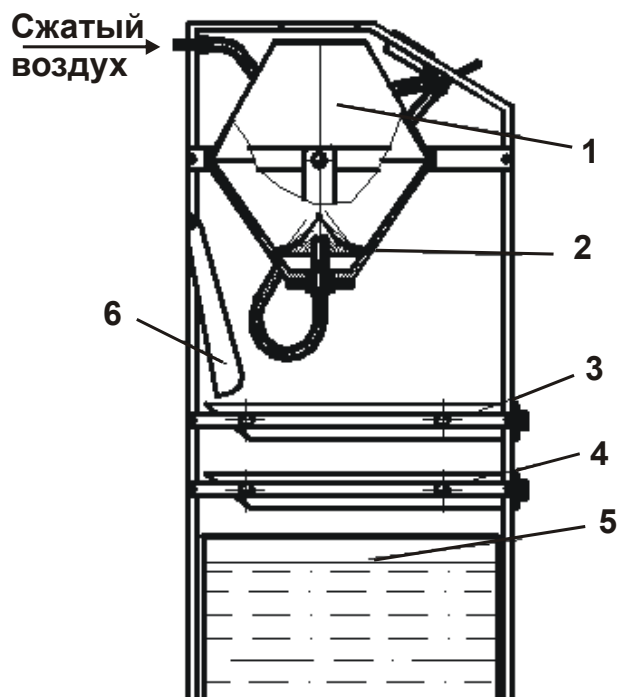


Рис. 4.23. Схема лабораторной струйно-абразивной установки с объемом рабочей камеры 30 л:
1 – рабочая камера; 2 – сопловой аппарат (завихритель); 3 – решето для деталей; 4 – решето для абразивного зерна; 5 – бак-отстойник; 6 – желоб для суспензии

Разработана и изготовлена экспериментальная установка для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями (рис. 4.23) и описаны условия проведения экспериментальных исследований основных параметров обработки, включая производительность и шероховатость обработки, параметры микросрезов абразивными зернами и напряженного состояния поверхностного слоя обрабатываемой детали (остаточные напряжения, микротвердость). Исследования выполнялись с применением деталей, изготовленных из алюминия АД, стали Ст3, латуни ЛС59.1, латуни Л63, бериллиевой бронзы

БрБ2, стали 65Г, титанового сплава ВТ-1 и дюралюминия Д16. В качестве абразивных материалов использовались электрокорунд нормальный (14А), электрокорунд белый (24А), карбид кремния (53С), карбид кремния зеленый (63С). Давление сжатого воздуха перед соплом менялось в пределах 0,2 ... 1,2 МПа [9].

Используя разработанные методики экспериментальных исследований, определены условия образования микросрезов и соответственно шероховатости поверхности деталей из пластичных материалов, что позволило проверить и уточнить полученные теоретические решения. В результате установлено, что при обработке формируются как полные, так и неполные микросрезы (рис. 4.24). Полные микросрезы образуются при небольших углах входа абразивных зерен в обрабатываемый металл ($10 - 30^{\circ}$), а неполные срезы – при больших углах вследствие недостаточной кинетической энергии движущихся абразивных зерен (рис. 4.25), что согласуется с известными экспериментальными данными, полученными при струйно-абразивной обработке.

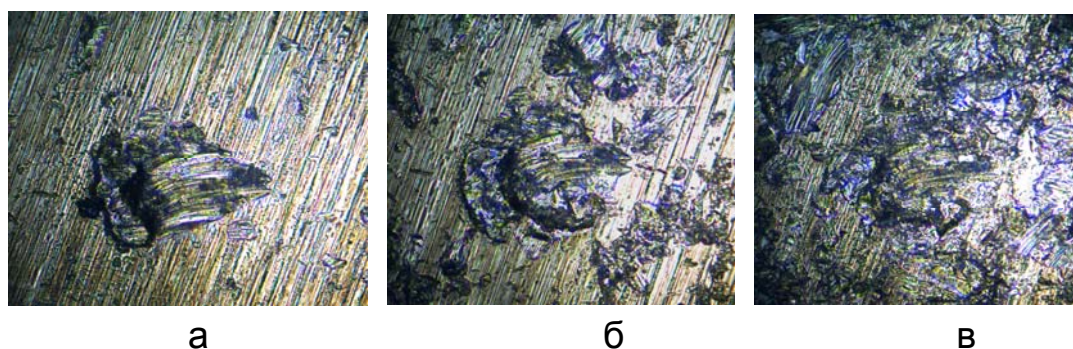


Рис. 4.24. Фрагмент шлифованной поверхности с постепенным изменением следа абразивного зерна по времени обработки, с:
а – 1; б – 2; в – 8

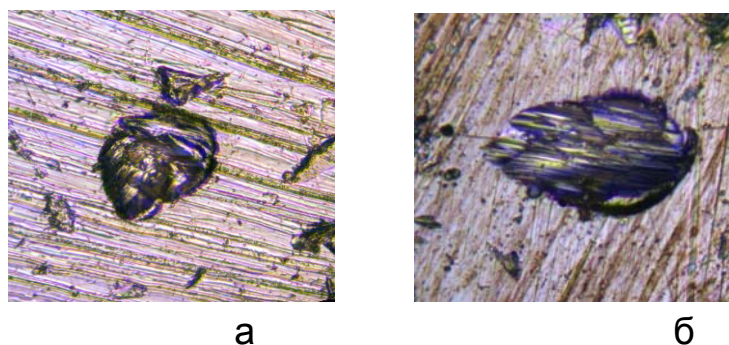


Рис. 4.25. След удара абразивного зерна по нормали (а) и под острым углом (б) к поверхности латунного образца из ЛС59.1. Абразивное зерно 63С (карбид кремния зеленый), зернистость 63П (630 мкм).×625

Установлено, что отделение металла при обработке происходит в результате осуществления процесса резания (с образованием стружки) и процесса пластического деформирования материала (без образования стружки). Это также подтверждает достоверность полученных в работе теоретических решений.

Проведен комплекс экспериментальных исследований закономерностей съема металла и формирования обрабатываемых поверхностей деталей на основе анализа топографии микропрофиля обработанных поверхностей (рис. 4.26).

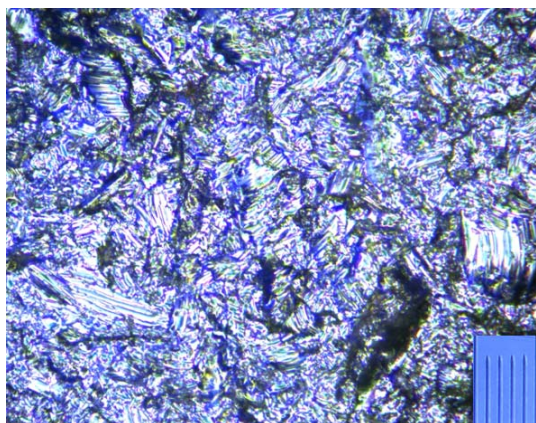


Рис. 4.26. Поверхность латунного образца после 35 минут обработки. Абразивное зерно 63С, зернистость 63П (630 мкм). $\times 625$. Цена деления объектива микрометра 0,01мм



Рис. 4.27. Участок поверхности образца, ограниченный полем видимости камеры и монитора для подсчета количества следов зерен, приходящихся на единицу площади

Установлено, что в процессе обработки происходит беспорядочное неориентированное наложения следов абразивных зерен на обрабатываемой поверхности, в результате чего формируется бесформенная обрабатываемая поверхность, состоящая из отдельных разных по величине неориентированных углублений и выступов. По структуре микрогеометрии эта поверхность отличается от поверхностей, образованных при шлифовании, доводке и струйно-абразивной обработке. Исходя из этого, сделан вывод о возможности создания принципиально новой неориентированной микрогеометрии поверхности при абразивной обработке затопленными струями, что открывает новые перспективы повышения эксплуатационных свойств поверхностей деталей, например, за счет создания матовых поверхностей.

Расчетно-экспериментальным путем определено количество абразивных зерен, которые участвуют в съеме металла с обрабатываемой поверхности при абразивной обработке затопленными струями (рис. 4.27). Установлено, что они составляют 7 % от общего количества зерен, которые проконтактировали с обрабатываемой поверхностью. Это позволило уточнить известные данные о количестве зерен, которые участвуют в съеме металла с обрабатываемой поверхности, и сделать вывод о незначительном использовании возможностей процесса и необходимости поиска решений по его интенсификации.

Экспериментально установлено, что, несмотря на благоприятные условия эксплуатации абразивного материала, его потери требуют периодического пополнения. Это связано с тем, что в рассматриваемом процессе, хотя и незначительно, до 0,7 %, наблюдается дробление абразивных зерен.

На рис. 4.28 показан характер съема металла и износ абразива (в связи с дроблением абразивных зерен) от давления сжатого воздуха. Установлено, что при изменении давления сжатого воздуха до значения 0,57 МПа съем металла пропорционально увеличивается, а дробление зерен незначительно интенсифицируется. После превышения этого значения давления сжатого воздуха содержание рабочей камеры поднимается над зоной работы струй, и процесс обработки становится практически невозможным. Итак, условием стабильного протекания процесса обработки является установление давления сжатого воздуха не выше 0,57 МПа.

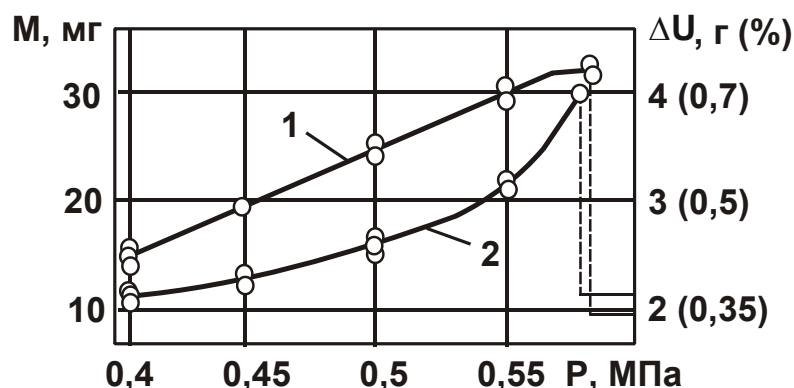


Рис. 4.28. Зависимости съема металла M (1) и износа абразива ΔU (2) от давления сжатого воздуха: обрабатываемый материал – латунь ЛС59.1, абразивный материал 63С, зернистость 40 (400 мкм), время обработки 30 мин

На рис. 4.29 показан характер изменения основных параметров обработки за время работы установки (2,5 часа), что в 5 раз превышает осуществление одной операции. Выполнялась обработка деталей из латуни ЛС59.1 при давлении сжатого воздуха 0,5 МПа. Приведенные графики указывают на высокую стабильность основных параметров процесса обработки, поскольку отклонения, которые выражаются в снижении съема металла M и увеличении расхода сжатого воздуха A , отсутствуют. Отклонения, связанные с износом абразива за время операции (30 минут), составляют 0,5 ... 0,7 %, а с выносом жидкости – 2 %. Показано, что данный метод обработки, в отличие от известных методов струйно-абразивной обработки, за счет исключения износа сопел стабилизирует во времени основные параметры обработки.

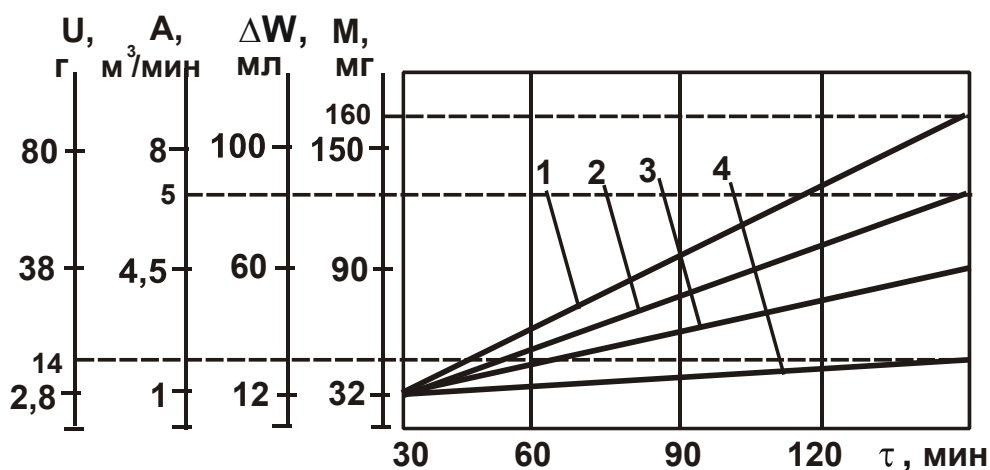


Рис. 4.29. Зависимости съема металла M (1), износа абразива ΔU (2), расхода сжатого воздуха A (3) и выноса жидкости ΔW (4) от времени обработки τ

Экспериментально определена шероховатость поверхности при абразивной обработке затопленными струями и установлено, что со временем обработки она стабилизируется на одном уровне независимо от исходной шероховатости (рис. 4.30). Так, установлено, что при исходной шероховатости $R_a = 0,5 \dots 1,5$ мкм и зернистости абразива 40 (400 мкм) стабилизация шероховатости поверхности происходит на уровне $R_a = 1,8$ мкм через 15 ... 25 минут обработки.

Разработана новая методика определения остаточных напряжений в поверхностном слое детали после ее абразивной обработки затопленными струями, состоящая в защите одной стороны обрабаты-

ваемой детали от абразивного воздействия такой же деталью, прикреплённой к первой детали пайкой по кромкам (рис. 4.31).

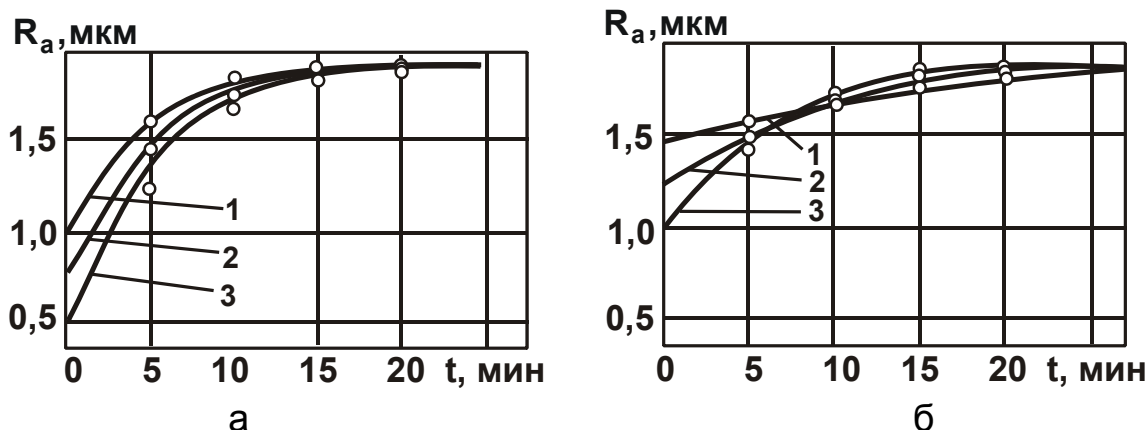


Рис. 4.30. Зависимость шероховатости поверхностей образцов от времени обработки при исходной шероховатости:

а – 1 – $R_{исх} = 1,0$ мкм; 2 – $R_{исх} = 0,75$ мкм; 3 – $R_{исх} = 0,5$ мкм;
 б – 1 – $R_{исх} = 1,5$ мкм; 2 – $R_{исх} = 1,25$ мкм; 3 – $R_{исх} = 1,0$ мкм

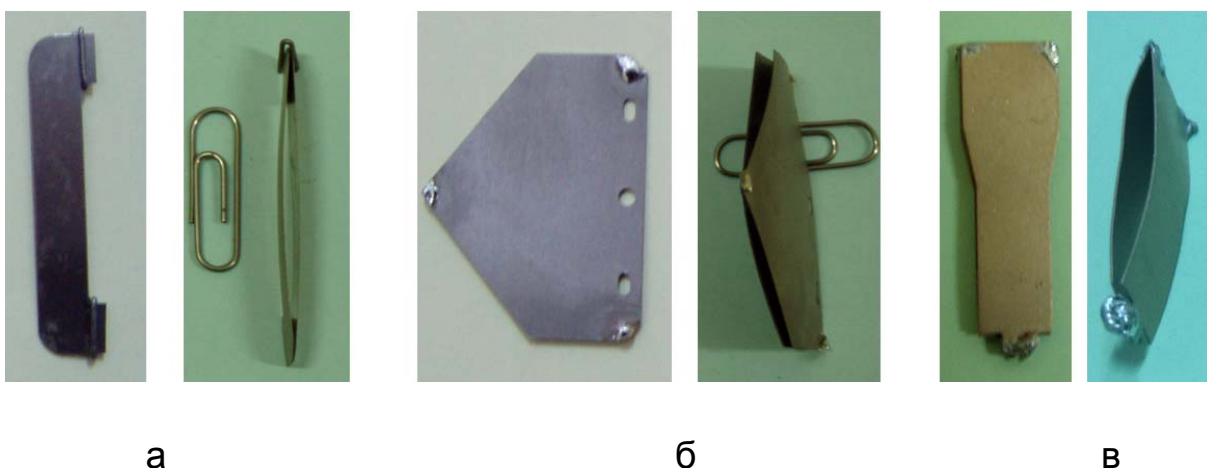


Рис. 4.31. Внешний вид спаренных деталей до и после абразивной обработки затопленными струями: а – титановый сплав ВТ-1; б – сталь 65Г; в – бериллиевая бронза БрБ2

Экспериментально установлено, что прогиб пластин в результате создания напряжений увеличивается в течение 20 – 25 мин, после чего стабилизируется (рис. 4.32,а), при этом обработанная поверхность детали становится выпуклой, т.е. возникают сжимающие напряжения. Экспериментально установлено, что в процессе обработки в поверхностном слое детали возникает наклеп. Толщина наклепанного слоя на деталях из ВТ-1 и 65Г равна 5 мкм, а на детали из бериллие-

вой бронзы БрБ2 – 6 мкм. Среднее значение напряжения в наклепанном слое для детали из титанового сплава ВТ-1 принимает значение $\sigma_{\text{ср}} = 37,81 \text{ Н/мм}^2$, для детали из стали 65Г – $\sigma_{\text{ср}} = 35,29 \text{ Н/мм}^2$, а для детали из бронзы БрБ2 – $\sigma_{\text{ср}} = 32,77 \text{ Н/мм}^2$. Следовательно, при абразивной обработке затопленными струями в поверхностном слое обрабатываемой детали возникают благоприятные сжимающие напряжения. Это указывает на преобладание силового фактора над тепловым фактором в процессе обработки и свидетельствует о высоком качестве обрабатываемых поверхностей.

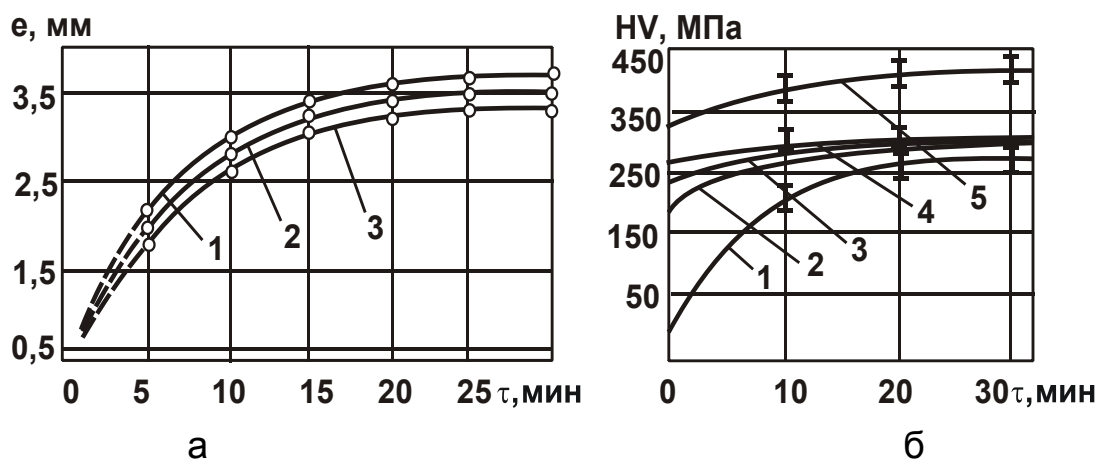


Рис. 4.32. Зависимость прогиба пластины e (а) и микротвердости поверхности HV (б) от времени обработки τ :

- а) 1 – титановый сплав ВТ-1 толщиной 0,18 мм; 2 – сталь 65Г толщиной 0,2 мм; 3 – бериллиевой бронзы БрБ2 толщиной 0,25 мм;
 б) 1 – алюминий АД; 2 – латунь ЛС59.1; 3 – латунь Л63; 4 – сталь Ст3; 5 – сталь 65 Г.

Дополнительным подтверждением времени формирования поверхностного слоя обрабатываемых деталей являются результаты измерений микротвердости (по Виккерсу) поверхностей деталей из различных материалов до и после обработки на твердомере ПМТ-3 с помощью алмазной пирамиды с выдержкой нагрузки 1,5 Н в течение 15 с. На каждом образце выполняли по 10 измерений. Поэтапное изменение во времени микротвердости деталей из алюминия АД, латуни ЛС59.1, латуни Л63, стали Ст3, стали 65Г (рис. 4.32,б) завершается через 20 ... 25 минут и дальше стабилизируется на разных уровнях в зависимости от склонности материалов к наклепу. Из графиков видно, что наиболее восприимчивыми к наклепу в процессе абразивной обработ-

ки затопленными струями из рассмотренных материалов являются алюминий АД и сталь 65Г.

Экспериментально установлено, что в отличие от характера следов абразивных зерен, образующихся при обработке плоской поверхности, при обработке кромок детали след абразивного зерна имеет четко выраженную форму, фактически отсутствуют навалы деформированного металла по обеим сторонам и впереди следа (рис. 4.33).

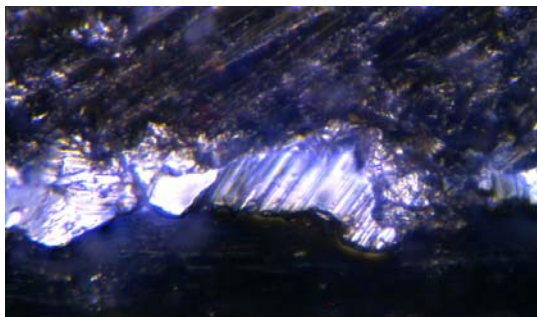


Рис. 4.33. Фотография кромки листовой латунной детали со следами зерен. $\times 850$

Таким образом, кинетической энергии движущегося абразивного зерна в этом случае достаточно для образования полного микросреза.

Таким образом, кинетической энергии движущегося абразивного зерна в этом случае достаточно для образования полного микросреза.

Сделан вывод о том, что при обработке кромок детали энергоемкость процесса меньше, чем при обработке плоской поверхности, и поэтому интенсивность съема металла больше. Это подтверждает полученные теоретические решения. Экспериментально установлено также, что метод абразивной обработки затопленными струями обеспечивает одновременное удаление заусенцев, округления острых кромок, упрочнение обрабатываемых поверхностей и придает деталям товарный вид за счет создания ровной матовой поверхности.

4.4. Экспериментальные исследования шероховатости поверхности и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями

На основе метода планирования многофакторного эксперимента разработаны обобщенные математические модели процесса абразивной обработки деталей затопленными струями. По критериям максимальной производительности и наименьшей шероховатости поверхности определены рациональные параметры обработки. Для этого экспериментально определены значения скорости абразивного зерна V , которое присоединяется к струе сжатого воздуха, по мере удаления от среза сопла H (рис. 4.34).

Установлено наличие экстремума (максимума) данной зависимости для различных конструкций сопел (сверхзвукового сопла Лавалья,

конических расширяющегося и сужающегося сопел, цилиндрического сопла). При этом наибольшие значения скорости абразивного зерна и расстояния от среза сопла достигаются при использовании сверхзвукового сопла Лавалья (длиной канала 6 мм), которое обеспечивает сверхзвуковую скорость истечения сжатого воздуха и указывает на эффективность его применения.

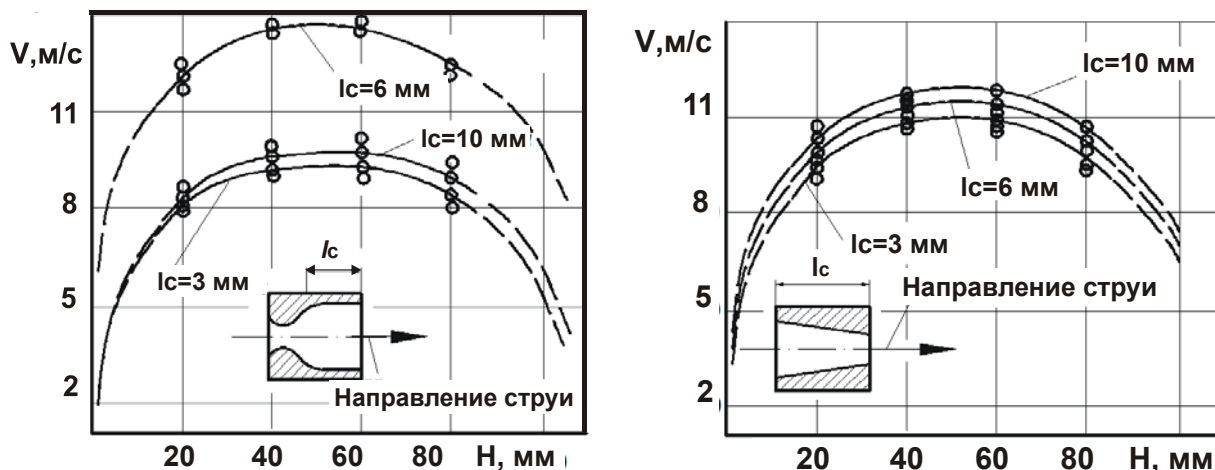


Рис. 4.34. Изменение скорости абразивного зерна V по мере удаления H от среза сверхзвукового сопла Лавалья (а) и конического расширяющегося сопла (б): абразивные зерна 63С (зернистость абразива – 40П); диаметр наименьшего сечения 2 мм; давление сжатого воздуха перед соплом 0,5 МПа

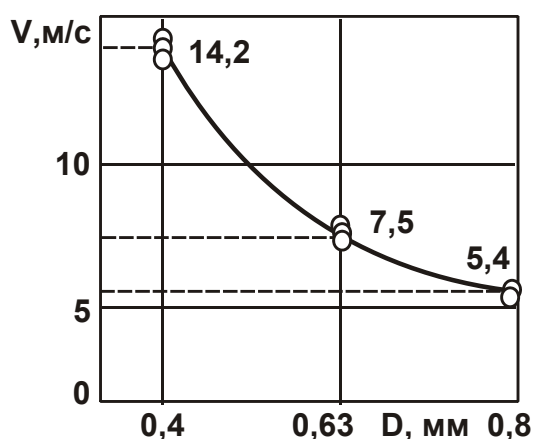


Рис. 4.35. Зависимость скорости абразивного зерна V от абразива D

Экспериментально установлено (рис. 4.35), что с увеличением зернистости абразива скорость зерна непрерывно уменьшается (условия обработки: абразивное зерно 63С (карбид кремния зеленый), диаметр критического сечения сопла Лавалья 2 мм; давление сжатого воздуха перед соплом 0,5 МПа; расстояние от среза сопла 40 мм). Это связано с тем, что более мелкое зерно получает большее ускорение, поскольку влияние струи сжатого воздуха на абразивные зерна независимо от их массы носит характер импульса силы. Полученные экспериментальные результаты согласуются с полученными теоретическими решениями.

струи сжатого воздуха на абразивные зерна независимо от их массы носит характер импульса силы. Полученные экспериментальные результаты согласуются с полученными теоретическими решениями.

Проведены экспериментальные исследования по установлению наиболее эффективной конфигурации сопла по критерию обеспечения максимального количества зерен, которые инжектируются в затопленную струю сжатого воздуха, на основе определения количества следов зерен на обработанных полированных латунных пластинах экранов.

Исследование профилограмм, снятых с поверхности обработанных экранов (рис. 4.36), показало, что при использовании сверхзвукового сопла Лавалья имеет место наиболее плотное размещение следов абразивных зерен (рис. 4.22), которые также характеризуются и наибольшей глубиной. При этом по сравнению с использованием цилиндрического сопла съем металла за 30 минут увеличился на 39 %.

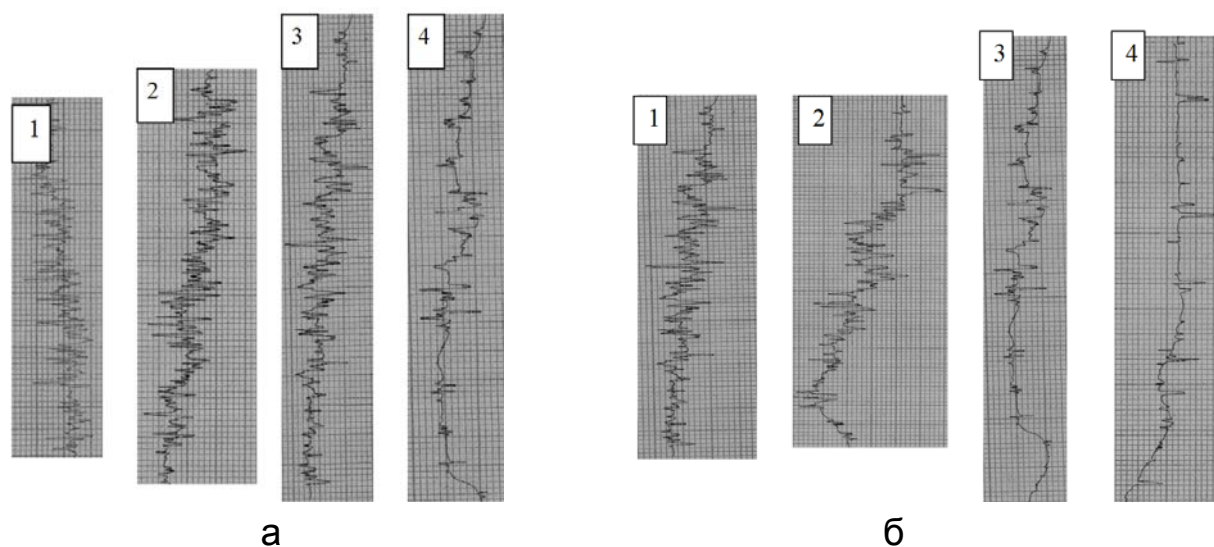


Рис. 4.36. Профилограммы отпечатков абразивных зерен, присоединенных к струям, истекающим из цилиндрического сопла (а) и сверхзвукового сопла Лавалья (б):

1; 2; 3; 4 – расстояние от среза сопла соответственно 10; 20; 30; 50 мм

Проведен комплекс экспериментальных исследований основных параметров абразивной обработки деталей затопленными струями на установке, спроектированной автором (рис. 4.23). Экспериментально установлено, что плотность покрытия следами абразивных зерен обрабатываемой поверхности детали (рис. 4.37) увеличивается от середины к ее кромкам (рис. 4.38). Итак, наибольшая интенсивность съема материала при абразивной обработке затопленными струями достигается на торцовых поверхностях обрабатываемых мелких деталей. Это согласуется с аналогичными теоретическими результатами, приведенными в п. 4.1, и свидетельствует об их достоверности.



Рис. 4.37. Образцы из латуни ЛС59.1 в форме диска диаметром 20 мм и толщиной 0,5; 1; 2; 4 и 8 мм до обработки (а) и после обработки (б)



Рис. 4.38. Плотность следов абразивных зерен (в поле видимости объектива – $0,07 \text{ мм}^2$) в диаметральной направлении образцов в форме диска:

1 – толщина диска 4,0 мм, 2 – 2,0 мм, 3 – 1,0 мм, 4 – 0,5 мм

На основе планирования дробного факторного эксперимента $2 \cdot 10^{-6}$ построены математические модели определения производительности обработки (в качестве критерия оценки выбран съем металла M в мг за 30 минут обработки) и шероховатости поверхности (по критерию R_{max} , в мкм):

$$M = 39,9 \cdot \frac{V_a^{0,313} \cdot D^{0,046} \cdot m_d^{0,002} \cdot \Sigma^{0,833} \cdot W_{\text{жид}}^{0,16} \cdot d_c^{0,088} \cdot n_c^{0,4} \cdot D_{\text{разм}}^{0,074} \cdot \xi^{0,009}}{\delta^{0,02}}; \quad (4.39)$$

$$R_{\text{max}} = 7,4 \cdot \frac{V_a^{0,27} \cdot D^{0,083} \cdot m_d^{0,028} \cdot \Sigma^{0,277} \cdot W_{\text{жид}}^{0,136} \cdot d_c^{0,09} \cdot n_c^{0,4} \cdot D_{\text{разм}}^{0,273} \cdot \xi^{0,143}}{\delta^{0,054}}; \quad (4.40)$$

где V_a – объем абразива загружаемого, л.;

D – зернистость абразива, мм;

m_d – единичная масса обрабатываемых деталей, г;

Σ – суммарная масса обрабатываемых деталей, кг;

$W_{\text{жид}}$ – объем заливаемой жидкости, л.;

d_c – диаметр сопел, мм;

n_c – количество сопел;

$D_{\text{разм}}$ – диаметр размещения сопел, м;

ξ – угол оси сопла к горизонту, градус;

δ – угол между осью сопла и касательной к окружности в точке ее размещения, градус.

Анализ зависимости (4.39) показывает, что наибольшее влияние на съем металла M оказывает суммарная масса деталей Σ и в меньшей степени – параметры n_c , V_a и $W_{\text{жид}}$. Выявлено также незначительное влияние зернистости абразива D на съем металла M (рис. 4.39,а), тогда как в известных методах струйно-абразивной обработки зернистость абразива является определяющим параметром.

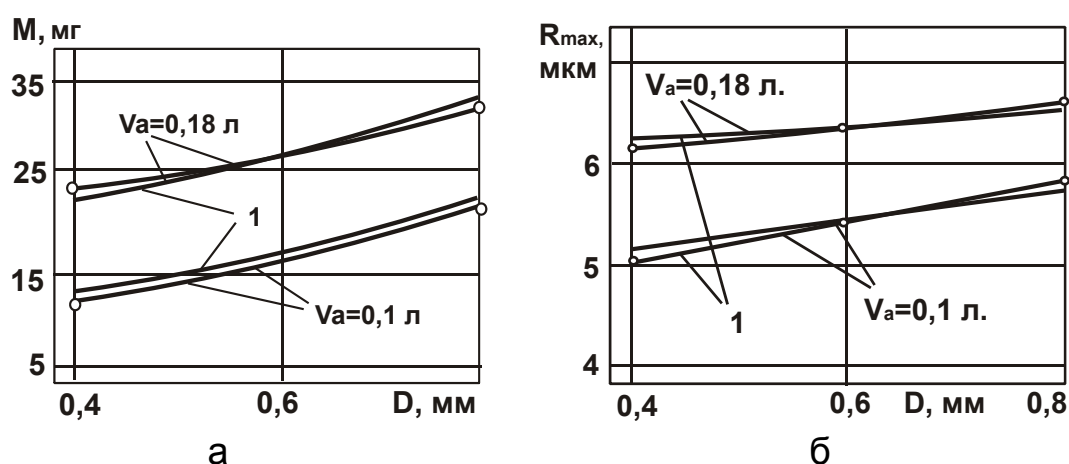


Рис. 4.39. Зависимость съема металла M (а) и высоты микронеровностей R_{max} (б) от зернистости абразива D :

1 – расчетные кривые: абразивные зерна 63С; диаметр наименьшего сечения 2 мм; давление сжатого воздуха перед соплом 0,5 МПа

Анализ зависимости (4.40) показывает, что наибольшее влияние на максимальную высоту микронеровностей обработанной поверхности R_{max} оказывают параметры Σ , V_a и $D_{\text{разм}}$. Высота микронеровностей R_{max} (рис. 4.39,б) находится в непосредственной связи с производительностью обработки, представленной снятием металла M , и стабилизируется для данных условий обработки при $R_{\text{max}} = 6,8$ мкм. Это согласуется с теоретическими решениями, приведенными в п. 4.1. Таким образом, разработанные обобщающие эмпирические математические модели параметров процесса абразивной обработки деталей затопленными струями (M и R_{max}) в совокупности с полученными результатами аналитических исследований дают достаточно полное представление о технологических возможностях процесса и позволяют по кри-

териям максимальной производительности и наименьшей шероховатости поверхности определить рациональные параметры обработки.

Установлено, что реализовать наибольшую производительность обработки для заданной шероховатости поверхности $R_{\max} = 6,8$ мкм (или $R_a = 0,8 \dots 1,25$ мкм) можно при следующих условиях обработки: объем загружаемого абразива 0,18 л.; зернистость абразива № 40; суммарная масса обрабатываемых деталей 0,4 кг; объем заливаемой жидкости 3,0 л.; диаметр сопел 2 мм; количество сопел 8; диаметр размещения сопел 110 мм; угол оси сопла к горизонту 25° ; угол между осью сопла и касательной к окружности в точке ее размещения $0 \dots 5^{\circ}$. Полученные эмпирические зависимости для определения производительности обработки и шероховатости поверхности позволяют выполнять выбор рациональных технологических и конструктивных параметров, научно обоснованно подходить к проектированию оборудования для абразивной обработки деталей затопленными струями.

4.5. Разработка прогрессивного оборудования для реализации метода абразивной обработки деталей затопленными струями

Полученные результаты теоретических и экспериментальных исследований по определению оптимальных конструктивных и технологических параметров обработки позволяют обоснованно назначать количество и размеры конструктивных элементов установок, а также определять рациональные режимы обработки, обеспечивающие максимальную производительность при заданной шероховатости поверхности. Это открывает новые возможности разработки прогрессивных конструкций установок для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями. В связи с этим, в работе разработана гамма новых установок для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями, защищенных авторскими свидетельствами на изобретения и патентами Украины [13 – 18; 22; 103] и обеспечивающих повышение эффективности процесса обработки [4; 6].

Ниже описаны эти установки и принципы их работы, а также обоснованы области эффективного применения и достигаемые результаты. На рис. 4.40 показана структурная схема технических решений, реали-

зованных в новых конструкциях установок, которые позволяют повысить производительность и качество обработки, а также улучшить эргономические показатели.



Рис. 4.40. Структурная схема технических решений, реализованных в новых конструкциях установок для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями

Основным стратегическим направлением совершенствования оборудования для абразивной обработки деталей затопленными струями в соответствии с установленными закономерностями является обеспечение максимальной скорости движения абразивных зерен относительно обрабатываемых деталей с одновременной локализацией процесса микрорезания: на плоских поверхностях, на кромках деталей или при всесторонней обработке деталей в целом. Это позволило практически реализовать полученные теоретические решения, связанные с обработкой с постоянной, увеличивающейся или уменьшающейся толщиной микросреза, а также с особенностями обработки деталей

из пластичных и хрупких материалов. Требуемый эффект (локализация обработки на определенных частях деталей) в этих установках достигается за счет задаваемого направления осей сопел в рабочей камере, а также комбинацией их размещения, т.е. снизу вверх, горизонтально или сверху вниз [10]. Примеры компоновки сопел в рабочей камере приведены на рис. 4.41.

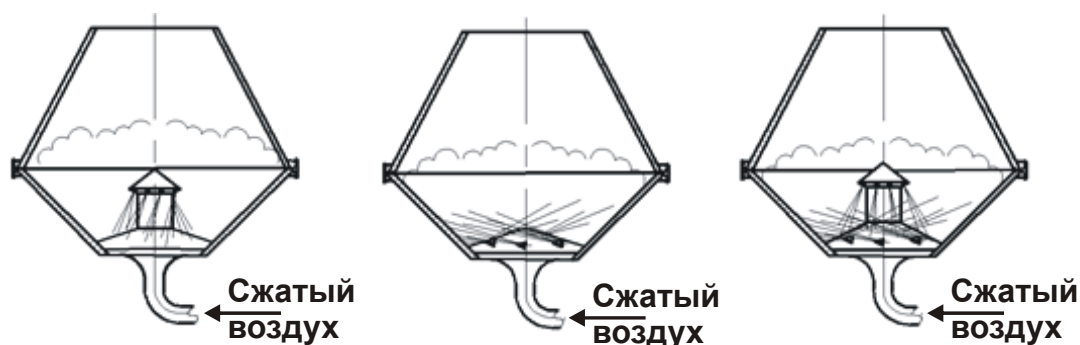


Рис. 4.41. Схемы струйно-абразивных установок с локализацией обработки: а – на плоскостях; б – на торцах; в – обработка на плоскостях и на торцах

Одним из ряда вариантов декоративной и зачистной обработки мелких деталей затопленными струями является обработка в спиралевидном барабане (техническое решение "Устройство для поверхностной обработки деталей" защищено А. с. SU № 1248772 А1 [18]). В этом случае обеспечивается повышение качества обработки деталей затопленными струями в абразивной суспензии и увеличение производительности за счет создания колебаний давления в рабочей среде, благодаря чему возникают пульсации струй сжатого воздуха.

На рис. 4.42 представлена схема и разрез устройства опытной установки, обеспечивающей обработку по плоскостям. Устройство состоит из вращающегося барабана 1 с загрузочно-выгрузочным окном 2, гибкого воздухопровода 3, закрепленного неподвижно и герметично к торцовому фланцу барабана цанговым зажимом 4 в точке, равноудаленной от периферии барабана, с возможностью регулирования его длины. Внутри барабана на гибком воздухопроводе 3 смонтирована насадка 5 с сопловыми отверстиями 6. При этом ось вращения сопловой насадки под действием собственного веса отклонена от оси вращения барабана на угол, равный или близкий к 90° , благодаря чему сопла направлены на обрабатываемые детали. Наружный конец воз-

духопровода 3 соединен с муфтой 7 для подачи сжатого воздуха от источника к вращающемуся совместно с барабаном концу воздухопровода 3. Барабан установлен с возможностью вращения в опорах 8 вокруг оси 9, являющейся центром спиральной обечайки, и соединен с редуктором 10, приводимым во вращение приводом 11. Под барабаном размещено разделительное решето 12.

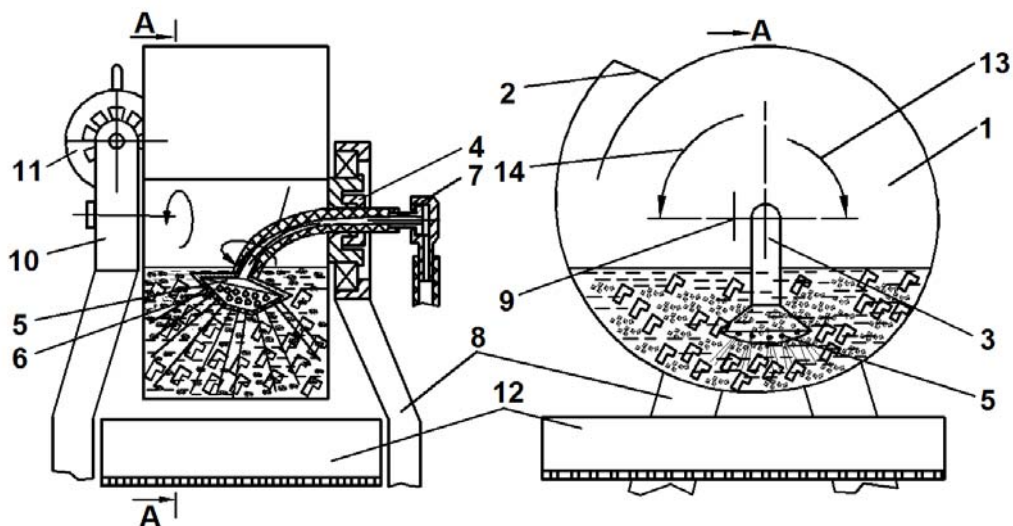


Рис. 4.42. Принципиальная схема абразивной установки для обработки затопленными струями со спиралевидной рабочей камерой по А.с. SU №1248772 А1 [18]

Приведенные в п. 4.1 теоретические решения позволяют сделать вывод, что основными резервами повышения производительности обработки являются увеличение скорости абразивных зерен и обеспечение условий микрорезания с уменьшающейся толщиной среза. Кроме того, направленное действие струй под острым углом или по нормали к поверхностям деталей, как оказалось, также может быть реализовано в рамках рассматриваемого метода обработки. В связи с этим, производились экспериментальные исследования обработки плоских поверхностей штампованных листовых деталей.

Для обеспечения оптимального расстояния между сопловой насадкой и поверхностью, образованной обрабатываемыми деталями, предусмотрена возможность регулирования длины и герметичного закрепления гибкого воздухопровода 3 с помощью цангового зажима 4, в результате чего изменяется глубина погружения сопловой насадки 5 в абразивную суспензию. Это позволяет регулировать расстояние между срезами сопел 6 и обрабатываемыми деталями.

Экспериментально установлена взаимосвязь между производительностью обработки и высотой соплового аппарата над деталями. Критерием оценки производительности обработки принят съем металла за 30 минут обработки (рис. 4.43). Из рисунка следует, что при минимальной высоте h соплового аппарата над деталями наблюдается небольшой съем металла M . Это объясняется ограниченным подводом абразивных зерен к соплам, так как сопловой аппарат преграждает своим корпусом движения суспензии.

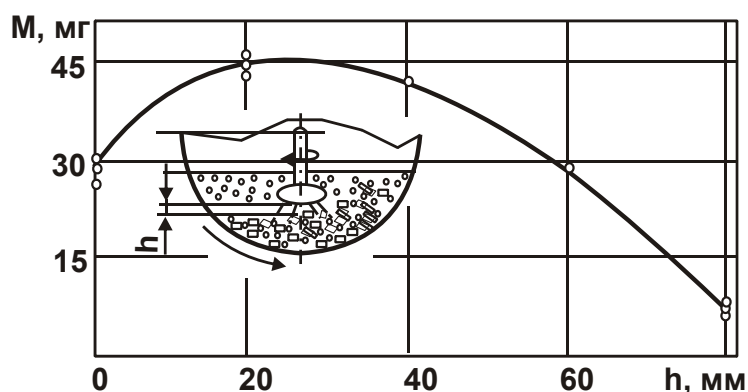


Рис. 4.43. Зависимость съема металла M от высоты h соплового аппарата над деталями. Условия обработки: шлифзерно 63С (карбид кремния зеленый); зернистость абразива 63П (630 мкм); давление сжатого воздуха 0,5 МПа

С увеличением высоты h съем металла M увеличивается до определенного значения, а затем уменьшается в связи с потерей скорости движения абразивных зерен. Условие максимума съема металла M обусловлено максимальной скоростью движения зерен и достигается при высоте соплового аппарата над деталями $h = 20 \dots 30$ мм. Представленное техническое решение обеспечивает одновременное улучшение ряда показателей, т.е. достижение комплексного положительного эффекта, в который вошли:

1. Повышение производительности обработки за счет возможности одновременной обработки большего количества деталей, так как перемешивание (в отличие от базовой установки) обеспечивается вращением рабочей камеры.

2. Расширение технологических возможностей метода абразивной обработки затопленными струями за счет обеспечения возможности обработки деталей, массой до 50 грамм, также по причине принудительного перемешивания.

3. Интенсивная обработка плоских поверхностей деталей затопленными абразивными струями.

4. Увеличение интенсивности обработки и срока службы внутренней облицовки рабочей камеры, благодаря периодическому прижиму деталей к спиральной обечайке за счет вертикального ускорения. Это свойство важно по двум причинам. Во-первых, мелкие детали не разлетаются в стороны от струи, оставаясь в зоне обработки; во-вторых, находясь под абразивными струями, детали экранируют обечайку рабочей камеры, предохраняя ее от абразивного износа.

5. Дополнительное средство воздействия на детали проявилось в связи с возникновением гидродинамической кавитации и динамического воздействия кавитационных пузырьков (в моменты их схлопывания) на абразивные зерна, которые в свою очередь бомбардируют детали.

К перечисленным положительным качествам установки следует причислить простоту и удобство выгрузки содержимого рабочей камеры по окончании обработки. Для выгрузки обработанных деталей и абразивной суспензии переключают направление вращения рабочей камеры, в результате чего выгрузка осуществляется за один оборот рабочей камеры. Таким образом, разработанная технология и конструкция установки для ее реализации практически по всем эксплуатационным показателям превосходит базовую установку. К показателям относятся: производительность обработки, технологические возможности, долговечность, простота конструкции и, как следствие, простота эксплуатации.

Техническое решение, защищенное А. с. №1664525 "Устройство для гидроабразивной обработки" [22], направлено на дальнейшее совершенствование технологического процесса абразивной обработки деталей затопленными струями за счет улучшения качества многократно используемого абразивного материала. На рис. 4.44 изображена компоновочная схема установки и рабочей камеры по указанному авторскому свидетельству. В сравнении с базовой установкой данная установка обладает рядом преимуществ, к числу которых относятся расширенные технологические возможности и повышенная производительность обработки. Эти показатели получены благодаря вращению рабочей камеры с наклоном оси симметрии. Производительность обработки увеличена за счет загрузки для одновременной обработки большего количества обрабатываемых деталей, которые перекачива-

ются в результате вращения рабочей камеры, подвергаясь всесторонней обработке абразивными зернами, присоединяемыми к струям сжатого воздуха. Расширение технологических возможностей заключается в возможности обрабатывать не только мелкие детали массой до 5 г, но и более крупные детали – массой до 10 – 15 г.

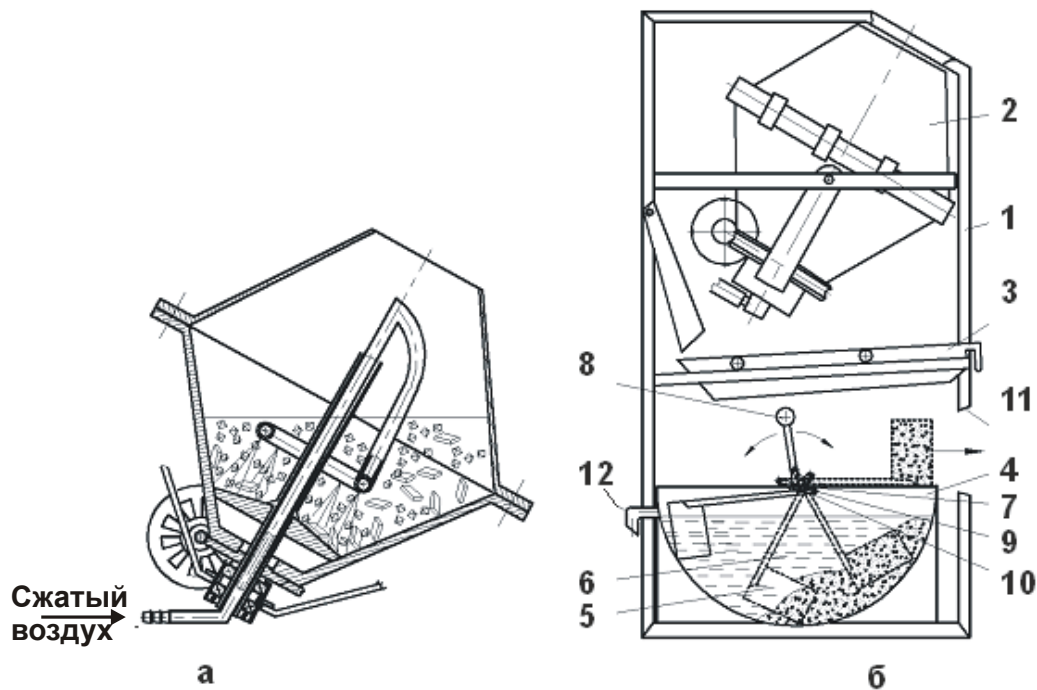


Рис. 4.44. Компонировочная схема устройства для абразивной обработки затопленными струями: а – схема рабочей камеры; б – струйно-абразивная установка по А. с. №1664525 [22]

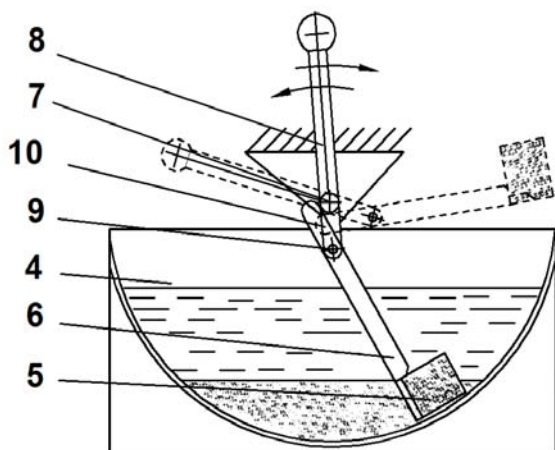


Рис. 4.45. Бак-отстойник с устройством отбора дозы абразивного зерна

Особенностью данного технического решения является возможность механизированного извлечения абразивного материала из бака-отстойника с минимумом отходов, оставшихся после предшествующей технологической операции. Принцип работы устройства показан на рис. 4.45. Он состоит в использовании эффекта "гидравлической крупности", согласно которому различные частицы, в том числе и абразивные зерна и мелкие отходы

процесса обработки, оседают на дно бака-отстойника с разной скоростью. Причем крупные зерна оседают, прежде всего, а отходы оказываются на поверхности осевшего абразива. Этот абразив зачерпывается со дна с помощью системы рычагов и используется для выполнения следующей партии деталей.

Таким образом, разработанная технология и оборудование получили дополнительное к предыдущим решениям положительное качество, состоящее в возможности многократного использования зернистого абразива, очищенного от отходов предшествующей операции.

Установка, показанная на рис. 4.46, создана в развитие технического решения по А. с. SU №1248772 А1 [18]. В этой установке сохранены положительные свойства установок, описанных выше, с повышенной производительностью и расширенными технологическими возможностями метода абразивной обработки затопленными струями в сравнении с базовой установкой. В установке взамен подвешенного соплового аппарата, ограничивающего объем загружаемых деталей, предусмотрены сопла, размещенные на периферии рабочей камеры. Благодаря этому стала возможной обработка большего количества и более крупных деталей, перемешивание которых осуществляется посредством перекачивания внутри тороидальной поверхности (в качестве рабочей камеры использована автомобильная шина).

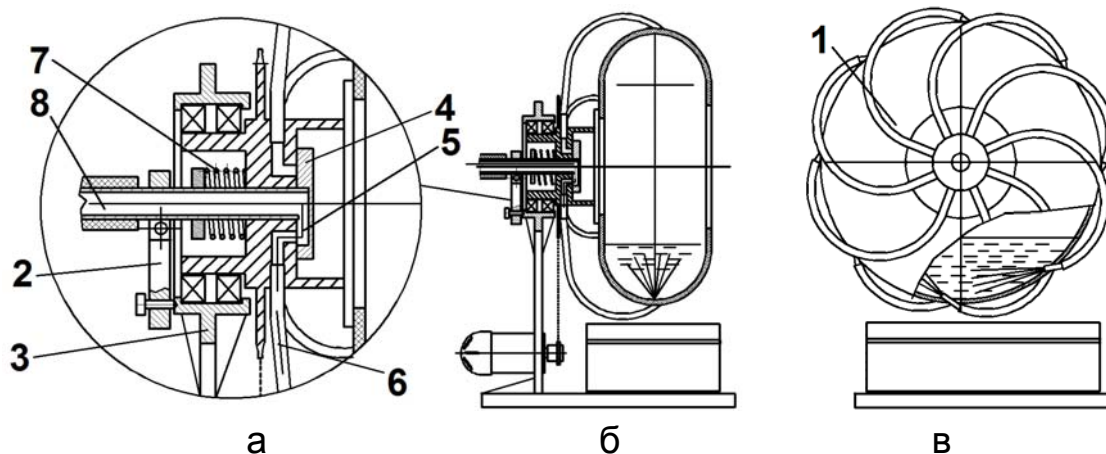


Рис. 4.46. Струйно-абразивная установка с горизонтальной осью вращения рабочей камеры: а – золотниковое устройство, обеспечивающее подачу сжатого воздуха к затопленным соплам; б – рабочая камера в разрезе; в – вид слева (стойка с золотниковым устройством условно не показаны)

Особенностью установки с горизонтальной осью вращения рабочей камеры является то, что большая часть воздушных сопел находится вне зоны их затопления, а, следовательно, и вне зоны обработки. В связи с этим, в данном устройстве предусмотрена подача сжатого воздуха к соплам в период времени, когда они периодически погружаются в абразивную суспензию. Для этого в устройстве предусмотрен золотниковый механизм (рис. 4.46,а), который отсекает подачу сжатого воздуха в верхние сопла, при этом расход сжатого воздуха, подаваемого к затопленным соплам, соответствует уровню максимально допустимого – до 1 м³/мин.

По результатам испытаний и последующей эксплуатации установки выявлено увеличение производительности обработки в сравнении не только с базовой, но и с установкой с подвешенным сопловым аппаратом. Кроме того, исключена необходимость регулирования высоты соплового аппарата над деталями (рис. 4.43) в связи с обработкой меньшего или большего количества деталей.

Следует особо остановиться на выбросах суспензии, а также уносе жидкой составляющей суспензии за пределы рабочей камеры. Эта особенность процесса обработки затопленными струями характерна для всех моделей установок абразивной обработки затопленными струями. Отработанный сжатый воздух необходимо выпускать, а жидкость сохранять. В связи с этим предложено устройство (рис. 4.47) для очистки сжатого воздуха от составляющих абразивной суспензии. Оно представляет собой установленную на горловине рабочей камеры 1 крышку 2, на которой смонтирован кожух с выходным отверстием 3 (на периферии кожуха). К кожуху присоединен привод, представляющий собой пневматическую турбинку или электродвигатель, на оси которого установлен двойной ротор с радиальными отверстиями и расточкой, соединяющей указанные радиальные отверстия. Роторы отделены друг от друга крышкой с уплотнением или с минимальным зазором между отверстием крышки и шейкой ротора. Ротор с отверстиями, расположенный внутри рабочей камеры, имеет диаметры радиальных отверстий и радиус относительно оси вращения привода меньше, чем ротор, расположенный за пределами рабочей камеры. В процессе вращения малого ротора, тяжелые частицы (например, частицы воды, находящиеся в отработанном сжатом воздухе в виде тумана и крупных капель) разбрасываются периферийной частью малого ротора на

стенки рабочей камеры и стекают вниз, а отработанный сжатый воздух, имея меньший удельный вес, относительно легко преодолевает центробежную силу малого ротора и под действием более мощного потока большого ротора, через расточку во втулке между роторами, поступает в большой ротор и далее – за пределы рабочей камеры в очищенном виде. Таким образом, в результате применения очистителя отработанного сжатого воздуха получены следующие результаты: повышена стабильность процесса абразивной обработки затопленными струями за счет исключения уноса жидкости в виде капель и водяного тумана из рабочей камеры; получен комфортный микроклимат в зоне работы оператора, обслуживающего установку; повышена эффективность работы струй сжатого воздуха за счет снижения сопротивления (разряжения) среды, в которую они подаются.

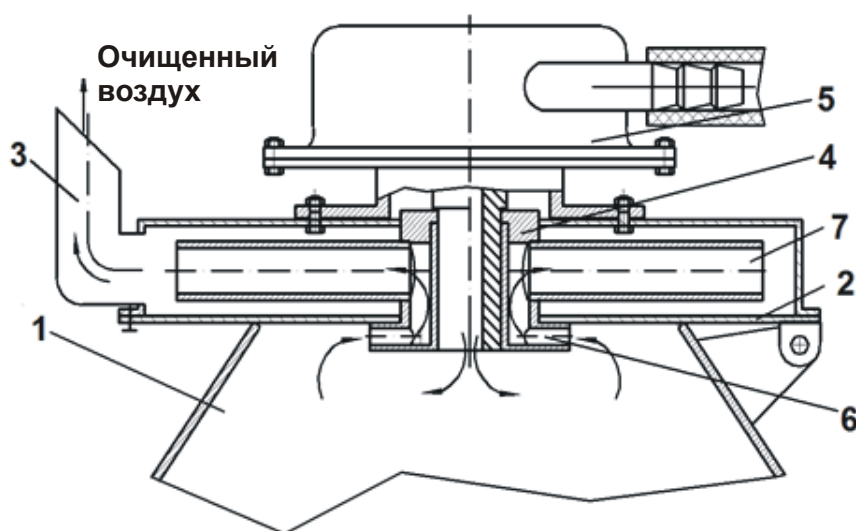


Рис. 4.47. Схема устройства для отделения сжатого воздуха от жидкости в процессе абразивной обработки деталей затопленными струями

Следующее техническое решение направлено на совершенствование вспомогательного перехода – выгрузки содержимого рабочей камеры и отделения деталей от абразивной суспензии. Суть проблемы состоит в том, что при сливе содержимого рабочей камеры на решето, детали и абразив экранируют его перфорированное дно, задерживая слив воды и смывание абразивного порошка в бак-отстойник. При этом, практически половина абразивного порошка остается на решетке вместе с деталями. В результате анализа этого технологического пе-

рехода найдено простое решение – разработана схема выгрузки (рис. 4.48), в соответствии с которой затраты времени на переход минимизированы. Так, при наклоне рабочей камеры на угол, близкий к 90° , осуществляется свободный слив суспензии по желобу в бак-отстойник. Поворот на 180° обеспечивает выгрузку деталей на решето. При этом в рабочую камеру подается вода для промывки, благодаря чему смываются остатки абразива из рабочей камеры и промываются детали на решетке.

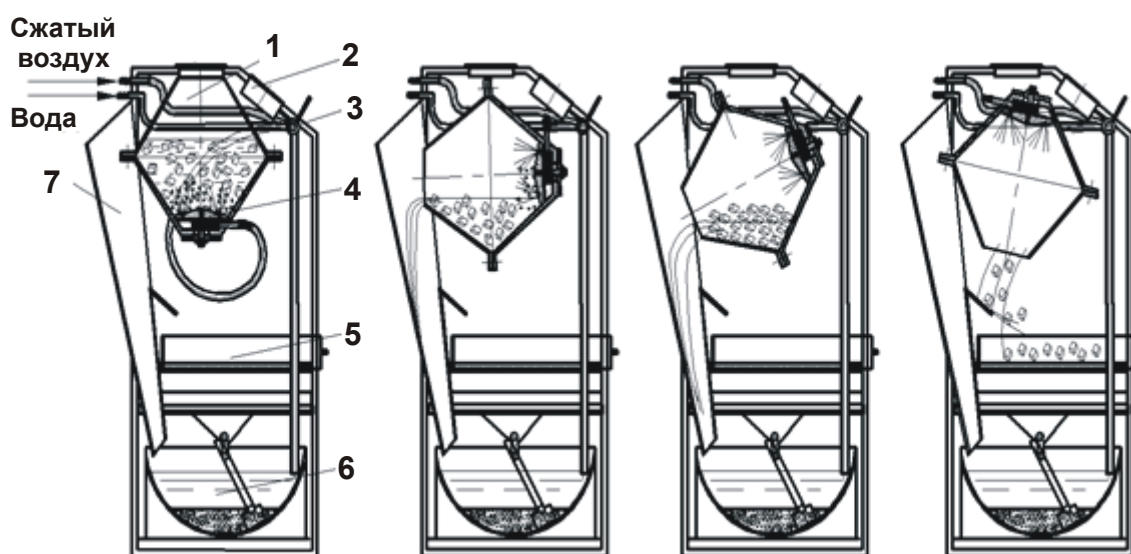


Рис. 4.48. Схема выгрузки содержимого рабочей камеры с отделением деталей от суспензии

Благодаря использованию рассмотренной схемы снижено время вспомогательного перехода, а, следовательно, и время выполнения операции в целом. Кроме того, повышена эстетика труда. Если до использования упомянутой схемы необходимо было отбирать детали из остатков смоченного абразивного порошка и дополнительно промывать детали, то теперь оператору достаточно выдвинуть решето 5 (рис. 4.48) и сыпать обработанные детали в бункер для отправки на следующую операцию.

Гамма установок для абразивной обработки деталей затопленными струями, объединенных общей структурой выполнения технологической операции, отличающихся количеством и диаметром сопел, показаны на рис. 4.48 – рис. 4.50. Для данного типа установок разработан пятипозиционный золотниковый переключатель (рис. 4.49 (поз. 12)), а на рис. 4.50 показана принципиальная схема этого переключателя.

теля с описанием распределения подачи сжатого воздуха к исполнительным механизмам.

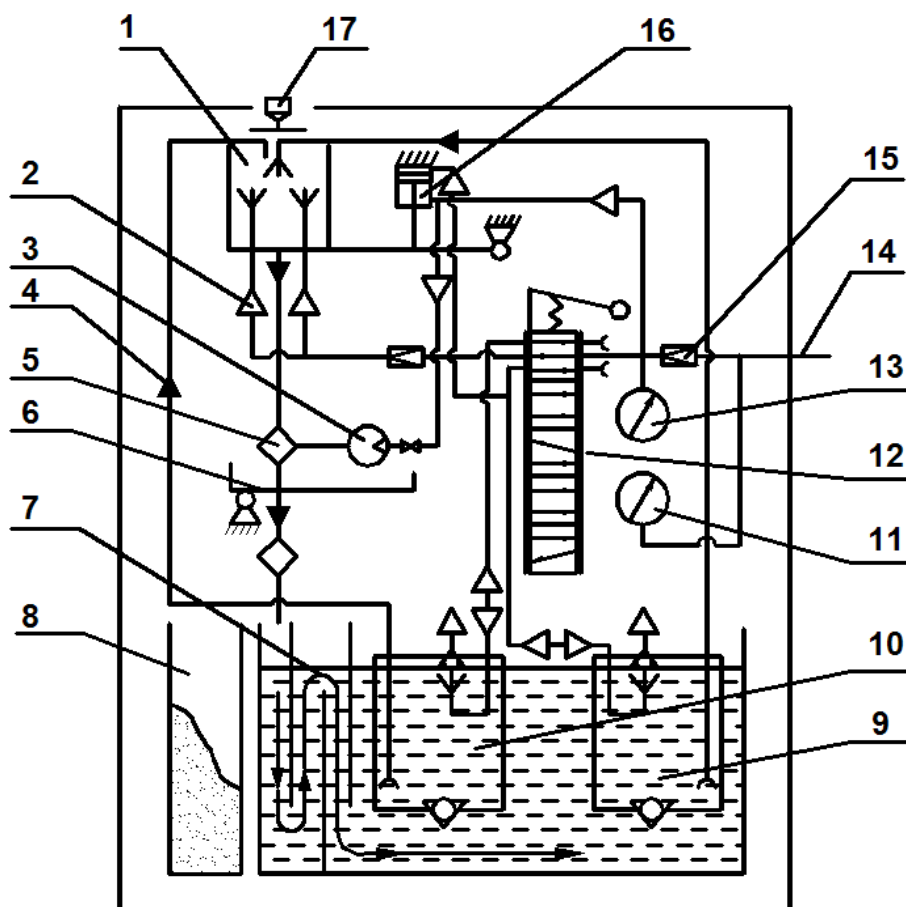


Рис. 4.49. Принципиальная схема струйно-абразивного полуавтомата модели 2ГРМ по А. с. SU №1057255 А [17]:

- 1 – рабочая камера; 2 – подача сжатого воздуха; 3 – пневмовибратор сепаратора-транспортера деталей; 4 – подача рабочей жидкости; 5 – сепаратор-транспортер деталей; 6 – сепаратор абразива; 7 – бак-отстойник; 8 – бункер для абразива; 9 – бак для промывки; 10 – бак для дозирования; 11 – манометр давления в пневмосети; 12 – кран распределительный пятипозиционный; 13 – манометр для контроля давления на всех переходах; 14 – подвод сжатого воздуха; 15 – стабилизатор давления сжатого воздуха; 16 – объемный пневмоцилиндр; 17 – загрузочное окно

В табл. 4.1 описано содержание операции. Максимальная скорость сжатого воздуха, обеспечивающая наибольшую скорость абразивным зернам, достигалась при использовании сверхзвукового сопла Лавалья.

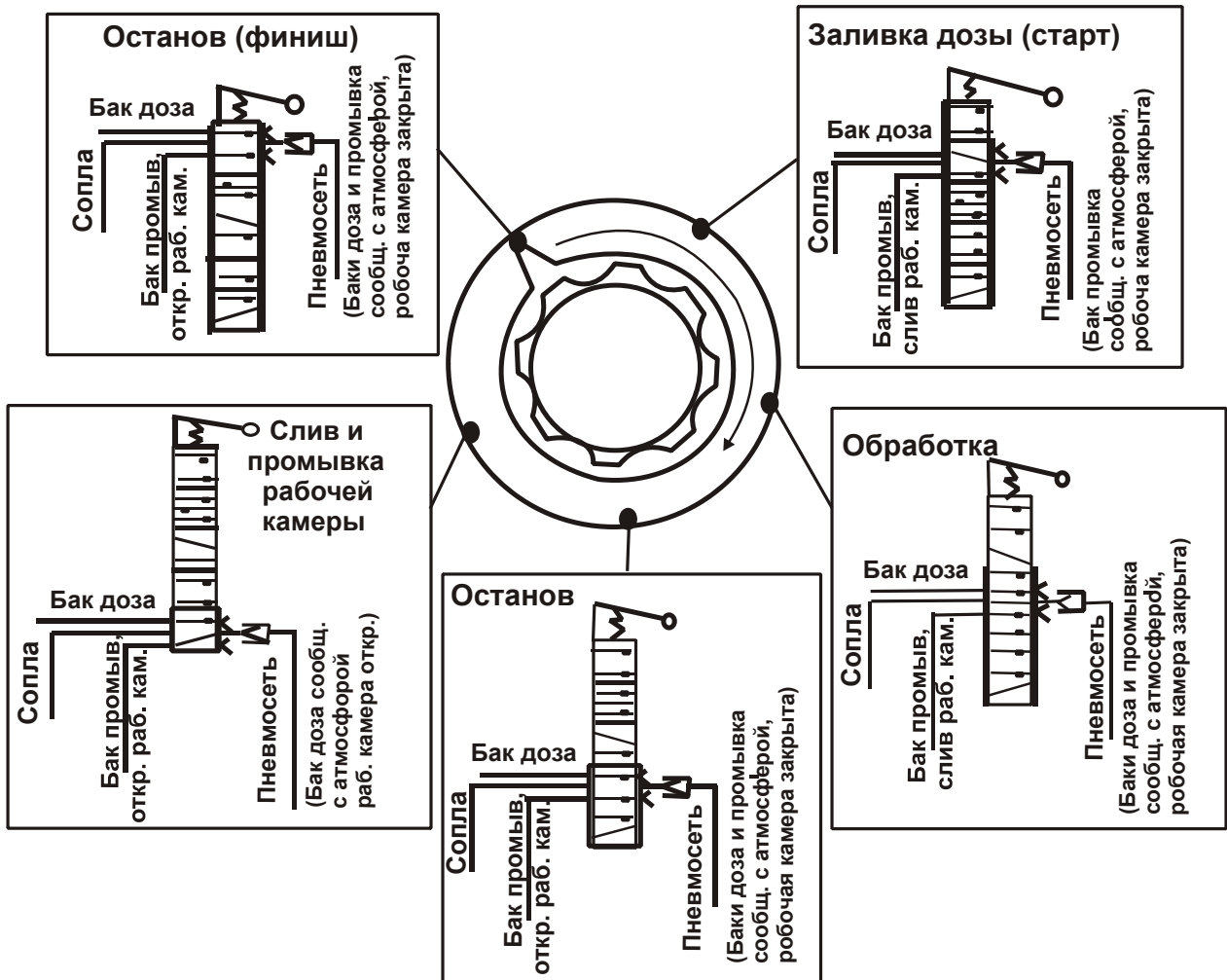


Рис. 4.50. Принцип работы пятипозиционного пневматического переключателя подачи сжатого воздуха, обеспечивающего последовательное выполнение технологической операции

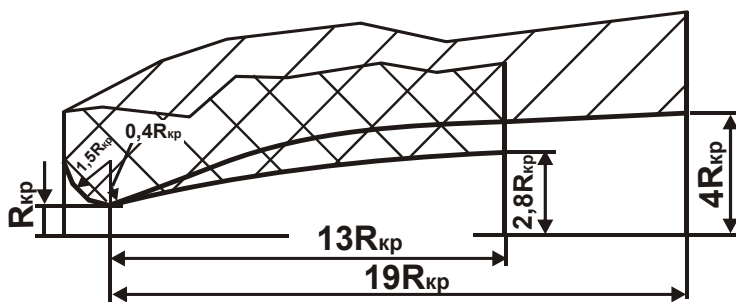


Рис. 4.51. Сопло Лавалья

Из рис. 4.51 видно, что исходным параметром для проектирования сверхзвукового сопла Лавалья является критический (наименьший) радиус канала. В этом наиболее узком месте ка-

нала сопла поток воздуха набирает звуковую скорость. Далее, благодаря расширению канала сопротивление стенок сопла уменьшается, поток ускоряется без увеличения расхода сжатого воздуха. При этом в центре воздушного сверхзвукового потока не образуется ядро струи, исключая инжекцию абразивных зерен в струю, что является еще

одним важнейшим фактором в пользу выбора сверхзвукового сопла для абразивной обработки затопленными струями.

Таблица 4.1

Содержание операции

№	Положение рукоятки переключателя	Содержание перехода	Примечание
1	"Заливка дозы (старт) "	Заливается доза жидкости из бака "Доза". Оператор загружает абразивный материал (шлифзерно) и обрабатываемые детали	Сжатый воздух подается в бак "Доза", в штоковую полость пневмоцилиндра, слабым напором в сопла, при этом бак "Промывка" сообщается с атмосферой
2	"Обработка"	Осуществляется абразивная обработка деталей затопленными струями	Сжатый воздух подается через сопла в рабочую камеру в виде струй, в штоковую полость пневмоцилиндра. Баки "Доза" и "Промывка" сообщаются с атмосферой
3	"Останов"	Промежуточное положение	Сжатый воздух подается через сопла в рабочую камеру слабым напором. Баки "Доза" и "Промывка" сообщаются с атмосферой
4	"Слив и промывка рабочей камеры"	Выгрузка содержимого рабочей камеры и промывка рабочей камеры и деталей на решетке	Сжатый воздух подается в бак "Промывка", слабым напором в сопла, при этом бак "Доза" сообщается с атмосферой
5	"Останов (финиш) "	Окончание текущей операции, предстартовое положение для следующей.	Сжатый воздух подается в бесштоковую полость пневмоцилиндра. Баки "Доза" и "Промывка" сообщаются с атмосферой

4.6. Экспериментальная оценка эффективности использования разработанных установок

Экспериментальные исследования проводились с использованием разработанной по А. с. SU №1007940 А [16], А. с. SU №1664525 [22] и А. с. SU №1057255 [17] установки (рис. 4.52), которая реализует оптимальные конструктивные и технологические параметры обработ-

ки, установленные на основе эмпирических зависимостей для определения производительности обработки и шероховатости поверхности.



Рис. 4.52. Установка для абразивной обработки затопленными струями с пневматическим вибратором

На рис. 4.53 приведены гистограммы изменения съема металла M для различных промежутков времени τ при использовании базовой установки, на основе которой были получены эмпирические зависимости для определения производительности обработки и шероховатости поверхности, и разработанной установки (рис. 4.52). Как видно, с течением времени обработки τ съем металла M непрерывно уменьшается. Это связано с уменьшением высоты микронеровностей поверхности (исходная шероховатость $R_{\max} = 6,3$ мкм) и соответственно уменьшением единичных микросрезов. Причем, данная закономерность справедлива для двух вариантов (базового варианта и варианта с улучшенными параметрами) используемой установки.

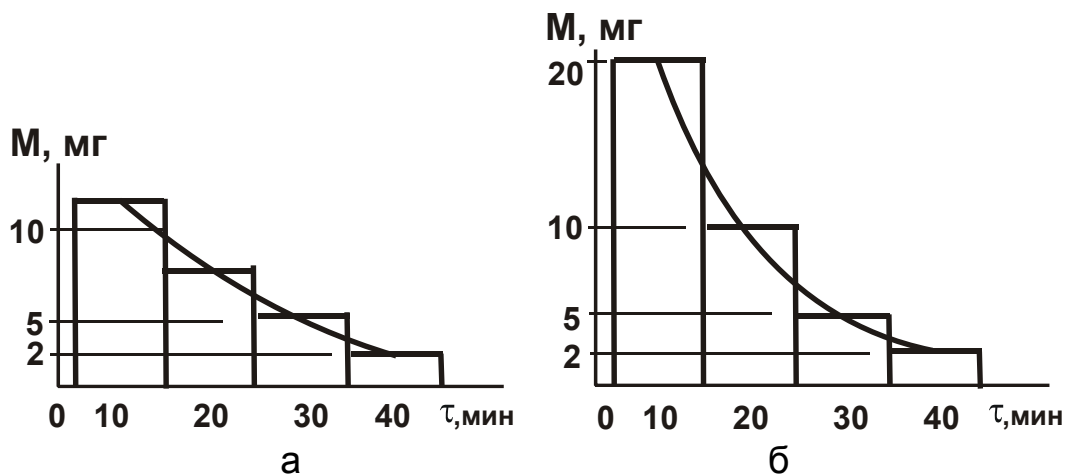


Рис. 4.53. Зависимость съема металла M для различных промежутков времени обработки t при использовании базовой (а) и разработанной (б) установок: шлифзерно 63С (карбид кремния зеленый); зернистость абразива 63П (630 мкм); давление сжатого воздуха 0,5 МПа; угол наклона осей сопел к горизонту 10° ; сопловой аппарат базовой установки оснащен цилиндрическими соплами диаметром 2 мм, а разработанной установки – соплами Лавала с критическим сечением 2 мм

На рис. 4.54 приведены графики изменения высоты микронеровностей поверхности R_{\max} по мере увеличения времени обработки τ для различных значений исходной шероховатости.

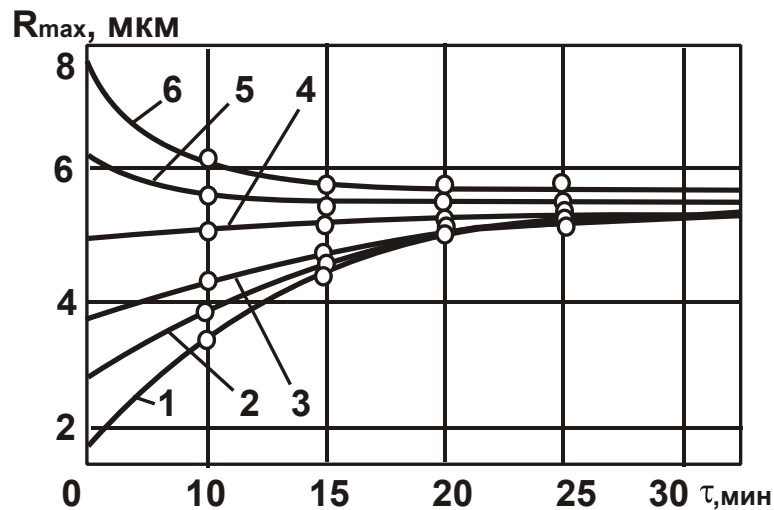


Рис. 4.54. Изменение высоты микронеровностей поверхности R_{\max} с течением времени обработки τ в зависимости от исходной шероховатости R_{\max} : 1 – 1,6 мкм; 2 – 3,0 мкм; 3 – 3,6 мкм; 4 – 5,0 мкм; 5 – 6,4 мкм; 6 – 8 мкм: шлифзерно 63С; зернистость абразива 63П (630 мкм); угол наклона осей сопел к горизонту 15° ; давление сжатого воздуха 0,5 МПа

Как видно из рис. 4.54, высота микронеровностей поверхности R_{\max} в первоначальный момент обработки претерпевает изменения (уменьшение или увеличение в зависимости от исходной шероховатости), а затем стабилизируется во времени, принимая значения $R_{\max} = 5,6 \dots 5,8$ мкм. Образцы с большей исходной высотой микронеровностей характеризуются большей интенсивностью уменьшения высоты микронеровностей, а с меньшей высотой микронеровностей – более пологой кривой увеличения высоты микронеровностей. Для проверки правомерности теоретических выводов, с целью выявления закономерностей формирования микрорельефа, полученного в результате абразивной обработки затопленными струями, выполнены экспериментальные исследования по установлению влияния зернистости абразива на съем металла и шероховатость поверхности (рис. 4.55) для различных значений исходной шероховатости.

Как следует из приведенных рисунков, имеет место слабовыраженное влияние зернистости абразива на съем металла и шерохова-

тость поверхности. Вместе с тем, абсолютная величина съема металла увеличилась в среднем на 24 %. Это обусловлено тем, что с увеличением зернистости абразива увеличивается количество полных микросрезов, которые, как видно на фотографии (рис. 4.56), представляют собой неглубокие следы, но покрывают большую часть площади обрабатываемой поверхности.

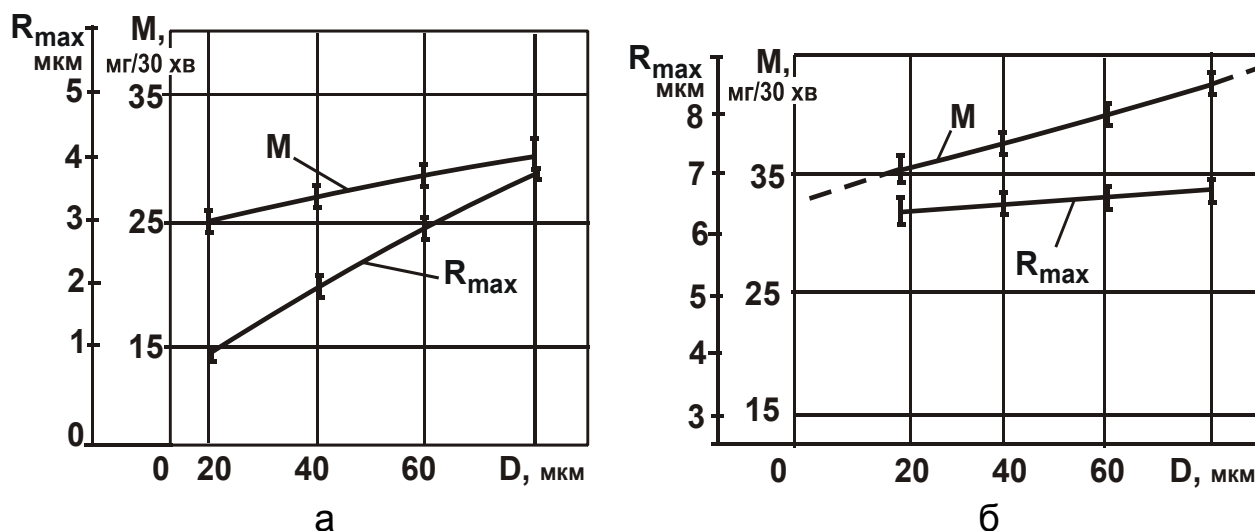


Рис. 4.55. Зависимость шероховатости поверхности R_{max} и съема металла M от зернистости абразива 63С (карбид кремния зеленый) при исходной шероховатости $R_{max} = 0,8$ мкм (гляцевая поверхность) (а) и $R_{max} = 6,3$ мкм (б)

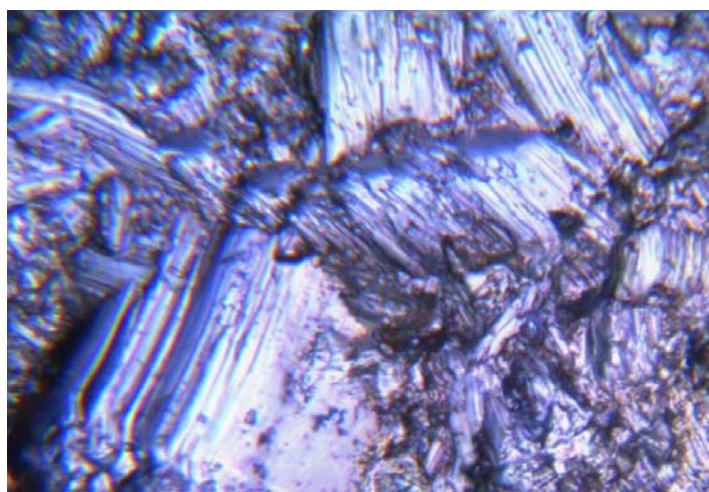


Рис. 4.56. Микросрезы на поверхности образца из латуни ЛС59.1. Сопловой аппарат снабжен соплами Лаваля

Полученные результаты экспериментальных исследований согласуются с теоретическими решениями, приведенными в п. 4.2, что свидетельствует о достоверности разработанной математической модели динамики взаимодействия абразивных зерен с обрабатываемым материалом. В частности подтвержден вывод о результативности внедрения абразивного

зерна под острым углом к обрабатываемой поверхности.

4.7. Промышленные испытания разработанных установок и оценка качества обработанных поверхностей деталей

Разработанные и описанные в п. 4.5 установки прошли производственные испытания при абразивной обработке затопленными струями типичных мелких деталей, которые характерны для современного машиностроения Украины. Испытания проводились как в условиях действующих производств на предприятиях, так и в лабораторных условиях на кафедре "Технология машиностроения" ГВУЗ "Приазовский государственный технический университет". В процессе испытаний установок оценивались производительность и основное время обработки, качество обработанных поверхностей деталей и эргономические показатели процесса обработки.

В результате проведенных испытаний установлено, что производительность обработки мелких деталей на разработанных установках по сравнению с их традиционной ручной немеханизированной обработкой может быть увеличена до 100 раз. Все зависит от количества обрабатываемых деталей: с их увеличением производительность резко увеличивается. Это, естественно, позволяет исключить технологические операции на предприятии, связанные с ручной отделочной (зачистной) обработкой данных деталей и уменьшить число рабочих на этих операциях. Например, деталь "Седло", предназначенная для гидронасоса, в соответствии с действующим технологическим процессом, производится точением на токарно-револьверном станке 1П326 диаметром 12 мм толщиной 2,5 мм с центральным ступенчатым отверстием и далее передается на фрезерную операцию для фрезерования пазов. Затем осуществляется слесарная ручная обработка по удалению заусенцев и скруглению острых кромок. Окончательной операцией является доводка поверхностей деталей "Седло" до получения шероховатости $R_a=1,25$ мкм. Недостатком действующей технологии изготовления детали "Седло" является высокая трудоемкость операций слесарной обработки и доводки поверхностей деталей. Таким же недостатком обладает и обработка деталей "Контакт", "Клемма" и "Ламель", осуществляемая вручную после штамповки. В данном случае слесарная операция состоит в удалении заусенцев и скруглении острых кромок на деталях по контуру. При этом обработка осуществляется по одной детали с высокой трудоемкостью.

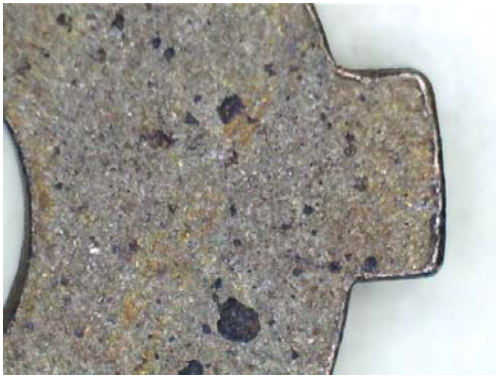
Экспериментально установлено, что применение отделочной обработки деталей "Седло", "Контакт", "Клемма" и "Ламель" по методу абразивной обработки затопленными струями взамен слесарной ручной обработки позволяет сократить время на устранение заусенцев и скругление острых кромок деталей. При этом наблюдается улучшение шероховатости на обрабатываемых поверхностях, что приводит к снижению трудоемкости окончательной операции доводки деталей, которая производится вручную. В целом трудоемкость изготовления деталей "Седло", "Контакт", "Клемма" и "Ламель" по методу абразивной обработки затопленными струями уменьшается в 2 раза.

К внедряемым струйно-абразивным установкам разработаны: паспорт и инструкция по эксплуатации. В паспорте указывается техническая характеристика. Руководство по эксплуатации струйно-абразивной установки предназначено для ознакомления обслуживающего персонала с устройством установки, принципом действия отдельных узлов и механизмов, для обеспечения правильной эксплуатации, ухода и профилактического осмотра установки с целью безаварийного и эффективного использования в производственных условиях при выполнении операций по удалению заусенцев, скруглению острых кромок, приданию товарного вида мелким деталям.

На рис. 4.57 приведены фотографии наиболее типичных мелких деталей до и после абразивной обработки затопленными струями. Практически все детали до обработки имеют острые кромки и заусенцы, а также следы коррозии. После обработки (фотография справа) заусенцы удалены, кромки детали скруглены, отсутствуют неоднородности на обрабатываемых поверхностях. Чистая матовая поверхность придает деталям товарный вид.

В результате исследования состояния поверхностного слоя установлено, что латунные образцы характеризуются наличием наклепанного слоя с положительными (сжимающими) напряжениями. Благодаря этой характеристике, в дополнение к улучшенному внешнему виду, детали получили упрочнение, и как следствие, уплотненный поверхностный слой, способствующий более высокой коррозионной стойкости материала детали.

Детали, показанные на рис. 4.57 (позиции 1 – 9), получены штамповкой из листового материала с плоскими поверхностями после прокатки и предназначены для различных областей использования.



а



б

1. Фрагмент диска дверного замка, латунь Л63

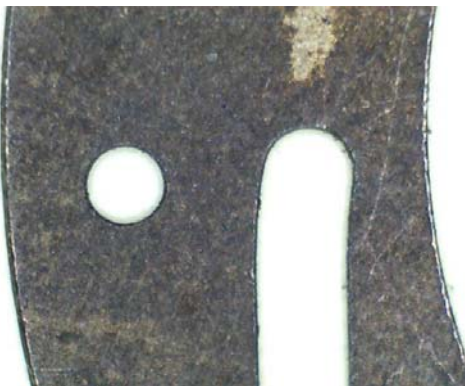


а

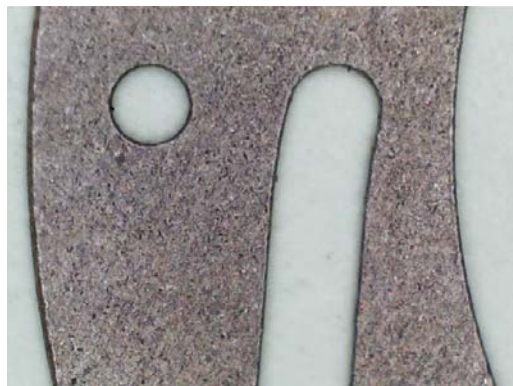


б

2. Фрагмент контактной пластины, латунь ЛС59.1

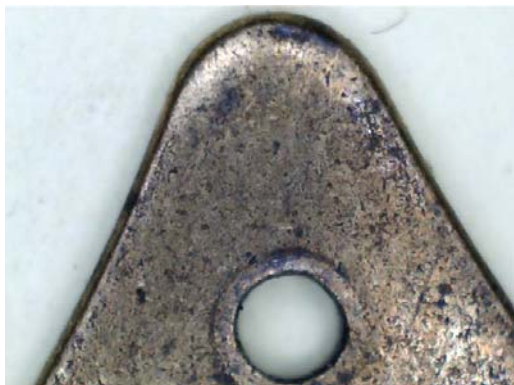


а

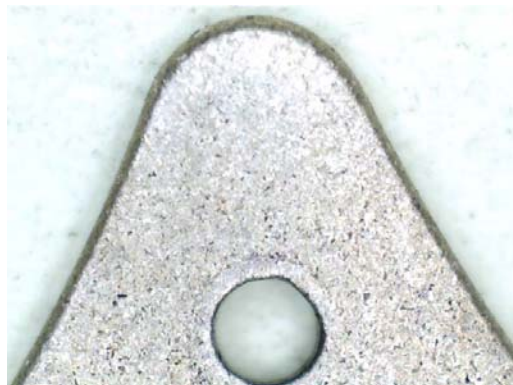


б

3. Фрагмент коронки затвора, латунь ЛС59.1



а



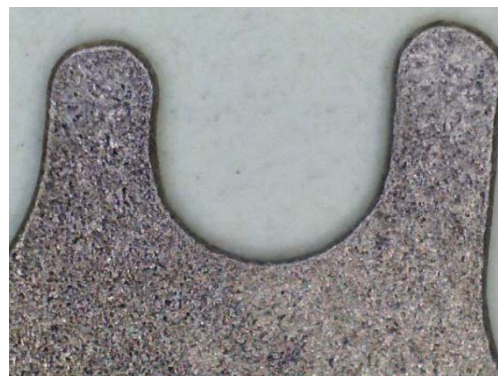
б

4. Серьга, латунь Л63

Продолжение рис. 4.57



а



б

5. Фрагмент обкладки конденсатора переменной емкости, Латунь Л63



а



б

6. Защелка, латунь Л63

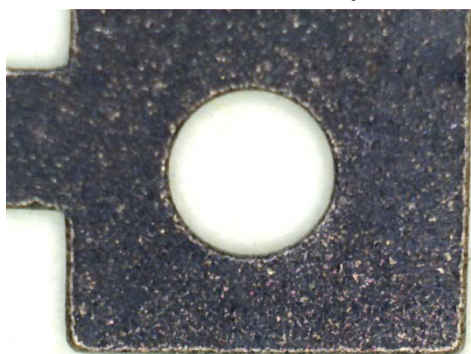


а



б

7. Фрагмент ламели, латунь Л63



а



б

8. Перемычка, латунь Л63

Окончание рис. 4.57

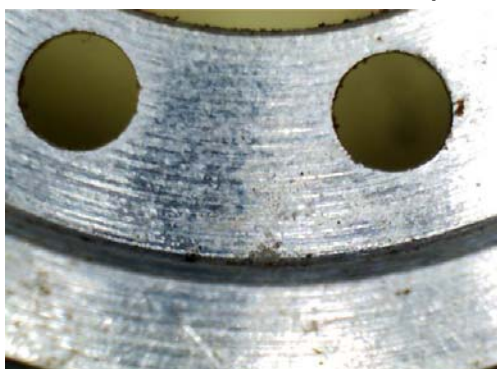


а

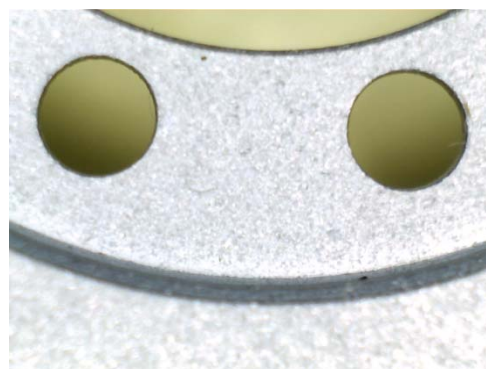


б

9. Проставка, алюминий



а



б

10. Коронка, дуралюмин Д16

Рис. 4.57. Внешний вид фрагментов поверхностей деталей:
а – в состоянии поставки (до обработки); б – обработанных
затопленными струями в течение 20 мин при загрузке в рабочую
камеру "навалом" (позиции с 1 по 9 – листовая штамповка,
позиция 10 – деталь после токарной обработки)

Например, деталь 1 относится к точной механике, детали 2, 7, 8 относятся к электротехнике, детали 3 и 10 – к оптико-механическому производству, детали 4 и 5 – к радиотехнике, детали 9 и 6 – к приборостроению. Как видно, на всех деталях удалены заусенцы, поверхности очищены от коррозии, имеют равномерно очищенную матовую поверхность, т.е. детали приобрели товарный вид. На рис. 4.58 показана структурная схема областей эффективного применения метода абразивной обработки деталей (различного технического назначения по отраслям промышленности) затопленными струями.

Следующими операциями, в соответствии с техническими требованиями (технологическим процессом), необходимо рассматривать

пассивирование, гальваническое или лакокрасочное покрытие. Благодаря равномерному воздействию абразивных зерен на все поверхности детали при обработке исключается искажение первоначальной геометрической формы, что позволило отменить трудоемкую ручную операцию "Терморихтовка". Операция состояла в зажиме каждой плоской детали между шайбами оправки (рис. 4.59), которая в сборе подвергалась термической обработке в печи. Затем детали охлаждали, снимали с оправки и вручную очищали наружные кромки от окислов, которые образовались в результате термического воздействия на незащищенные поверхности деталей.

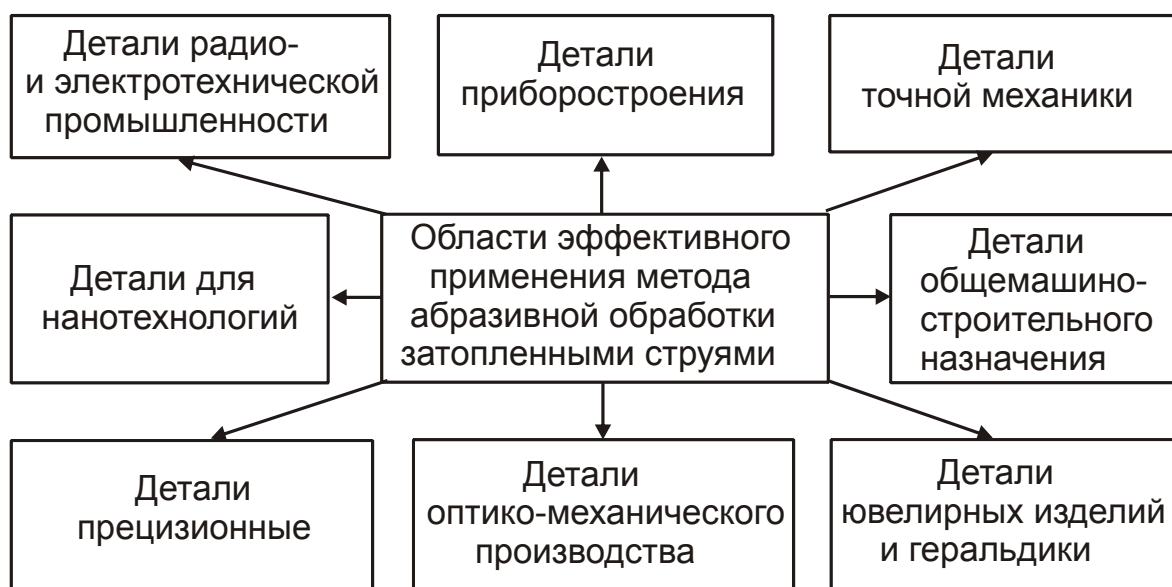


Рис. 4.58. Структурная схема областей эффективного применения метода абразивной обработки деталей затопленными струями

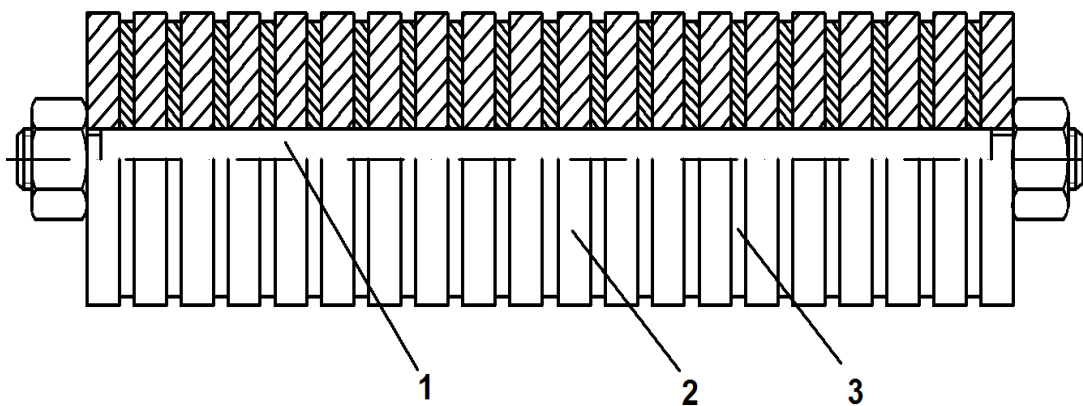


Рис. 4.59. Оправка в сборе с деталями, которые подвергаются терморихтовке до применения абразивной обработки затопленными струями: 1 – шпилька; 2 – жесткие шайбы; 3 – детали для терморихтовки

4.8. Перспективные разработки по созданию установок для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями

В результате исследования перспектив дальнейшего развития метода абразивной обработки затопленными струями выявлена возможность увеличения как единичной, так и суммарной массы обрабатываемых деталей и соответственно производительности обработки за счет введения в рабочую камеру дополнительных сопел, в которой осуществляется процесс струйно-абразивной обработки. На основе этих исследований была создана установка с одновременным удалением заусенцев затопленными струями, как по кромкам деталей, так и по плоскостям. В результате обработки на деталях образуется матовая поверхность, благодаря чему они приобретают товарный вид. Схема этой установки защищена А. с. № 38676 [14] (рис. 4.60).

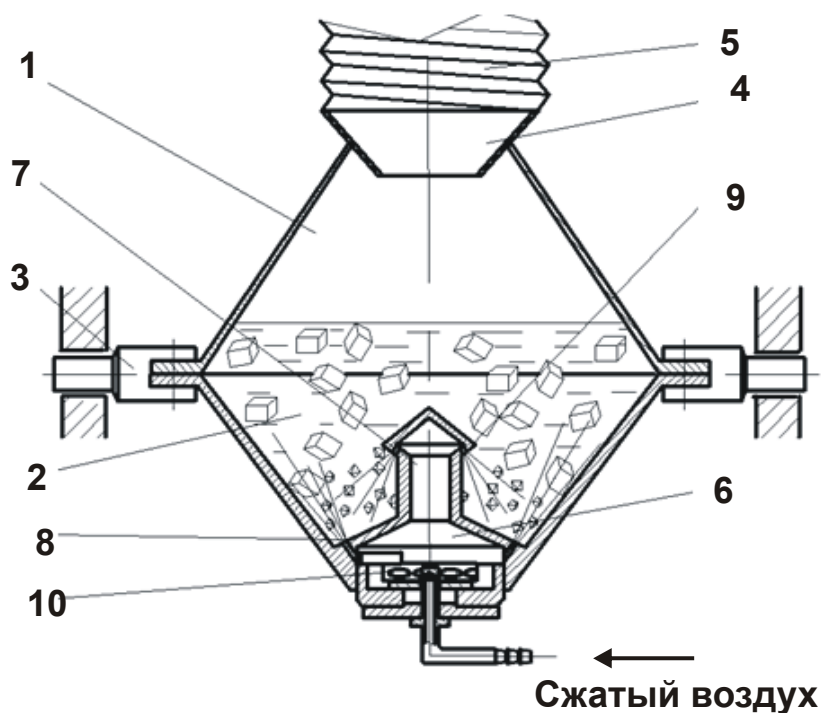


Рис. 4.60. Схема установки для обработки мелких деталей затопленными струями по А. с. № 38676 [14]

Установка состоит из рабочей камеры, составленной из двух усеченных конусов 1, 2, соединенных между собой большими основаниями. Кромки оснований размещены в цапфах 3 с возможностью опро-

кидывания рабочей камеры для выгрузки содержимого. В верхней части рабочей камеры установлены защитный конус 4 с отводящим рукавом 5. Дно рабочей камеры закрыто конусом 6 с надстройкой 7, оснащенными сопловыми отверстиями 8, 9. Нижняя часть рабочей камеры выполнена с ротором 10, оснащенным лепестком, который поочередно перекрывает сопловые отверстия 8.

В процессе обработки на деталь воздействуют три основных фактора, обеспечивающих интенсивное перемещение и съем металла: барботаж гидроабразивной среды; струйная обработка затопленной пульсирующей струей; кавитационное воздействие, которое возникает при резких изменениях скорости потока, связанных с пульсацией струй сжатого воздуха. Влияние пульсаций струй на производительность процесса вытекает из следующих соображений. На основании большого количества опытов, т.е. экспериментально, было установлено, что абразивные частицы присоединяются к струе сжатого воздуха, приобретают кинетическую энергию и совершают работу формообразования обрабатываемой поверхности. Из этого следует, что чем больше абразивных зерен присоединится к струе, тем большей окажется производительность обработки. Предполагается, что пульсация струй создает условия, а именно паузы, для заполнения объема перед соплом абразивными зернами. Тогда каждый следующий импульс подачи сжатого воздуха должен задавать ускорение абразивным зернам, воздействуя на них фронтом, а не инжектировать в струю с боковых границ струи, где скорость потока значительно ниже, чем по ее оси.

Установка для абразивной обработки деталей затопленными струями по А. с. № 38676 [14] получила дальнейшее усовершенствование, которое также защищено А. с. SU №1007940 А "Установка для отделочной обработки деталей" [16]. Новое техническое решение к имеющимся полезным свойствам, направленным на повышение производительности устройства, добавило еще одно свойство – избыточное пульсирующее давление в рабочей камере, благодаря чему усилилась гидродинамическая кавитация, полезность которой отмечалась выше.

Вместе с тем, повысился уровень эксплуатационной технологичности за счет того, что пневматический ротор отдален от абразивной суспензии. На рис. 4.61 приведена схема установки для отделочной обработки деталей затопленными струями сжатого воздуха с пневматическим вибратором на выходе.

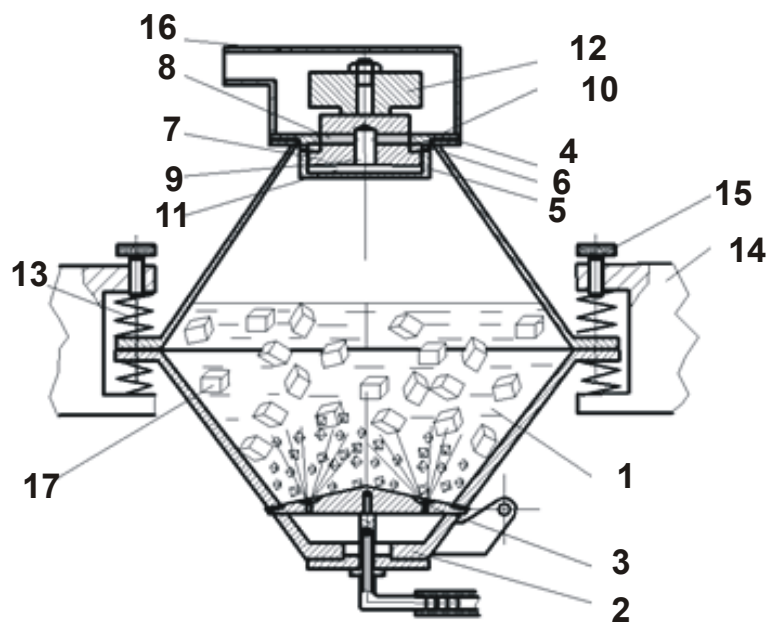


Рис. 4.61. Схема абразивной установки для обработки затопленными струями по А. с. SU №1007940 А [16]

Установка состоит из рабочей камеры 1, в нижней части которой смонтирован выгрузочный люк 2 с воздушными соплами 3 для подачи сжатого воздуха в рабочую камеру 1. Сверху рабочая камера закрывается крышкой 4, в которой смонтирован корпус пневматического вибратора 5 с отверстиями 6. В корпусе 5 размещен ступенчатый поршень 7 с сообщающимися каналами 8 и 9. Поршень и корпус образуют кольцевую полость 10 и круговую полость 11. Наружная часть поршня изготовлена с возможностью крепления сменного груза 12 для регулирования амплитудно-частотной характеристики вибратора. Рабочая камера 1 подвешена на упругих элементах 13 в неподвижных опорах 14, снабженных винтами 15, для регулирования жесткости упругих элементов. Сверху рабочая камера 1 имеет кожух 16 для отвода отработанного сжатого воздуха.

Таким образом, процесс обработки деталей сопровождается вибрацией рабочей камеры, способствующей обработке и перемешиванию деталей; струйным воздействием, обеспечивающим всестороннюю обработку деталей; пульсацией струй сжатого воздуха, обеспечивающей многократное воздействие струй на детали; пульсирующим избыточным давлением в рабочей камере, обеспечивающим возникновение нового эффекта – гидродинамической кавитации, разрушающей заусенцы деталей в труднодоступных местах. При этом в установке исключается

возможность попадания абразивных зерен и жидкости на трущиеся поверхности пневматического вибратора, чем обеспечивается надежная работа установки. Кроме того, освобождение нижней части рабочей камеры от пневматического вибратора делает возможной выгрузку содержимого через ее нижнюю часть, например, с помощью люка 2. Внешний вид установки представлен на рис. 4.52. Решение, направленное на совершенствование технологии абразивной обработки мелких деталей затопленными струями, привело к созданию опытно-промышленного полуавтомата, защищенного А. с. SU №1057255 А "Отделочная установка для абразивной обработки деталей" [17].

В установке по А. с. SU №1007940 А [16] положительный эффект достигается тем, что на поверхности соплового аппарата выполнены ступени, причем сопловые отверстия расположены в вертикальных стенках ступеней. Внутри соплового аппарата размещен лопастной пневматический привод с экраном. Экран смонтирован с возможностью поочередного перекрывания отверстий. На рис. 4.62 схематично изображена рабочая камера установки, а на рис. 4.63 – принципиальная схема установки.

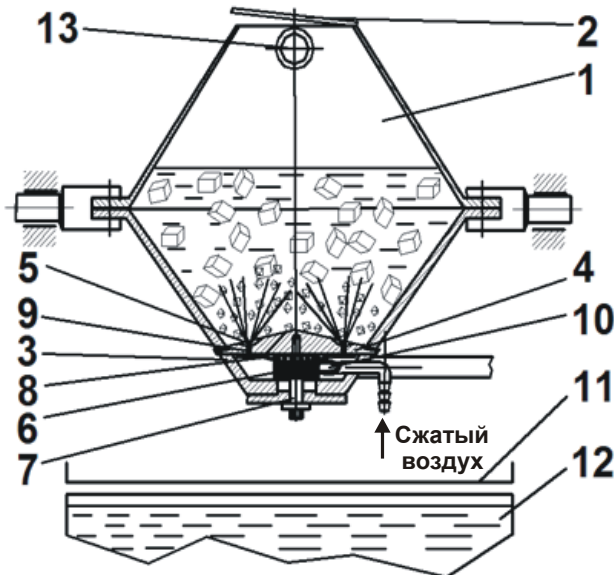


Рис. 4.62. Схема рабочей камеры струйно-абразивной установки модели 2ГРМ по А. с. SU №1057255 А [17]

Установка состоит из рабочей камеры 1, выполненной в виде двух чаш, соединенных трамплинообразной формы ступенями, в вертикальных уступах которых расположены выполненные по форме сопла Лавала сопла 5, оси которых приблизительно параллельны поверх-

ности площадок ступеней. Внутри емкости 3 расположен лопастной ротор 6, установленный на центральной оси 7 с возможностью вращения. На роторе жестко закреплен экран 8, расположенный под отверстиями 9, сообщающимися с соплами 5. На уровне расположения лопастей ротора в корпусе емкости 3 выполнено отверстие 10 для подачи сжатого воздуха. Под камерой 1 расположено разделительное сито 11 и бак-отстойник 12. Патрубок 13 служит для отвода отработанного сжатого воздуха. Принцип работы установки следующий. Через крышку 2 в рабочую камеру загружаются навалом детали, абразивный материал и жидкость. Сжатый воздух подается через отверстия 10 на лопасти ротора 6, приводя его во вращение, и вырывается через сопла 5 со сверхзвуковой скоростью в виде последовательно прерываемых экраном 8 струй, направленных в рабочий объем камеры 1.

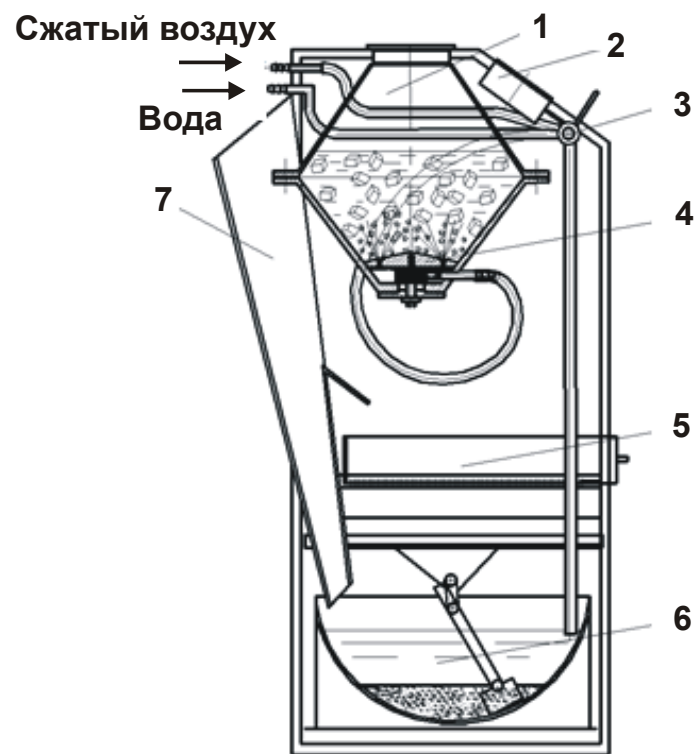


Рис. 4.63. Схема экспериментальной установки для абразивной обработки мелких деталей затопленными струями сжатого воздуха по А. с. SU №1664525 А1 [22], А. с. SU №1057255 А [17]:

1 – рабочая камера; 2 – манометр; 3 – вентиль подачи сжатого воздуха; 4 – сопловой аппарат; 5 – решето для отделения деталей от абразивной суспензии; 6 – бак для суспензии; 7 – желоб для слива суспензии из рабочей камеры

Струи инжектируют абразивный материал, который бомбардирует детали, одновременно перемещая их по сложной замкнутой траектории, в целом представляющей собой тороидальную фигуру. При этом важной является скорость абразивных зерен относительно обрабатываемых деталей – поскольку резервы увеличения скорости абразивных зерен исчерпаны, необходимо снижать скорость обрабатываемых деталей за счет их количества или балласта. Конструкция крышки 4 обеспечивает полный расход энергии струй на обработку деталей. В результате перекрытия сопловых отверстий целостность струй, несущих абразивные зерна, нарушается, и они достигают боковых стенок камеры 1 в виде слабых квазиламинарных потоков, не причиняя им разрушений. Отработанный сжатый воздух выходит через отводящий патрубок 13. По окончании цикла обработки емкость 3 с крышкой 4 опускается и содержимое рабочей камеры 1 попадает на желоб, разделительное сито 11 и в бак-отстойник 12.

На базе технического решения по А. с. SU №1057255 [17] разработана принципиальная схема

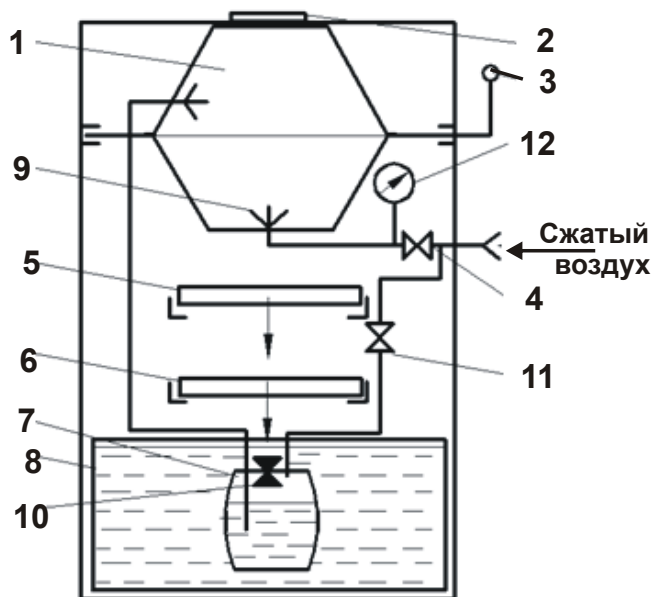


Рис. 4.64. Принципиальная схема струйно-абразивной установки модели ГРУ (гидро-ротационная установка)

и изготовлены опытные образцы установки (рис. 4.63 – рис. 4.68), которая по техническим показателям является полуавтоматом.

Ниже приведены научно обоснованные конструктивные и технологические параметры к проектированию и эксплуатации полуавтомата. В соответствии с математическими моделями определения производительности обработки и шероховатости поверхности (приведенными п. 4.4) приняты следующие конструктивные параметры: диаметр сопел – от 2,0 до 2,5 мм (при диаметре сопла 2 мм – количество сопел 8, а при диаметре 2,5 мм – количество сопел 5, промежуточные значения приведены на рис. 4.69).

а при диаметре 2,5 мм – количество сопел 5, промежуточные значения приведены на рис. 4.69).



Рис. 4.65. Установка для абразивной обработки мелких деталей затопленными струями сжатого воздуха по А.с. SU №1664525 [22],
А.с. SU №1057255 [17]



Рис. 4.66. Полуавтомат 2ГРМ для абразивной обработки затопленными струями по А.с. SU №1057255 А [17],
А. с. SU №1664525 [22]



Рис. 4.67. Установка для абразивной обработки по А. с. № 38676 [14]; № 235544 [103]; № 239324 [13]; №105725 [17]; №1664525 [22]

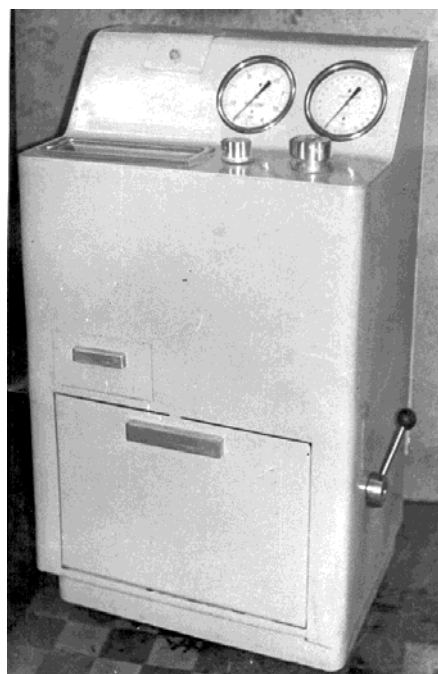


Рис. 4.68. Установка для абразивной обработки по А. с. № 235544 [103]; № 239324 [13]

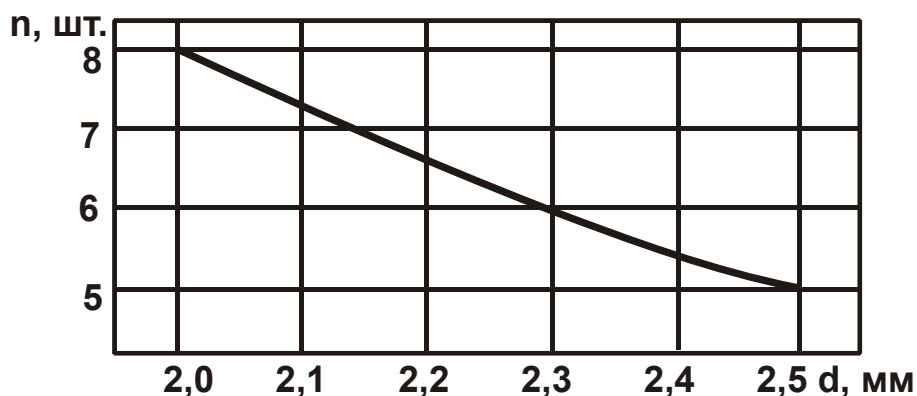


Рис. 4.69. Зависимость количества сопел n соплового аппарата от их диаметра d

Направление осей сопел в горизонтальной плоскости должно соответствовать направлению сторон многоугольника, в вершинах которого размещены сопла. Длина стороны многоугольника равна 50 мм (эффективная длина струи). В вертикальной плоскости направление осей сопел должно быть равно 25° к горизонту, а диаметр окружности размещения сопел – соответствовать описанной окружности вокруг многоугольника, образованного соплами. Необходимо принять технологические параметры: количество шлифзерна – 180 мл; зернистость абразива от F90 (~ 0,2 мм) до F36 (~ 0,8 мм); суммарная масса одновременно обрабатываемых деталей 0,4 кг; объем жидкости 3 л.

На рис. 4.70 изображена гистограмма, показывающая вклад различных факторов в повышение производительности обработки в сравнении с базовой установкой, производительность которой принята за 100 %. Практически, все факторы (технические решения) защищены авторскими свидетельствами и патентами. Процентное соотношение в гистограмме устанавливали в соответствии с увеличением съема металла с каждым новым техническим решением. Так, из гистограммы видно, что благодаря созданию дополнительного источника перемешивания обрабатываемых деталей производительность обработки увеличилась на 10 %. Положительный эффект достигнут за счет увеличения количества одновременно обрабатываемых деталей.

Благодаря улучшению качества абразивного материала, за счет очистки от отходов, а также использования чистой воды, увеличена производительность обработки в среднем на 5 %.

Значительный прирост производительности обработки (съема металла, по сравнению с базовой установкой, увеличился на 39 %) по-

лучен в результате замены сопел с цилиндрическим каналом на профилированные сверхзвуковые сопла Лавала.

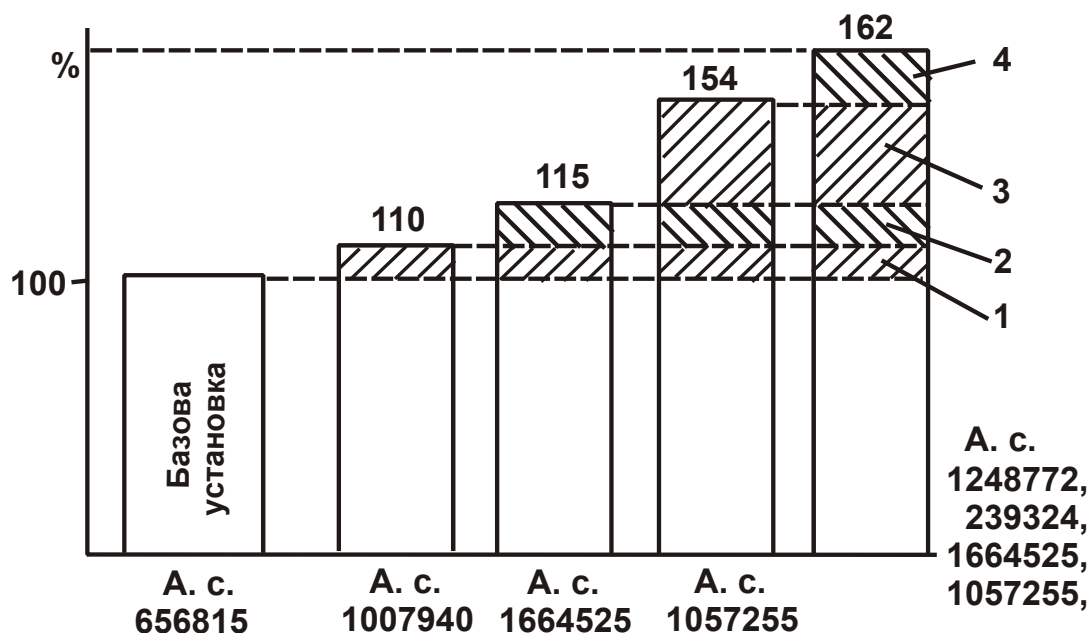


Рис. 4.70. Гистограмма изменения производительности обработки по мере использования авторских свидетельств и патента:

- 1 – увеличение объема загрузки для одновременной обработки;
- 2 – за счет конструктивных параметров; 3 – использование сверхзвукового сопла Лавала; 4 – сокращение вспомогательного времени

Как показано в п. 4.4, в этом случае достигается двойной эффект обработки – увеличение скорости потока, следовательно, увеличение запаса кинетической энергии абразивного зерна, а также увеличение количества абразивных зерен, инжектируемых в затопленную струю сжатого воздуха.

Следует отметить, что применение сопла Лавала стало возможным благодаря применению принципиально новой схемы струйно-абразивной обработки (исключающей износ каналов сопел потоком абразивных зерен), в противном случае, т.е. при использовании традиционной схемы, слабым местом (подверженным повышенному износу) в профилированном сопле окажется критическое сечение.

Суммарный положительный эффект получен в установках, объединяющих технические решения по авторским свидетельствам: №1248772 [18]; №239324 [13]; №1664525 [22]; №1057255 [17] и №38676 [14] (рис. 4.71).

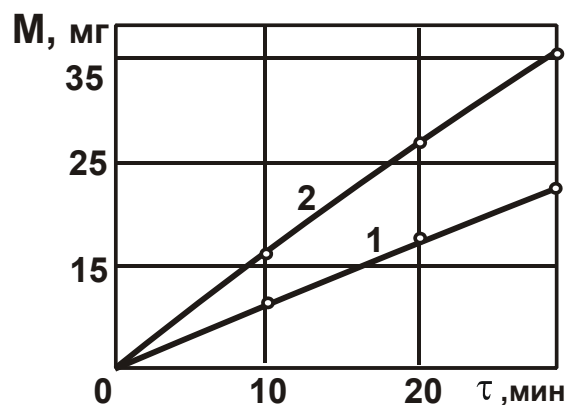


Рис. 4.71. Зависимость величины металлосъема M от времени обработки τ : 1 – обработка на базовой установке с цилиндрическими соплами; 2 – обработка на установке, оснащенной сверхзвуковыми соплами Лавалья по А. с. № 1057255 [17] и № 38676 [14]

Таким образом, комплекс мер, включая теоретические и экспериментальные исследования, а также конструкторские решения, направленные на совершенствование базовой технологии и оборудования, позволил увеличить производительность обработки на 62 %.

4.9. Практические рекомендации по эффективному использованию абразивной обработки деталей затопленными струями

Установлено, что разработанные технологии и оборудование абразивной обработки затопленными струями наиболее эффективно могут применяться при необходимости отделочной и зачистной обработки деталей малой жесткости, небольших габаритных размеров и сложной конфигурации в условиях серийного и массового производства. Обработка партии деталей, в таких условиях, в пересчете на одну деталь характеризуется малой трудоемкостью 0,001 ... 0,002 ч. Небольшая трудоемкость изготовления одной детали является подтверждением получения высокопроизводительной технологии обработки.

Вместе с тем, обработка малых партий деталей, взамен трудоемких ручных операций, оправдана уже тем, что наряду с удалением заусенцев и скруглением острых кромок детали приобретают товарный вид. Для осуществления обработки небольшого количества деталей, вплоть до одной, не требуется переналадка установки. Обработка малого количества деталей может осуществляться с добавлением бал-

ластных деталей с единичной массой и габаритными размерами, не более единичной массы, и габаритных размеров обрабатываемых деталей, но и не менее 70 – 80 % их массы и габаритных размеров. Таким образом, применение абразивных установок для отделочной обработки деталей затопленными струями можно рекомендовать для всех типов производства: от единичного до массового.

Разработанную технологию получения декоративной поверхности следует признать перспективной, поскольку за последние десятилетия отмечается заметный переход от полированных поверхностей с блестящими покрытиями, например, хромированием и (или) никелированием, к матовым поверхностям с такими же покрытиями. Такое предпочтение объясняется тем, что трудоемкость получения равномерной матовой поверхности значительно (в десятки раз) ниже трудоемкости получения блестящей поверхности. Кроме того, матовая поверхность скрывает отклонения от правильной геометрической формы элементов деталей, а процесс матирования исправляет мелкие поверхностные дефекты зачеканиванием. Полированные поверхности, в результате образования бликов, подчеркивают отклонения от правильной геометрической формы и выявляют мелкие поверхностные дефекты. Выведение локальных дефектов, собственно, и является причиной большой трудоемкости получения полированных поверхностей.

Для всех обрабатываемых деталей, несмотря на их разнообразие, может быть использован одинаковый режим обработки: давление сжатого воздуха до 0,5 МПа; абразивный материал – шлифзерно 63С, зернистость – № 40 ... 63 (400 ... 630 мкм), количество 0,18 л; для суспензии: 0,3 %-й водный раствор кальцинированной соды – 3 л; обрабатываемые детали – 0,4 кг на одну загрузку или меньшее количество деталей с догрузкой балластными деталями до суммарной массы, равной 0,4 кг. При отсутствии балластных деталей производительность обработки снижается, а качество обработки сохраняется.

4.9.1. Техничко-экономическое обоснование эффективности применения разработанных установок

Для общего представления о технико-экономических показателях абразивной обработки деталей затопленными струями произведем расчет годового экономического эффекта от внедрения разработанной

установки на операции отделочной обработки детали "Втулка направляющая" для пуансонов роторного таблеточного пресса РТМ-300 (рис. 4.72) в основное производство ЗАО "Медпром" (г. Мариуполь). Данный пример является типичным для машиностроительного производства Украины.



Рис. 4.72. Втулка направляющая

Обработка "Втулки направляющей" до внедрения установки осуществлялась вручную. С целью механизации процесса обработки и обеспечения зачистки заусенцев и придания деталям товарного вида (создания матовой поверхности) предложено использовать разработанную установку для осуществления абразивной обработки затопленными струями.

За базу сравнения принята технология обработки, используемая на предприятии с 2004 года (табл. 4.2, табл. 4.3).

Таблица 4.2

Исходные данные к расчету экономической эффективности

№ пп	Наименование	Усл. обозн.	Един. измер.	До внедрения	После внедрения
1	2	3	4	5	6
1	Годовой объем продукции	B_2	шт.	14400	14400
2	Удельные капвложения	К	грн	$5000/14400 = 0,34$ грн	
3	Трудоемкость единицы продукции	t	час	0,166	0,0025
4	Часовая тарифная ставка рабочего	$Ч_{pi}$	грн	9,0	9,0
5	Годовой фонд рабочего времени	F_p	час	1860	1860
6	Дополнительная зарплата	д	%	50	50
7	Отчисления на соцстрах	$C_{с.ст.}$	%	7,3	7,3
8	Брак, связанный с неполным удалением заусенцев	$B_{н1}$	%	0,5 – 2,0	–
9	Коэффициент загрузки оборудования	$K_{заг}$		0,8	0,8
10	Расход сжатого воздуха	$у_{сж}$	м ³ /мин	–	1,0

Окончание табл. 4.2

1	2	3	4	5	6
11	Стоимость 1 м ³ сжатого воздуха	Д _{с.в.}	грн	–	0,02
12	Количество приемников сжатого воздуха	д	шт	–	1
13	Норма площади на 1-го слесаря	N	м ²	5	5
14	Стоимость 1 м ²	Д _{пл}	грн	125	125
15	Количество рабочих до и после внедрения техники	С _{р.д.} (р.п.)	чел		
16	Коэффициент использования установки	η		–	05
17	Коэффициент, учитывающий ремонт, износ и восстановление приспособлений и инструмента	β		0,08	0,08
18	Стоимость инструмента и приспособлений	С ₄	грн	0,00576	0,00576
19	Коэффициент занятости рабочего	К _{зан}		1	1
20	Количество единиц ремонтной сложности станка	R _м		4	4
21	Количество единиц ремонтной сложности электрооборудования станка	R _э		6	6
22	Средняя величина затрат на единицу ремонтной сложности	С _{рем}	грн	0,0004	0,0004
23	Средняя величина затрат на зарплату наладчиков	С _{нал}	грн	0,00047	0,00047
24	Первоначальная стоимость основных средств	К _{осн}		4750	4750
25	Затраты на материалы на одну деталь	С _м	грн	Круг Ø16, ЛС59.1 0,0015	

Таблица 4.3

Расчет статей затрат

№ пп	Показатели	Условные обозначения	До внедрения	После внедрения
1	2	3	4	5
1	Основная заработная плата производственных рабочих	$C_{з.о.}$	$C_{з.о.} = \sum_1^n t_{pi}\beta = 0,166 \cdot 9 + 0,001 \cdot 9 = 1,503$	$C_{з.о.} = 0,0025 \cdot 9 = 0,0225$
2	Дополнительная зарплата	$C_{з.д.} = \frac{50 \cdot C_{з.о.}}{100}$	$C_{з.д.} = \frac{50 \cdot 1,503}{100} = 0,75$	$C_{з.д.} = \frac{50 \cdot 0,0225}{100} = 0,0112$
3	Отчисления на социальное страхование	$C_{с.ст.} = \frac{(C_{з.о.} + C_{з.д.}) \cdot 7,3}{100}$	$C_{с.ст.} = \frac{(1,503 + 0,75) \cdot 7,3}{100} = 0,164$	$C_{с.ст.} = \frac{(0,0225 + 0,0112) \cdot 7,3}{100} = 0,00246$
4	Затраты на заработную плату	$C_{з.н.} = C_{з.о.} + C_{з.д.} + C_{с.ст.}$	$C_{з.н.} = 1,503 + 0,75 + 0,164 = 2,417$	$C_{з.н.} = 0,0225 + 0,0112 + 0,00246 = 0,036$
5	Затраты на сжатый воздух после внедрения	$C_{с.в.} = \frac{DU_n \Phi_D 60 \eta_{Д.с.в.}}{B_2} \cdot \mu \cdot 0,5$		$C_{с.в.} = \frac{1 \cdot 2070 \cdot 60 \cdot 0,5 \cdot 0,02}{14400} \cdot 0,8 \cdot 0,5 = 0,0345$
6	Затраты на содержание и эксплуатацию оборудования	$C_{с.о.} = \mu \cdot \left[\sum_{i=1}^m R_{mi} (C_{рем} + C_{нап}) + \sum_{i=1}^n R_i + C_{рем} \right]$	$C_{с.о.} = 0,8 \cdot [4(0,02 + 4,7 \cdot 10^{-3}) + 6(0,004 + 0,0047)] = 0,13$	$C_{с.о.} = 0,8 \cdot [4(0,02 + 4,7 \cdot 10^{-3}) + 4(0,004 + 0,0047)] = 0,106$
7	Амортизационные отчисления	$C_{ам} = \frac{K_{осн} H_{ам} \mu}{100 B_2}$		$C_{ам} = 0,0057$
8	Затраты на инструмент	$C_{и.з.} = \frac{\beta \cdot C_4 \cdot \mu}{100 \cdot 14400}$		$C_{и.з.} = \frac{0,08 \cdot 0,000576 \cdot 0,8}{100 \cdot 14400} = 2,56 \cdot 10^{-10}$
9	Себестоимость детали до операции удаления заусенцев по всем статьям расходов	$C = C_M + C_{з.н.} + C_{с.о.} + C_{ам} + C_{с.в.} + C_{из}$		$C = 0,0015 + 0,036 + 0,106 + 0,0057 + 0,345 + 2,56 \cdot 10^{-10} = 0,49$
10	Себестоимость с учетом только изменяющихся затрат	$C^* = C_{з.н.} + C_{с.о.}$	$C^I = 2,417 + 0,13 = 2,547$	$C^{II} = 0,036 + 0,106 = 0,142$

1	2	3	4	5
11	Количество рабочих для удаления заусенцев	$C_{р.д.(р.п.)} = \frac{t_1 B_2 K_3}{\Phi_{др.}}$	$C_{р.д.} = \frac{0,166 \cdot 14400 \cdot 1}{1860} = 1,285$	$C_{р.п.} = \frac{0,0025 \cdot 14400 \cdot 1}{1860} = 0,019$
12	Количество высвобожденных рабочих в результате внедрения струйно-абразивной установки	$\mathcal{E}_r = \frac{(t_1 - t_2) B_2}{\Phi_{дК}}$		$\mathcal{E}_r = \frac{(0,166 - 0,0025) \cdot 14400}{1860} = 1,265$

Экономический эффект от снижения себестоимости обработки определяется в соответствии с известной формулой:

$$\mathcal{E}_{г.с.} = [(C + E_n K_c) - (C + E_n K_n)] B_2 =$$

$$= [(2,547 + 0,15 \cdot 0,0021) - (0,142 + 0,15 \cdot 0,015)] \cdot 14400 = 34599,6 \text{ грн.}$$

Повышение производительности обработки:

$$П.О. = t_1 / t_2 = 0,166 / 0,0025 = 66,4 \text{ раз.}$$

Повышение производительности труда:

$$П.Т. = C_{р.д.} / C_{р.п.} = 1,285 / 0,019 = 67,6 \text{ раз.}$$

Таким образом, благодаря применению установки для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями (по сравнению с традиционной обработкой вручную) обеспечивается повышение производительности труда в 67 раз.

4.9.2. Результаты внедрения в производство разработанных эффективных технологий абразивной обработки деталей затопленными струями

Внедрение оборудования и технологии абразивной обработки деталей затопленными струями предпочтительно на предприятиях, связанных с производством деталей точной механики, прецизионной техники, с нанотехнологиями, медицинским и фармацевтическим инструментом и оборудованием, а также кино- и фотоаппаратурой. Сохранность каналов сопел обеспечивает надежную бесперебойную работу установок, практически не нуждающихся в техническом обслужи-

вании. За время выполнения операции (приблизительно 40 мин) основное время составляет 30 – 35 мин, т.е. оператор занят на обслуживание одной установки 5 – 10 мин, а в условиях участка отделочной обработки оператор может обслуживать три таких установки с последовательным запуском их в работу.

В результате внедрения технологии абразивной обработки в ЗАО "Медпром" по сравнению с действовавшей технологией, как показано в п. 4.9.1, производительность обработки увеличена в 66 раз. Эффект получен благодаря одновременной обработке деталей "Втулка направляющая" в количестве 200 штук в течение 30 минут. В пересчете на трудоемкость одной детали в этом случае основное (машинное) время составляет $T_{o(маш)} = 0,15$ мин/дет. В среднем внедрение технологии абразивной обработки затопленными струями при коэффициенте загрузки оборудования на 100 % составляет 60 – 70 тыс. грн. в год.

Внедрение технологии абразивной обработки затопленными струями в ЗАО "Азовский машиностроительный завод" заключалось в предварительной обработке крыльчатки к гидронасосу. Экспериментально установлено, что обработка в два перехода струйно-абразивным методом зернистым абразивом и гидроротационным методом стальными шариками позволяет повысить чистоту поверхности, создавая одновременно наклепанный слой. На первом переходе осуществляется механическая подготовка криволинейных поверхностей лопастей путем удаления заусенцев, грата, зачеканивание мелких локальных дефектов зернистым абразивным порошком марки 63С (карбид кремния зеленый), зернистостью 63П (шлифзерно размером 630 мкм), с одновременным созданием равномерной шероховатости поверхностей до $R_a = 1,25$. На втором переходе осуществляется сглаживание микрорельефа стальными шариками диаметром 4 мм, получение обтекаемой поверхности лопастей.

В результате испытания осевого насоса достигнуто повышение производительности насоса на 2,4 %, снижена трудоемкость отделочной операции в 1,3 раза, снижен объем ручного труда на операции зачистки лопастей крыльчатки.

Внедрение разработанных научно-обоснованных рекомендаций по применению прогрессивного метода отделочной абразивной обработки деталей "Клапан" затопленными струями на ГП Харьковский машиностроительный завод "ФЭД" является особенно успешным благо-

даря большой годовой программе выпускаемых изделий. Изготовление детали "Клапан", используемой в гидро- и топливорегулирующей аппаратуре, согласно действующего технологического процесса, производится путем порезки цилиндрической заготовки диаметром 5 мм на части толщиной 2 мм на токарном станке. Затем осуществляется слесарная ручная обработка по устранению заусенцев и скруглению острых кромок деталей. Окончательной операцией является доводка поверхностей деталей "Клапан" до получения шероховатости поверхностей по $R_a = 0,63$ мкм. Недостатком действующей технологии изготовления детали "Клапан" является высокая трудоемкость операций слесарной обработки и доводки поверхностей деталей.

Экспериментально установлено, что применение отделочной обработки деталей "Клапан" по методу абразивной обработки затопленными струями (струйно-абразивной обработки) взамен слесарной ручной обработки позволяет сократить время на устранение заусенцев и скругление кромок деталей. При этом происходит уменьшение высоты микронеровностей на обрабатываемых поверхностях, что приводит к снижению трудоемкости окончательной операции доводки деталей, которая производится вручную, до 2-х раз. В целом трудоемкость изготовления детали "Клапан" уменьшается в 1,5 раза.

Изготовление детали "Седло" в ООО "Азовэлектромеханика", предназначенное для гидронасоса, в соответствии с действующим технологическим процессом, производится точением на токарно-револьверном станке 1П326 диаметром 12 мм, толщиной 2,5 мм с центральным ступенчатым отверстием. Затем осуществляется слесарная ручная обработка по удалению заусенцев и скруглению острых кромок. Окончательной операцией является доводка поверхностей деталей "Седло" до получения шероховатости $R_a = 1,25$ мкм. Недостатком действующей технологии изготовления детали "Седло" является высокая трудоемкость операций слесарной обработки и доводки поверхностей деталей. Слесарная обработка деталей "Контакт", "Клемма" и "Ламель" на этом же предприятии осуществляется после штамповки, вручную. Слесарная операция состоит в удалении заусенцев и скруглении острых кромок на деталях по контуру. Обработка осуществляется по одной детали.

Экспериментально установлено, что применение отделочной обработки деталей "Седло", "Контакт", "Клемма" и "Ламель" по методу

абразивной обработки затопленными струями (струйно-абразивной обработки) взамен слесарной ручной обработки позволяет сократить время на устранение заусенцев и скругление острых кромок деталей. При этом наблюдается улучшение шероховатости на обрабатываемых поверхностях, что приводит к снижению трудоемкости окончательной операции доводки деталей, которая производится вручную. В целом трудоемкость изготовления деталей "Седло", "Контакт", "Клемма" и "Ламель" уменьшается в 2 раза.

Разработана циклограмма работы установки-полуавтомата (рис. 4.67) для абразивной обработки деталей затопленными струями сжатого воздуха. Все позиции циклограммы осуществляются переключением по кругу пятипозиционного переключателя с промежуточными нейтральными положениями. Последняя, пятая позиция переключателя является исходной для следующей операции. На практике для оператора последовательность действий следующая: загрузить обрабатываемые детали; загрузить дозу абразива; повернуть ручку пятипозиционного переключателя в положение "Доза", заливка дозы жидкости сопровождается характерным звуком и показаниями манометра, резкое падение давления по манометру свидетельствует об окончании наполнения рабочей камеры дозой жидкости; поворотом ручки пятипозиционного переключателя в следующее положение включается режим "Обработка". Как правило, процесс абразивной обработки затопленными струями длится не более 35 – 40 мин; по истечении этого времени повернуть ручку пятипозиционного переключателя в положение "Останов" и далее в положение "Слив", в этом положении детали, абразивный материал и жидкость выгружаются на верхнее решето, откуда абразив и вода проходят на нижнее решето, а на верхнем остаются обработанные детали; далее включают вибрационный транспортер и вынимают контейнер с готовыми деталями.

4.10. Способ обработки внутренней поверхности цилиндра

На основе приведенных в настоящем разделе теоретических решений разработан эффективный способ обработки внутренней поверхности цилиндра [104], который может быть использован для шлифования отверстий, в частности, гидро- и пневмоцилиндров.

Известен способ финишной обработки внутренней поверхности гидро- и пневмоцилиндров, называемый хонингованием [60]. Этот способ заключается в возвратно-поступательном движении абразивных брусков вдоль образующей отверстия, при одновременном вращении хонинговальной головки или обрабатываемого цилиндра. Он характеризуется низкой производительностью, и, следовательно, высокой трудоемкостью обработки отверстий. Основное время на выполнение обработки может составлять от 10 до 30 мин [104]. Причиной низкой производительности является возвратно-поступательное движение инструмента, в результате которого при каждом обратном ходе снижается скорость до нуля и инструмент проходит через "крайние мертвые точки".

Известный способ, в котором финишная обработка внутренней поверхности гидро- и пневмоцилиндров осуществляется абразивным кругом с параллельными осями вращения абразивного круга и обрабатываемого цилиндра, например, на внутришлифовальных станках [59]. Недостатком этого способа является то, что в процессе обработки образующиеся следы, т. е. следы, которые образуются от воздействия абразивных зерен, направлены перпендикулярно по отношению к образующей обрабатываемого отверстия. Поскольку поршни (штоки) в процессе работы перемещаются в осевом направлении, т.е. вдоль образующей, а следовательно, поперек обрабатываемых рисков, последние подвергаются повышенному износу, что отрицательно сказывается на долговечности уплотнений. Кроме того, в процессе эксплуатации обрабатываемые риски являются причиной дополнительного осевого усилия, которое должен преодолеть поршень при создании необходимого полезного усилия.

В указанном способе финишная обработка осуществляется после растачивания на токарном, расточном или сверлильном станках. При дальнейшем внутреннем шлифовании обрабатывающие риски совпадают по направлению с впадинами и выступами, образовавшимися после растачивания, в результате чего высота микронеровностей уменьшается незначительно, хотя и появляется блеск рельефной поверхности.

Таким образом, несовершенство указанных способов обработки заключается в том, что хонингование обеспечивает образование поперечных обработанных рисков, однако характеризуется низкой произво-

дительностью, а внутреннее шлифование не сглаживает обрабатываемые риски от предварительной обработки.

В связи с этим поставлена задача усовершенствования способа обработки внутренней поверхности цилиндра, в котором за счет изменения условий шлифования может быть достигнуто повышение производительности обработки и улучшение шероховатости поверхности.

Для решения этой задачи в способе обработки внутренней поверхности цилиндра, содержащей растачивание внутренней поверхности цилиндра с последующим ее шлифованием шлифовальным кругом, при шлифовании ось шлифовального круга располагают перпендикулярно к оси вращения цилиндра.

При этом продольная подача шлифовального круга зависит от ширины контакта шлифовального круга и обрабатываемой поверхности и не должна превышать ширину контакта, то есть если ширина контакта b составляет 10 мм, то продольная подача должна быть не более 10 мм/об. обрабатываемого отверстия цилиндра.

Предлагаемое решение поясняется расчетной схемой, приведенной на рис. 4.73, на которой представлен шлифовальный круг 1, обрабатываемый цилиндр 2 длиной L , полированный след 3, ширина пятна контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью цилиндра b , равная подаче S .

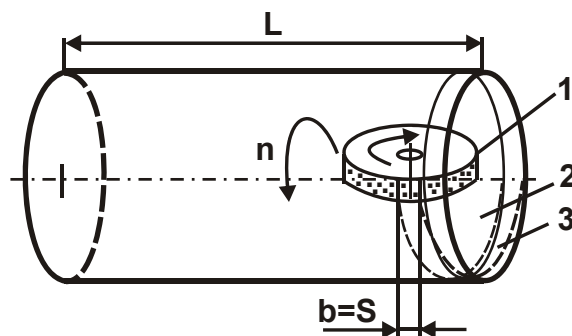


Рис. 4.73 . Расчетная схема параметров обработки внутренней поверхности цилиндра

В отличие от известных способов обработки внутренних поверхностей цилиндров, перпендикулярное расположение осей цилиндра и шлифовального круга обеспечивает перпендикулярное направление дальнейших обрабатываемых рисков относительно предыдущих, благодаря чему достигается интенсивное сглаживание предыдущих рисков. Кроме того, в результате шлифования цилиндра с высокой скоростью

вращения шлифовального круга образуются продольные обрабатывающие риски, совпадающие с направлением движения поршня. При определении шероховатости обработанной поверхности в направлении перемещения поршня, то есть вдоль образующей цилиндра, установлено, что параметр шероховатость составляет $R_a=0,04$ мкм, благодаря чему его долговечность значительно увеличивается. Вместе с тем, высокая скорость шлифовального круга позволяет увеличить частоту вращения цилиндра (шпинделя станка), и поскольку время t обработки цилиндра длиной L определяется величиной подачи s на оборот шпинделя, т. е. приводит к увеличению подачи, то это и обеспечивает повышение производительности обработки цилиндра. Трудоемкость обработки t (в мин) определяется известной зависимостью:

$$t = \frac{L}{S \cdot n}, \quad (4.41)$$

где L – длина цилиндра, мм;

S – подача, мм/об.;

n – частота вращения цилиндра (шпинделя), об./мин.

Как следует из зависимости (4.41), снижение трудоемкости обработки, т.е. уменьшение времени t при постоянной длине обработки $L = 200$ мм, может быть получено в результате увеличения подачи и частоты вращения цилиндра, что достигается предложенным способом обработки цилиндра.

Предложенный способ обработки позволяет исключить переустановку цилиндра с токарного станка на внутришлифовальный станок, поскольку финишная обработка выполняется на токарном станке в порядке окончательного перехода.

Способ обработки осуществляется следующим образом. Обрабатываемый цилиндр устанавливают на токарный станок и подвергают чистовому растачиванию расточным резцом, при котором рекомендуется режим обработки [133]: скорость резания – 150 м/мин (например, при диаметре цилиндра, равном 200 мм, частота вращения цилиндра $n = 238$ об./мин), подача – 0,1 мм/об., глубина резания – 0,5 мм. После растачивания в резцедержателе токарного станка устанавливают оправку с шлифовальным кругом, ось которого перпендикулярна оси вращения цилиндра, при этом шлифовальный круг оснащен индивидуальным приводом. Благодаря высокой скорости вращения шлифовального круга, например, на войлочной, фетровой или текстильной

основе, пятно контакта с обрабатываемой поверхностью составляет 20 ... 30 мм. Поскольку шлифование осуществляется с продольной подачей, равной ширине зоны контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью, то, в соответствии с зависимостью (4.41) для определения трудоемкости, время, затраченное на шлифование, составляет 0,8 мин. Таким образом, производительность обработки по сравнению с известными способами обработки значительно увеличивается в – 12 ... 20 раз, а шероховатость в продольном направлении уменьшается 15 раз и составляет $R_a=0,04$ мкм, что характеризует поверхность как зеркальную.

Выводы

1. На основе обобщения современного состояния отделочной обработки мелких точных деталей малой жесткости и сложной конфигурации установлено, что решить проблему их эффективной обработки можно путем применения струйно-абразивной обработки. Однако, как показывает практика, традиционные методы струйно-абразивной обработки характеризуются высокой нестабильностью из-за интенсивного износа сопел и поэтому возможности их совершенствования в этом направлении почти исчерпаны. Перспективным направлением дальнейшего развития струйно-абразивной обработки является обработка затопленными струями, когда абразивные зерна присоединяются к струе сжатого воздуха за пределами сопел, что защищает их от износа и решает проблему стабильности обработки. В связи с этим, в работе разработаны научные основы эффективной отделочной абразивной обработки деталей затопленными струями, которые состоят в теоретическом и экспериментальном определении технологических возможностей повышения качества, производительности, стабильности обработки и научно обоснованном выборе рациональных условий, включая технологические и конструктивные параметры установок для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями.

2. Разработан теоретический подход к определению технологических закономерностей формирования параметров качества при абразивной обработке деталей затопленными струями, основанный на положениях теории резания материалов и впервые установленных условиях перехода от процесса пластического деформирования мате-

риала в процесс резки абразивными зернами, что позволило уточнить известные теоретические решения, полученные относительно струйно-абразивной обработки на основе классических расчетов деталей машин на трение и износ. Из условия равенства кинетической энергии движущегося абразивного зерна и работы резания доказано, что основными направлениями уменьшения шероховатости поверхности и повышение производительности обработки является уменьшение условного напряжения резания (энергоемкости обработки) и увеличение длины среза абразивным зерном.

3. Разработана новая математическая модель определения энергоемкости обработки, позволяющая обосновать технологические возможности повышения качества и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями с учетом различных форм микросрезов: с постоянной толщиной и с толщиной среза, увеличивающейся и уменьшающейся во времени. Доказано, что наименьшая энергоемкость достигается при микрорезании с уменьшающейся во времени толщиной среза. Сделан вывод о том, что наиболее эффективной областью применения метода абразивной обработки затопленными струями является обработка кромок заготовок, устранение заусенцев и уменьшение микронеровностей на обрабатываемых поверхностях мелких деталей.

4. Впервые определена аналитическая связь между энергоемкостью при абразивной обработке и толщиной среза, что позволило обосновать условия перехода от процесса пластического деформирования материала к процессу резания для различных форм микросрезов. Исходя из этого установлено, что повысить качество и производительность абразивной обработки затопленными струями деталей, изготовленных из хрупких материалов, можно при угле входа абразивного зерна в обрабатываемый материал, равном или близком к 90° , а при обработке деталей, изготовленных из пластичных материалов, при углах $10 - 30^{\circ}$. Это согласуется с известными экспериментальными данными, полученными при исследовании традиционных методов струйно-абразивной обработки, и свидетельствует о достоверности полученных теоретических решений.

5. Разработана новая математическая модель определения шероховатости поверхности и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями с учетом динамики движения абразив-

ных зерен в обрабатываемом материале, которая позволила аналитически описать траектории движения абразивных зерен в процессе обработки и принципиально, по-новому, обосновать основные технологические закономерности съема материала и формообразования поверхностей деталей. На этой основе доказано определяющее влияние на шероховатость обработанной поверхности и производительность обработки скорости движения абразивных зерен, которая в отличие от традиционной струйно-абразивной обработки существенно зависит от различных технологических параметров процесса.

6. Разработан комплекс новых методик экспериментальных исследований абразивной обработки деталей затопленными струями, который включает: определение скорости движения абразивных зерен, получение фотографий обработанных поверхностей с увеличением до 1600 крат с практически неограниченной глубиной резкости, определение производительности абразивной обработки методом экспресс-контроля, получение сечения лунки микросреза и определение напряженного состояния поверхности методом парной обработки деталей.

7. Проведены экспериментальные исследования скорости движения абразивных зерен при использовании различных по конструктивному исполнению сопел. Установлено, что максимальная скорость движения абразивных зерен и соответственно производительность обработки достигается при использовании сопла Лавая, которое обеспечивает сверхзвуковую скорость истечения сжатого воздуха. Показано, что наиболее плотное расположение следов абразивных зерен, характеризующих шероховатость поверхности, обеспечивается также при использовании сверхзвукового сопла Лавая.

8. На основе проведенных экспериментальных исследований разработаны обобщающие эмпирические математические модели параметров абразивной обработки деталей затопленными струями, которые в совокупности с полученными аналитическими решениями дают достаточно полное представление о технологических возможностях процесса и позволяют по критериям наименьшей шероховатости поверхности и максимальной производительности определить рациональные параметры обработки и выполнить выбор количества и размеров конструктивных элементов установок при их проектировании.

9. Экспериментально установлено, что реализовать наибольшую производительность обработки для заданной шероховатости поверх-

ности $R_{\max} = 6,8$ мкм (или $R_a = 0,8 \dots 1,25$ мкм) можно применением следующих условий обработки: объем абразива, что загружается – 0,18 л; зернистость абразива № 63; суммарная масса обрабатываемых деталей – 0,4 кг; объем жидкости, заливаемой – 3,0 л; диаметр сопел – 2 мм; количество сопел – 8; диаметр размещения сопел – 110 мм; угол оси сопла к горизонту – 250; угол между осью сопла и касательной к окружности в точке ее размещения – 0 ... 50.

10. На основе теоретических и экспериментальных исследований, а также новых технических решений определен комплекс мероприятий, обеспечивающих надежность и стабильность метода абразивной обработки деталей затопленными струями. В их число входят: углы атаки обрабатываемых поверхностей в зависимости от механических свойств материала, элементы деталей, которые должны локализовать процесс обработки (кромки, плоскости, заусенцы, вершины микронеровностей), сохранения зернового состава суспензии и ее жидкой составляющей, эффективная (с учетом передачи максимального запаса кинетической энергии большому количеству абразивных зерен) конструкция сопла для подачи сжатого воздуха, его предельно допустимый расход, которая определяется диаметром, количеством сопел и давлением сжатого воздуха.

11. На основе проведенных экспериментов установлено, что наибольшая интенсивность съема материала при абразивной обработке затопленными струями достигается на торцевых поверхностях обрабатываемых мелких деталей. Экспериментально установлено, что в поверхностном слое обрабатываемой детали возникают сжимающие напряжения (имеет место наклеп), которые увеличиваются в течение 20 – 25 минут обработки, а затем стабилизируются.

12. На основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований разработано эффективное оборудование, представленное гаммой установок для осуществления отделочной абразивной обработки мелких деталей затопленными струями. Их применение исключает трудоемкие ручные зачистные операции, повышает качество, производительность и стабильность обработки за счет улучшения товарного вида обработанных деталей и одновременной обработки большого количества деталей, загруженных в рабочую камеру "навалом". Установлено, что в процессе обработки происходит округление кромок деталей, устраняются заусенцы, следы коррозии и различные

неоднородности на обрабатываемых поверхностях, образуется однородная матовая поверхность с шероховатостью в пределах $R_a = 0,8 - 1,25$ мкм, с упрочняющим наклепом (сжимающими напряжениями на глубину 5 – 6 мкм). Показано, что по сравнению с традиционной ручной обработкой мелких деталей применения разработанных установок и технологий абразивной обработки затопленными струями уменьшает в отдельных случаях трудоемкость в 66 раз.

13. Разработанные установки обеспечивают высокоэффективную направленную обработку торцовых поверхностей, плоских поверхностей и одновременно торцовых и плоских поверхностей деталей в соответствии с полученными в работе теоретическими решениями, а также обеспечивают улучшение эргономических показателей обработки за счет ее автоматизации и механизации. Повышение производительности и качества обработки достигается главным образом за счет применения сверхзвуковых профилированных сопел Лаваля, рассчитанных по предложенным в работе методикам.

14. Определены оптимальные конструктивные и технологические параметры установок, позволяющие обоснованно выбирать количество и геометрические размеры конструктивных элементов, а также устанавливать рациональные режимы обработки, обеспечивающие максимально возможную производительность при заданной шероховатости обработки. Впервые определена оптимальная конструкция дна рабочей камеры (завихрителя), конфигурация, количество и диаметр сопел, их ориентация в полости рабочей камеры, а также конфигурация корпуса рабочей камеры, что стало основой разработки установки-полуавтомата для абразивной обработки деталей затопленными струями сжатого воздуха, а также циклограммы ее работы.

15. В результате автоматизации вспомогательных переходов технологической операции обработки разработанная установка-полуавтомат доведена до опытно-промышленной эксплуатации. В рабочей зоне оператора установки благодаря применению очистителя отработанного сжатого воздуха, который устанавливается на выходе из рабочей камеры, обеспечивается благоприятный микроклимат. Это позволяет эффективно использовать установку-полуавтомат в производственных условиях с учетом экологических требований.

Раздел 5

Повышение качества и производительности обработки на основе снижения тепловой и силовой напряженностей процесса резания

5.1. Расчет температуры резания и определение технологических возможностей механической обработки по температурному критерию

Процесс шлифования характеризуется высокой тепловой напряженностью, что приводит к возникновению температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях деталей. Поэтому температурный фактор является одним из основных при шлифовании материалов, поскольку определяет качество обрабатываемой поверхности и производительность обработки.

Как показывает практика, основной причиной повышения температуры шлифования является высокая энергоемкость процесса в связи с интенсивным трением в зоне резания и относительно низкой режущей способностью круга. В связи с этим эффективно применять прогрессивные методы прерывистого и алмазного шлифования, импрегнированные и высокопористые абразивные круги, обеспечивающие уменьшение энергоемкости обработки и температуры шлифования. Однако в полной мере решить проблему их уменьшения при шлифовании не удастся, что отрицательно сказывается на качестве обрабатываемых поверхностей и приводит к уменьшению производительности обработки, особенно при шлифовании изделий из таких труднообрабатываемых материалов как твердые сплавы, износостойкие наплавки и покрытия, алмазы, ферриты и других, т.е. материалов с повышенными физико-механическими свойствами. Это постоянно требует изыскания новых технологических методов снижения температуры шлифования, а также теоретического (физико-математического) обоснования оптимальных условий обработки по критерию наименьшей температуры шлифования. В связи с этим важно провести теоретический анализ параметров теплового процесса при шлифовании и определить условия уменьшения температуры шлифования и повышения качества и производительности обработки [109; 111–113].

Необходимо отметить, что проблеме снижения тепловой напряженности шлифования и определения условий уменьшения температуры шлифования в научно-технической литературе уделено большое внимание [32; 37–39; 64; 65; 75; 76; 78; 90; 117; 129; 130; 138; 144; 149; 164; 165].

На основе решения дифференциального уравнения теплопроводности раскрыты закономерности формирования температуры шлифования [128; 131; 160–163]. Однако полученные аналитические решения обладают существенным недостатком: в поверхностном слое обрабатываемой детали температура не достигает нулевого значения, она лишь асимптотически приближается к нему. Это не позволяет установить истинную глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, т.е. установить толщину нарушенного (или дефектного) слоя, образующегося от действия теплового источника. Поэтому работа направлена на устранение этого недостатка – аналитического определения условий уменьшения температуры шлифования с учетом достижения нулевого значения температуры в поверхностном слое обрабатываемой детали, что является новым направлением в теплофизике шлифования.

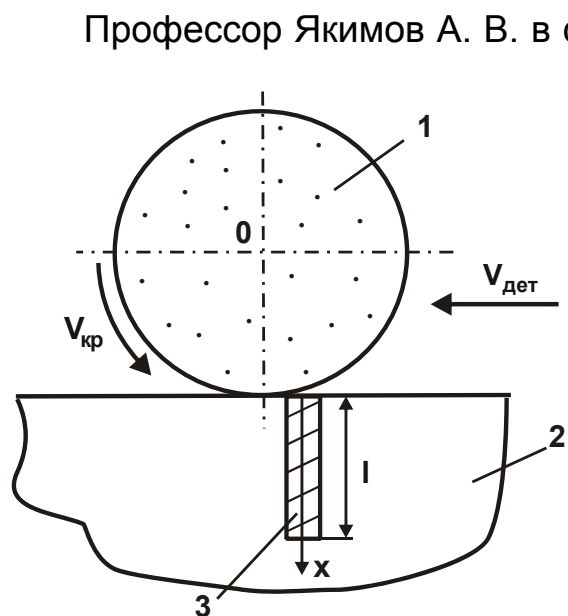


Рис. 5.1. Расчетная схема температуры шлифования:

- 1 – круг;
- 2 – деталь;
- 3 – адиабатический стержень

при шлифовании расчет температуры резания можно производить на основе упрощенной расчетной схемы, представляя снимаемый припуск пакетом элементарных прямолинейных адиабатических стержней, по которым (вследствие теплопроводности обрабатываемого материала) уходит тепло из зоны резания вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали (рис. 5.1). В итоге задача сводится к определению закона распределения температуры вдоль адиабатического стержня, на торце которого (в зоне контакта шлифовального круга с обрабатываемым материалом) действует тепловой источник с плотностью q в течение времени τ .

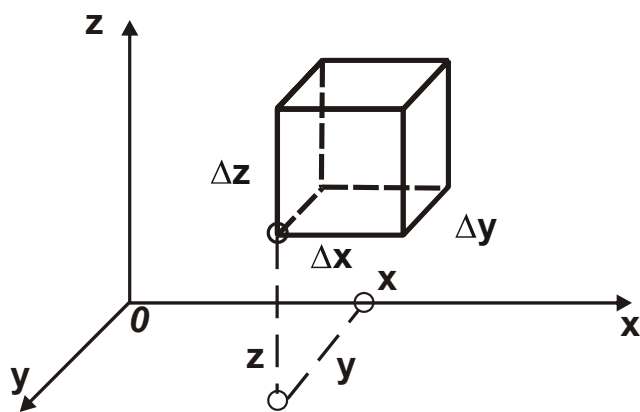


Рис. 5.2. Положение элементарного куба в координатных плоскостях

Решить данную задачу можно, используя уравнение теплопроводности, полученное Фурье путем выделения в рассматриваемом теле элементарного куба, грани которого параллельны координатным плоскостям (рис. 5.2 [28]). Количество тепла, проходящее через левую грань справа налево за промежуток времени $\Delta\tau$, равно:

$$\lambda \cdot \frac{\partial\theta}{\partial x}(x, y, z, \tau) \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta\tau, \quad (5.1)$$

где λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/(м·град);
 θ – температура тела в точке с координатами x , y , z , град.;

$q = -\lambda \cdot \frac{\partial\theta}{\partial x}(x, y, z, \tau)$ – плотность теплового потока, Вт/м²;

τ – время, с;

$\Delta y \cdot \Delta z$ – площадь грани куба, м².

Количество тепла, проходящее через правую грань куба справа налево, равно:

$$\lambda \cdot \frac{\partial\theta}{\partial x}(x + \Delta x, y, z, \tau) \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta\tau. \quad (5.2)$$

Количество тепла, вошедшее в куб через левую и правую грани:

$$\begin{aligned} & \lambda \cdot \frac{\partial\theta}{\partial x}(x + \Delta x, y, z, \tau) \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta\tau - \lambda \cdot \frac{\partial\theta}{\partial x}(x, y, z, \tau) \times \\ & \times \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta\tau \approx \lambda \cdot \frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}(x, y, z, \tau) \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta\tau. \end{aligned} \quad (5.3)$$

Количество тепла, вошедшее в куб за время $\Delta\tau$ через все грани:

$$\lambda \cdot \left(\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial z^2} \right) \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta\tau. \quad (5.4)$$

С другой стороны, количество тепла, необходимое для нагрева элементарного куба до температуры θ за время $\Delta\tau$, равно

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial\theta}{\partial\tau} \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta\tau, \quad (5.5)$$

где c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·град);

ρ – плотность материала, кг/м³.

Сравнивая выражения (5.4) и (5.5), получено уравнение теплопроводности, представляющее собой линейное дифференциальное уравнение в частных производных второго порядка:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a^2 \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \quad (5.6)$$

где $a^2 = \lambda / (c \cdot \rho)$.

Применительно к рассматриваемому случаю (в одномерной постановке) для упрощения расчетов можно в первом приближении не учитывать количество тепла, проходящее через левую грань справа налево за промежуток времени $\Delta \tau$, определяемое выражением (5.1). Тогда количество тепла, проходящее через правую грань куба справа налево, необходимо рассматривать в виде:

$$\lambda \cdot \frac{d\theta}{dx}(x, y, z, \tau) \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau, \quad (5.7)$$

а количество тепла, затрачиваемое на нагревание адиабатического стержня, – соответственно в виде:

$$c \cdot \rho \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \int_0^x \theta \cdot dx. \quad (5.8)$$

Сравнивая выражения (5.7) и (5.8) и применяя закон сохранения энергии, получено уравнение:

$$\lambda \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot \Delta t = c \cdot \rho \cdot \int_0^x \theta \cdot dx. \quad (5.9)$$

После дифференцирования слагаемых по координате x , имеем:

$$\frac{d^2 \theta}{dx^2} - \alpha \cdot \theta = 0, \quad (5.10)$$

где $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda \cdot \Delta \tau}$.

В результате получено дифференциальное линейное уравнение второго порядка с постоянными коэффициентами без правой части. Оно соответствует дифференциальному уравнению (5.6) в одномерной постановке, рассматривая в нем производную $\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \frac{\theta}{\tau}$.

Решение дифференциального уравнения (5.10) известно [28]:

$$\theta = C_1 \cdot e^{\sqrt{\alpha} \cdot x} + C_2 \cdot e^{-\sqrt{\alpha} \cdot x}, \quad (5.11)$$

где C_1, C_2 – постоянные интегрирования.

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 определяются из граничных условий:

$$\left. \frac{d\theta}{dx} \right|_{x=0} = -\frac{q}{\lambda}; \quad (5.12)$$

$$\theta|_{x \rightarrow \infty} = 0. \quad (5.13)$$

Подчиняя этим граничным условиям уравнение (5.11), имеем:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot e^{-\sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda \cdot \tau}} \cdot x}. \quad (5.14)$$

Как видно, по мере удаления от торца адиабатического стержня, т.е. от места действия теплового источника плотностью q , температура θ непрерывно уменьшается по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к нулевому значению.

Максимальная температура θ_{\max} определяется из условия:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (5.15)$$

В работе [159] приведено аналогичное решение, полученное с использованием уравнения теплопроводности (5.6) для одномерной системы координат (по координате x):

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2}, \quad (5.16)$$

которое решено методом интегрального преобразования и имеет вид:

$$\theta(x, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a^2 \cdot \tau}} - \frac{q}{\lambda} \cdot x \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}} \right) \right], \quad (5.17)$$

где $a^2 = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, $\text{м}^2/\text{с}$;

x – координата, м ;

τ – время, с ;

$\operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-t^2} \cdot dt$ – табулированная неэлементарная функция

[58] (рис. 5.3).

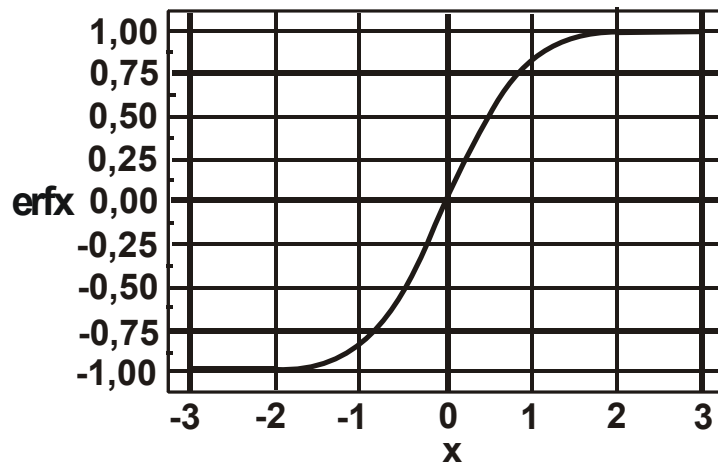


Рис. 5.3. График функции $\operatorname{erf}x$

Используя новую безразмерную координату

$$z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}, \quad (5.18)$$

преобразованная зависимость (5.17) примет вид:

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right] \quad (5.19)$$

или в относительных величинах:

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (5.20)$$

где $\bar{\theta}(z) = \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right]$ – безразмерная функция температуры.

Зависимость (5.17) позволяет вполне однозначно определить максимальную температуру шлифования (температуру на торце адиабатического полубесконечного стержня – в точке его контакта с шлифовальным кругом)

$$\theta_{\max} = \theta(x = 0, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q}{\lambda} = 1,129 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (5.21)$$

однако не позволяет определить истинное значение глубины z проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Его можно установить с лишь наперед заданной степенью точности, например, принимая $z = 1; 1,5; 2$ и т.д. Однако, по сути, это лишено физического смысла. Поэтому для определения истинного значения глубины z проникновения образующегося при шлифовании тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали необходимо использовать более приемлемый подход.

Сравнивая максимальные значения температуры θ_{\max} , определяемые зависимостями (5.15) и (5.21), видно, что они отличаются незначительно – лишь числовым коэффициентом (в 1,129 раз). Это указывает на то, что предложенный в настоящей работе упрощенный теоретический подход к определению температуры θ вполне правомочен, поскольку позволяет установить температуру θ по зависимости (5.15), которая незначительно отличается от температуры, полученной по зависимости (5.21), являющейся решением дифференциального уравнения теплопроводности.

На рис. 5.4 и в табл. 5.1 приведены расчетные значения температуры θ (по координате z), полученные с использованием зависимости (5.19) и преобразованной с учетом (5.18) зависимости (5.14):

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot e^{-2z}. \quad (5.22)$$

Для удобства анализа в расчетах принято $a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q}{\lambda} = 1$. Как видно, расхождение расчетных значений температуры θ (по координате z), особенно при небольших значениях z , незначительно, что позволяет использовать зависимости (5.19) и (5.22) для расчетов температуры θ .

Таблица 5.1

Расчетные значения функции $\theta(z)$

z	0	0,4	0,8	1,2	1,6	2,0
Зависимость (5.19)	1,129	0,5	0,182	0,051	0,016	0,0006
Зависимость (5.22)	1,0	0,449	0,202	0,09	0,048	0,018
Зависимость (5.28)	1,414	0,614	–	–	–	–

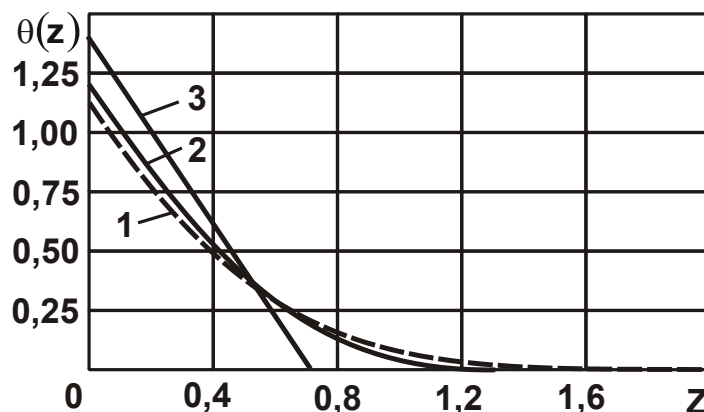


Рис. 5.4. Графики функции $\theta(z)$: 1 – расчет по зависимости (5.19); 2 – расчет по зависимости (5.22); 3 – расчет по зависимости (5.28)

Основным недостатком полученного решения, также как и решения, описываемого зависимостями (5.17) и (5.19), является неопределенность глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, поскольку температура θ не достигает конечного нулевого значения, а лишь асимптотически приближается к этому значению. В конечном итоге это не позволяет вполне однозначно определить толщину нарушенного или дефектного поверхностного слоя обрабатываемой детали в связи с тепловым воздействием на него в процессе шлифования.

Решить данную задачу можно, рассматривая в уравнении (5.9) величину $d\theta = \theta_H - \theta_K$, где θ_H , θ_K – начальное и конечное значения температуры, принимая для упрощения расчетов $\theta_K = 0$ и $\theta_H = \theta$.

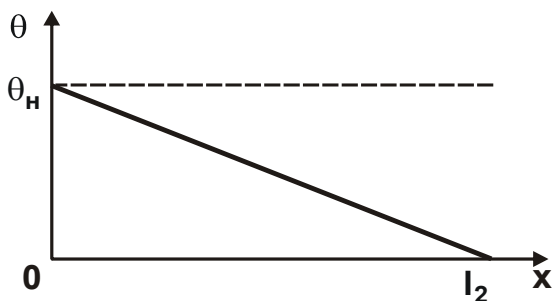


Рис. 5.5. Характер изменения температуры θ по координате x

Аналогично можно представить $dx = l_2$, где l_2 – глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м. Тогда вместо интеграла в уравнении (5.9) следует рассматривать величину $0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot l_2 \cdot \theta$, поскольку температура θ уменьшается по линейному закону от значения $\theta_H = \theta$ до значения $\theta_K = 0$ в пределах длины l_2 (рис. 5.5). В результате уравнение (5.9) примет упрощенный вид:

$$\frac{\theta}{l_2} = 0,5 \cdot \alpha \cdot l_2 \cdot \theta \quad \text{или} \quad (5.23)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2}{\alpha}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}. \quad (5.24)$$

Таким образом, упрощая полученное решение, удалось установить конечное значение величины l_2 . Максимальную температуру θ можно определить из упрощенной зависимости:

$$q = \lambda \cdot \frac{d\theta}{dx} = \lambda \cdot \frac{\theta_H - \theta_K}{l_2} \approx \lambda \cdot \frac{\theta}{l_2}. \quad (5.25)$$

Откуда

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (5.26)$$

Как видно, температура θ изменяется по закону изменения величины l_2 , т.е. чем больше l_2 , тем больше температура θ . Следовательно, уменьшить температуру θ можно уменьшением величины l_2 , фактически исключая проникновение тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали.

В табл. 5.1 и на рис. 5.4 представлены расчетные значения температуры θ (по координате z) для начального значения $\theta_n = \theta$, определяемого зависимостью (5.26), и величиной l_2 , определяемой зависимостью (5.24) с учетом условия $a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q}{\lambda} = 1$. Безразмерная координата z , определяемая зависимостью (5.18), для условия $x = l_2$ равна $z = 0,7071$. При этом значении z конечное значение температуры $\theta_k = 0$. Как видно из табл. 5.1 и рис. 5.4, максимальные значения температуры θ , рассчитанные на основе зависимостей (5.26) и (5.19), отличаются незначительно, что позволяет использовать упрощенное решение (5.26) для практических расчетов.

Необходимо отметить, что площади, ограниченные осями координат и функциями $\theta(z)$, одинаковы для трех рассмотренных случаев, поскольку одинаково количество тепла, образующееся в процессе шлифования за заданное время τ . Как видно, чем больше максимальное значение температуры θ , тем на меньшую глубину в поверхностный слой проникает тепло. Несомненно, наиболее точным решением является случай 3, согласно которому температура θ принимает нулевое значение на некотором удалении от теплового источника l_2 . Для первых двух случаев глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали принимает бесконечное значение, что лишено физического смысла. Следовательно, для анализа параметров теплового процесса при шлифовании необходимо рассматривать случай 3 (рис. 5.4), который позволяет установить связь между температурой θ и величиной l_2 , представляя в таком виде замкнутую систему параметров теплового процесса при шлифовании.

Рассматривая случаи 1 и 2 (рис. 5.4), можно установить лишь максимальную температуру θ , чего явно не достаточно для всестороннего анализа параметров теплового процесса при шлифовании и в целом – при резании материалов.

Для оценки возможностей практического использования полученного упрощенного решения (5.26) для анализа теплового процесса при плоском шлифовании следует принять время контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью в виде: $\tau = l/V_{дет}$, где $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$ – длина контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью, м; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; $R_{кр}$ – радиус шлифовального круга, м.

Плотность теплового потока q выражается зависимостью [148]:

$$q = \frac{N}{F}, \quad (5.27)$$

где $N = P_z \cdot V_{кр}$ – мощность шлифования, Вт;

$P_z = \sigma \cdot S_{мгн}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$S_{мгн} = Q/V_{кр}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга, м²;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

$Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – производительность обработки, м³/с;

B – ширина шлифования, м;

$F = B \cdot l$ – площадь контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью, м².

После преобразований зависимость (5.26) примет вид:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{уд}}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}, \quad (5.28)$$

где $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ – удельная производительность обработки, м²/с.

Как следует из зависимости (5.28), уменьшить температуру θ можно уменьшением параметров σ , t и $V_{дет}$ или уменьшением глубины шлифования t при условии $Q_{уд} = \text{const}$, т.е. применяя многопроходное шлифование (с увеличенной скоростью детали $V_{дет}$).

Таким образом показано, что температура θ и величина I_2 взаимосвязаны между собой линейной зависимостью (5.26). Это позволяет по-новому анализировать тепловой процесс при шлифовании (или резании лезвийными инструментами) по сравнению с зависимостями

(5.14) и (5.17), в которых температура θ не достигает конечного нулевого значения на некотором удалении от действия теплового источника, тогда как с физической точки зрения тепло не может мгновенно распространиться на бесконечное расстояние. Следовательно, полученное упрощенное решение, описываемое зависимостью (5.26), позволяет привести в соответствие теплофизические закономерности процесса шлифования и в целом закономерности процесса резания материала. Это открывает новые технологические возможности определения путей уменьшения температуры резания θ и дальнейшего совершенствования процессов резания и шлифования материалов.

5.2. Расчет температуры шлифования с учетом баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь

Приведенные в п. 5.1 решения справедливы при условии полного перехода образующегося при шлифовании тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. В действительности, часть тепла переходит в образующиеся стружки и шлифовальный круг, что уменьшает температуру θ и величину I_2 . Чтобы учесть это условие, традиционно вводится в зависимость для определения температуры θ поправочный коэффициент, изменяющийся в пределах $0 \dots 1$. Например, экспериментально установлено, что при определенных условиях обработки в образующиеся стружки и в поверхностный слой обрабатываемой детали уходит примерно одинаковое количество тепла. Поэтому в зависимость для определения температуры θ вводится коэффициент 0,5. Однако такой подход, по сути, справедлив лишь для частных условий обработки и не позволяет провести анализ параметров теплового процесса при шлифовании в обобщенном виде. В связи с этим, важно решить задачу распределения тепла при шлифовании, уходящего в образующиеся стружки и в поверхностный слой обрабатываемой детали, и на этой основе теоретически определить условия уменьшения температуры шлифования.

В работах [84; 90] предложено аналитическое решение этой задачи с учетом движения теплового источника вдоль адиабатического стержня (рис. 5.6) в пределах толщины снимаемого слоя материала.

По сути, рассматриваются условия перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня со скоростью $V_{рез} = t/\tau$, где τ – время перерезания адиабатического стержня, с.

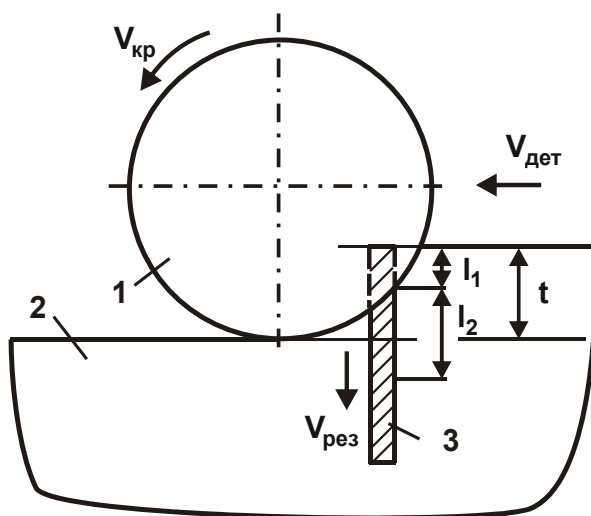


Рис. 5.6. Расчетная схема параметров теплового процесса при плоском шлифовании: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – адиабатический стержень

В основу расчетов положено условие, что все выделяющееся при шлифовании тепло уходит на нагревание двух участков с длинами $l_1 = t$ и l_2 (определяющей глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали). Очевидно, величина l_2 в этом случае меньше, чем в случае с неподвижным тепловым источником, когда все выделившееся при шлифовании тепло уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали. Тогда, исходя из зависимости (5.24), время нагревания удаленной части адиабатического стержня меньше общего времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем. В связи с этим, необходимо в расчетах определить время τ_2 нагревания удаленной части адиабатического стержня, что позволит отдельно определить доли тепла, уходящего в образующиеся стружки и в обрабатываемую деталь. Для этого в работе [90] приведено уравнение теплового баланса при шлифовании:

$$Q = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{рез} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}, \quad (5.29)$$

в котором первое и второе слагаемые соответственно равны количеству тепла, затрачиваемого на нагревание двух участков адиабатичес-

кого стержня с длинами l_1 и l_2 (второго участка – за счет теплопроводности материала адиабатического стержня). Здесь S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, m^2 .

В расчетах использован показанный на рис. 5.5 характер изменения температуры θ на участке адиабатического стержня длиной l_2 , согласно которому справедливо соотношение (5.26). Выражая его относительно величины l_2 с учетом зависимости для определения количества тепла, затрачиваемого на нагревание участка адиабатического стержня длиной l_2 , определено второе слагаемое уравнения (5.29):

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta^2}{N}. \quad (5.30)$$

Как видно, принятый характер изменения температуры θ , показанный на рис. 5.5, является частным случаем. В общем случае количество тепла dQ_2 , уходящего в неудаленную часть адиабатического стержня (в результате теплопроводности материала адиабатического стержня) за бесконечно малое время $d\tau_2$ можно представить в виде:

$$dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot d\tau_2. \quad (5.31)$$

С другой стороны, количество тепла dQ_2 , затрачиваемого на нагревание неудаленной части адиабатического стержня длиной dx , определяется:

$$dQ_2 = N \cdot d\tau_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \theta \cdot dx. \quad (5.32)$$

Откуда

$$d\tau_2 = \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx. \quad (5.33)$$

Подставляя выражение (5.33) в (5.30), имеем:

$$dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot d\theta = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau. \quad (5.34)$$

Тогда баланс тепла, затрачиваемого на нагревание двух участков адиабатического стержня с длинами l_1 и l_2 , аналитически описывается:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{рез} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + \int_0^{\tau} \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau = N \cdot \tau. \quad (5.35)$$

После дифференцирования всех слагаемых уравнения (5.35) по времени τ , получено:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{рез}} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = N. \quad (5.36)$$

С учетом [96] $N = q \cdot S = \sigma \cdot V_{\text{рез}} \cdot S$ уравнение (5.36) окончательно принимает вид:

$$c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho}{\sigma \cdot V_{\text{рез}}} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = \sigma \cdot V_{\text{рез}}. \quad (5.37)$$

где $q = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$.

В итоге полученное уравнение (5.36) идентично уравнению (1.26), приведенному в работе [96]. Следовательно, и это уравнение (1.26) является общим, отражающим основные закономерности формирования параметров теплового процесса при шлифовании.

Для решения дифференциального уравнения (5.36) его следует представить в виде:

$$\frac{d\theta}{d\tau} \cdot \theta + A \cdot \theta = B \quad (5.38)$$

или

$$0,5 \cdot (\theta^2)' + A \cdot \theta = B, \quad (5.39)$$

где $A = \frac{V_{\text{рез}} \cdot N}{\lambda \cdot S};$

$$B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}.$$

Заменяя переменную $y = \theta^2$, имеем:

$$0,5 \cdot \frac{dy}{d\tau} + A \cdot \sqrt{y} = B \quad (5.40)$$

или

$$\frac{0,5 \cdot dy}{(B - A \cdot \sqrt{y})} = d\tau. \quad (5.41)$$

Далее следует проинтегрировать обе части уравнения:

$$\int \frac{0,5 \cdot dy}{(B - A \cdot \sqrt{y})} = \int d\tau + C. \quad (5.42)$$

Постоянная интегрирования C определяется из начального условия $\theta(\tau = 0) = 0$ или условия $y(\tau = 0) = 0$. Для определения интеграла, стоящего в левой части, необходимо произвести замену переменной:

$U = B - A \cdot \sqrt{y}$. Тогда $dU = -A \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{y}} \cdot dy$, откуда $dy = -\frac{2}{A} \cdot \sqrt{y} \cdot dU$. В результате уравнение (5.42) принимает вид:

$$-\int \frac{1}{A^2} \cdot \left(\frac{B}{U} - 1 \right) \cdot dU = \int d\tau + C. \quad (5.43)$$

Решение уравнения (5.43):

$$-\frac{1}{A^2} \cdot (B \cdot \ln U - U) = \tau + C \quad (5.44)$$

или

$$-\frac{1}{A^2} \cdot [B \cdot \ln(B - A \cdot \theta) - (B - A \cdot \theta)] = \tau + C. \quad (5.45)$$

Подчиняя зависимость (5.45) начальному условию $\theta(\tau = 0) = 0$, имеем:

$$C = -\frac{1}{A^2} \cdot (B \cdot \ln B - B). \quad (5.46)$$

Тогда решение уравнения (5.45) принимает вид:

$$\ln \left(1 - \frac{A}{B} \cdot \theta \right) = -\frac{A}{B} \cdot \left(\tau + \frac{1}{A} \cdot \theta \right) \quad (5.47)$$

или

$$\theta = \frac{B}{A} \cdot \left[1 - e^{-\frac{A}{B} \cdot \left(\tau + \frac{1}{A} \cdot \theta \right)} \right]. \quad (5.48)$$

С учетом постоянных A и B окончательно получено:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}} \right]. \quad (5.49)$$

Идентичное решение, полученное другим методом расчета, приведено в работах [90; 96]. На рис. 5.7 графически показан характер изменения температуры θ с течением времени τ . Как видно, температура θ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Исходя из этого, зависимость (5.49) можно привести к виду, удобному для анализа:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau}. \quad (5.50)$$

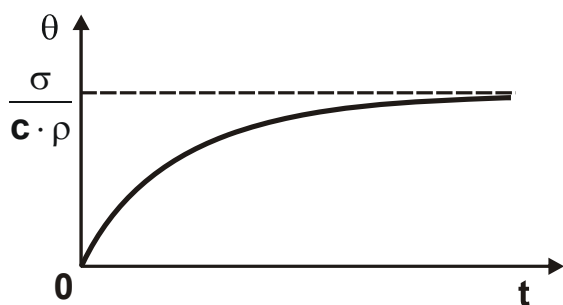


Рис. 5.7. Зависимость температуры θ от времени τ

Поскольку отношение θ/θ_{\max} изменяется в пределах $0 \dots 1$, то множитель $e^{\theta/\theta_{\max}}$ изменяется в пределах $1 \dots e = 2,7183$, т.е. в относительно небольших пределах. Следовательно, основное влияние на характер изменения температуры θ оказывает выражение $(1 - \theta/\theta_{\max})$, входящее в зависи-

мость (5.50) и изменяющееся в пределах $0 \dots 1$.

При условии $\tau = 0$, очевидно, выражение $(1 - \theta/\theta_{\max})$ и множитель $e^{\theta/\theta_{\max}}$ принимают значение, равное 1. Тогда $\theta/\theta_{\max} = 0$.

При условии $\tau \rightarrow \infty$ левая часть уравнения (5.50) равна нулю. Тогда $\theta/\theta_{\max} = 1$.

Таким образом показано, что при изменении времени τ от 0 до ∞ отношение θ/θ_{\max} изменяется в пределах $0 \dots 1$. Это соответствует графику, приведенному на рис. 5.7.

Применительно к плоскому шлифованию (рис. 5.6), как показано в работе [96], скорость перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня $V_{\text{рез}}$ определяется зависимостью:

$$V_{\text{рез}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}, \quad (5.51)$$

где $R_{\text{кр}}$ – радиус шлифовального круга, м.

Подставляя зависимость (5.51) в (5.50), с учетом $t = V_{\text{рез}} \cdot \tau$ имеем:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}}{\lambda}}, \quad (5.52)$$

или

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{\text{уд}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}}{\lambda}}, \quad (5.53)$$

где $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ – удельная производительность обработки, $\text{м}^2/\text{с}$.

В табл. 5.2 и на рис. 5.8 приведены рассчитанные по зависимости (5.50) значения времени τ для заданных значений отношения θ/θ_{\max} и

исходных данных (при шлифовании стали ШХ15): $V_{рез} = 3,33 \cdot 10^{-3}$ м/с; коэффициент температуропроводности стали ШХ15 – $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Таблица 5.2

Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании

θ / θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta / \theta_{\max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$\frac{V_{рез}^2 \cdot \tau}{a}$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
τ , с	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	∞
$Q_{уд} = 1000$ мм ² /мин							
t , мм	0	0,0696	2,11	17,84	114,0	341,5	∞
$V_{дет}$, м/мин	∞	14,37	0,47	0,056	0,09	0,03	0
$Q_{уд} = 2000$ мм ² /мин							
t , мм	0	0,0174	0,5275	4,46	28,5	85,375	∞
$V_{дет}$, м/мин	∞	115,0	3,8	0,45	0,07	0,023	0
$Q_{уд} = 4000$ мм ² /мин							
t , мм	0	0,00435	0,1318	1,115	7,125	21,343	∞
$V_{дет}$, м/мин	∞	919,5	30,35	3,6	0,56	0,19	0

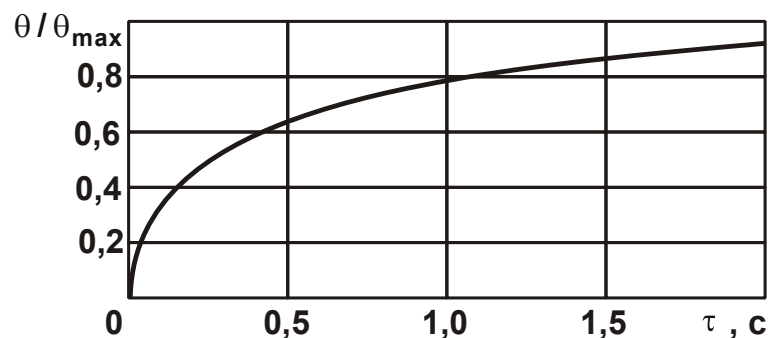


Рис. 5.8. Зависимость отношения θ / θ_{\max} от времени τ

Как видно, с течением времени τ отношение θ / θ_{\max} непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. В табл. 5.2 и на рис. 5.9 приведены рассчитанные по зависимости (5.53) значения

глубины шлифования t для заданных значений отношения θ/θ_{\max} , удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$, радиуса шлифовального круга $R_{\text{кр}} = 0,2$ м при шлифовании стали ШХ15 – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

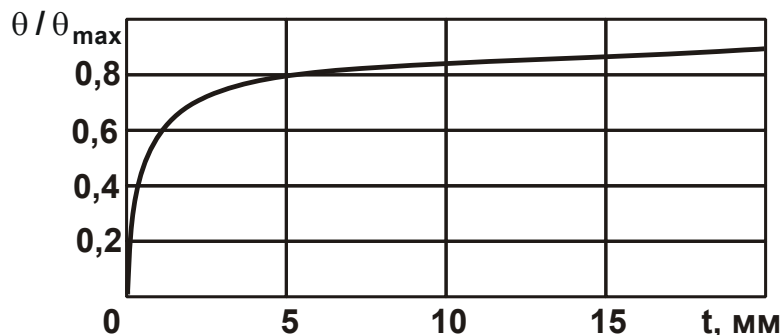


Рис. 5.9. Зависимость отношения θ/θ_{\max} от глубины шлифования t при $Q_{\text{уд}} = 4000$ мм²/мин

Согласно рис. 5.9, с увеличением глубины шлифования t отношение θ/θ_{\max} , как и на рис. 5.8, увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. При этом глубина шлифования t изменяется в довольно широких пределах, охватывая диапазоны как процессов шлифования (включая высокопроизводительное глубинное шлифование), так и процессов абразивного разрезания материала с весьма большими глубинами резания.

Как видно, с увеличением удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ увеличение отношения θ/θ_{\max} происходит с большей интенсивностью, охватывая меньший диапазон возможного изменения глубины шлифования t .

Скорость детали $V_{\text{дет}}$ с увеличением глубины шлифования t существенно уменьшается, что предполагает применение схемы глубинного шлифования. Схема многопроходного шлифования (с увеличенной скоростью детали $V_{\text{дет}}$) осуществима в основном при относительно небольших значениях отношения $\theta/\theta_{\max} < (0,2 \dots 0,4)$. Этим, собственно, и объясняется эффективность применения на практике схемы многопроходного шлифования и ограниченность применения схемы глубинного шлифования (с небольшой скоростью детали) в связи с увеличением температуры шлифования θ .

Необходимо отметить, что зависимости (5.50), (5.52) и (5.53) не содержат условного напряжения резания σ , которое входит в зависимость (5.49) и определяет максимальную температуру $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Поэтому, располагая количественным значением σ , можно определить максимальную температуру θ_{\max} и сравнить ее с температурой плавления обрабатываемого материала $\theta_{\text{пл}}$.

Если окажется, что $\theta_{\max} > \theta_{\text{пл}}$, то зависимости (5.49), (5.50), (5.52) и (5.53) справедливы лишь в пределах изменения отношения $\theta_{\text{пл}} / \theta_{\max}$. Если же $\theta_{\max} < \theta_{\text{пл}}$, то зависимости (5.49), (5.50), (5.52) и (5.53) справедливы во всем возможном диапазоне изменения максимальной температуры θ_{\max} . Причем, данная закономерность справедлива как при шлифовании, так и при обработке лезвийными инструментами. Для этого достаточно установить лишь количественные значения условного напряжения резания σ и максимальной температуры $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$.

Например, при обработке стали ШХ15 ($c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $\theta_{\text{пл}} = 1500$ °С) условное напряжение резания σ , соответствующее условию $\theta_{\max} = \theta_{\text{пл}} = \sigma / (c \cdot \rho)$, равно 7500 Н/мм². Для других марок сталей условное напряжение резания σ принимает приблизительно такое же значение.

Расчетно-экспериментальным путем установлено, что практически реализовать это значение σ можно при обработке лезвийными инструментами, например, при точении резцами из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов (СТМ). При шлифовании и микрорезании единичным абразивным или алмазным зерном условное напряжение резания σ принимает значительно большие значения. Следовательно, в этом случае выполняется условие $\theta_{\max} > \theta_{\text{пл}}$, и реализуется лишь начальный участок графика $\theta_{\text{пл}} / \theta_{\max}$ от τ (рис. 5.8). Это подтверждается известными экспериментальными данными, согласно которым с увеличением глубины шлифования t или скорости детали $V_{\text{дет}}$ температура шлифования θ лишь увеличивается, а ее стабилизация происходит при температуре, близкой к температуре плавления обрабатываемого материала. Этим можно объяснить проблемы применения процесса шлифования на операциях финишной механической обработки в связи с увеличением температуры и воз-

никновением на обрабатываемых поверхностях деталей температурных дефектов (прижогов, микротрещин и др.). Поэтому в последние годы на операциях финишной механической обработки все шире используются методы лезвийной обработки, в особенности, с применением инструментов из СТМ, позволяющие уменьшить условное напряжение резания σ и, соответственно, температуру шлифования θ , тем самым повышая качество обрабатываемых поверхностей.

Таким образом показано, что основным условием уменьшения температуры шлифования θ является уменьшение условного напряжения резания σ за счет применения более прогрессивных методов механической обработки включая обработку как абразивными, так и лезвийными режущими инструментами. Поэтому проблему снижения энергоемкости механической обработки следует рассматривать основной с точки зрения уменьшения температуры резания и повышения качества и производительности обработки. Чтобы оценить влияние множителя $e^{-\theta/\theta_{\max}}$ в зависимости (5.50) на отношение θ/θ_{\max} , в табл. 5.3 приведены значения величины $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$, рассчитанные на основе упрощенной зависимости (5.54), не учитывающей множитель $e^{-\theta/\theta_{\max}}$:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} = 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}{\lambda}}. \quad (5.54)$$

Таблица 5.23

Расчетные значения величины $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$ и времени τ

θ/θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$(1-\theta/\theta_{\max})$	1	0,8	0,6	0,4	0,2	0,1	0
$V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$	0	0,22	0,51	0,91	1,61	2,3	∞
τ , с	0	0,167	0,386	0,689	1,22	1,742	∞

Исходя из рис. 5.10, при относительно небольшом времени τ значения отношения θ/θ_{\max} , рассчитанные на основе зависимостей (5.50) и (5.54), отличаются, а при дальнейшем увеличении времени τ – фактически совпадают. Следовательно, множитель $e^{-\theta/\theta_{\max}}$ в начальный момент обработки оказывает существенное влияние на отношение θ/θ_{\max} и поэтому его необходимо учитывать в расчетах.

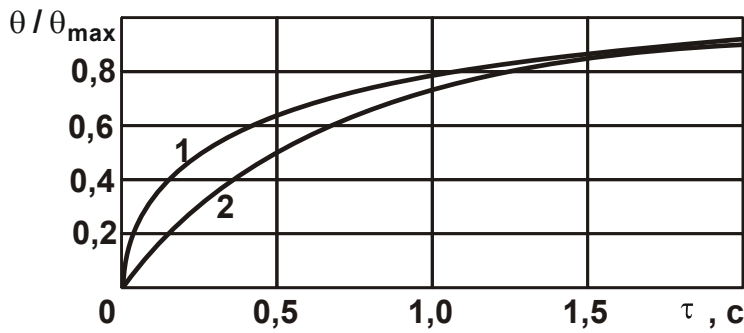


Рис. 5.10. Зависимость θ/θ_{\max} от τ :
1, 2 – зависимости (5.50) и (5.54)

В работе [90] приведено упрощенное решение задачи определения температуры шлифования θ без учета движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (5.55)$$

где $q = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$ – плотность теплового потока, Вт/м²;

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} \text{ – глубина проникновения тепла в поверхностный слой}$$

обрабатываемой детали, м.

После преобразований зависимость (5.55) принимает вид:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}. \quad (5.56)$$

Из зависимостей (5.50) и (5.56) следует, что температура шлифования θ определяется величиной $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$, однако с разной интенсивностью. В табл. 5.4 и на рис. 5.11 приведены рассчитанные по зависимости (5.56) значения $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$ для разных значений θ/θ_{\max} .

Таблица 5.4

Расчетные значения величины $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$

θ/θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1	1,18
$V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$	0	0,04	0,16	0,36	0,64	0,81	1	1,4

Из рис. 5.11. следует, что с увеличением величины $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$ значения отношения θ/θ_{\max} (табл. 5.4), рассчитанные на основе зависимости (5.56), принимают значения больше единицы, а рассчитанные на основе зависимости (5.1) и приведенные в табл. 5.2, – меньше единицы, т.е. в этом случае отношение θ/θ_{\max} непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице.

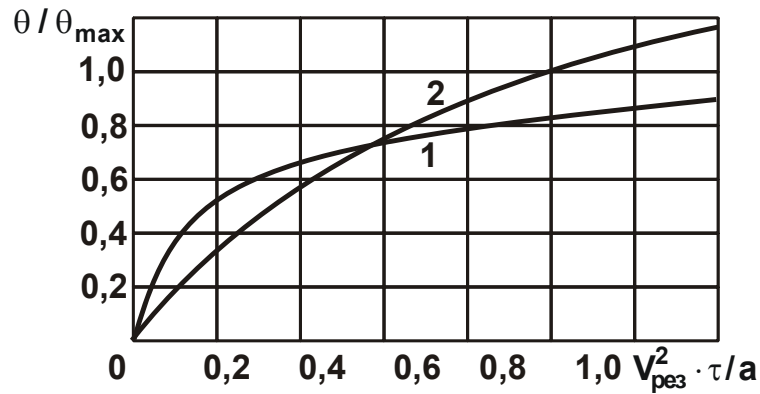


Рис. 5.11. Зависимость отношения θ/θ_{\max} от величины $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$:
1, 2 – зависимости (5.50) и (5.56)

Как видно, при относительно небольших значениях величины $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$ значения отношения θ/θ_{\max} отличаются не столь значительно для обоих случаев, т.е. для расчетов можно использовать зависимости (5.50) и (5.56). С увеличением величины $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$, рассчитанные на основе зависимости (5.56) значения θ/θ_{\max} могут превышать единицу, что лишено физического смысла. В этом случае для расчетов необходимо использовать зависимость (5.50). Однако для качественного анализа температуры шлифования θ можно использовать и зависимость (5.56), поскольку температура шлифования θ в обеих зависимостях определяется исключительно величиной $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau/a$.

В связи с этим зависимость (5.56) с учетом зависимости (5.51) можно представить в виде:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{уд}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}} \quad (5.57)$$

В данном случае отношение θ/θ_{\max} определяется удельной производительностью обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$. Поэтому, уменьшая ее, а также глубину шлифования t (т.е. осуществляя многопроходное шлифование), можно добиться уменьшения температуры шлифования θ .

Скорость детали $V_{\text{дет}}$ при этом необходимо увеличивать в соответствии с зависимостью $V_{\text{дет}} = Q_{\text{уд}}/t$. Используя зависимость (5.57), можно определить максимально возможную удельную производительность обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ для заданной температуры шлифования θ :

$$Q_{уд} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{кр}}{t}} \cdot \left(\frac{\theta}{\theta_{max}} \right)^2. \quad (5.58)$$

Как видно, увеличить $Q_{уд}$ при условии $\theta/\theta_{max} = const$ можно уменьшением глубины шлифования t (т.е. переходом в область многопроходного шлифования) и увеличением радиуса круга $R_{кр}$. При этом скорость детали $V_{дет} = Q_{уд}/t$ необходимо увеличивать с учетом ограничения износа круга и достижения требуемых параметров качества и точности обрабатываемых поверхностей.

В табл. 5.5 приведены взятые из табл. 5.4 значения величины $V_{рез}^2 \cdot \tau/a$ и рассчитанные на их основе значения времени τ для заданных значений отношения θ/θ_{max} и исходных данных (при шлифовании стали ШХ15): $V_{рез} = 3,33 \cdot 10^{-3}$ м/с; $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Таблица 5.5

Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании

θ/θ_{max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$V_{рез}^2 \cdot \tau/a$	0	0,04	0,16	0,36	0,64	0,81	1
τ, c	0	0,03	0,121	0,273	0,485	0,614	0,757
$Q_{уд} = 500 \text{ мм}^2/\text{мин}$							
$t, \text{ мм}$	0	0,64	10,32	52,52	166,68	266,48	406,4
$V_{дет}, \text{ м/мин}$	∞	0,78	0,05	0,01	0,003	0,002	0,0013
$Q_{уд} = 1000 \text{ мм}^2/\text{мин}$							
$t, \text{ мм}$	0	0,16	2,58	13,13	41,67	66,62	101,6
$V_{дет}, \text{ м/мин}$	∞	6,25	0,4	0,075	0,024	0,015	0,01
$Q_{уд} = 2000 \text{ мм}^2/\text{мин}$							
$t, \text{ мм}$	0	0,04	0,645	3,28	10,42	16,65	25,4
$V_{дет}, \text{ м/мин}$	∞	50,0	3,2	0,6	0,192	0,12	0,08
$Q_{уд} = 4000 \text{ мм}^2/\text{мин}$							
$t, \text{ мм}$	0	0,01	0,161	0,82	2,61	4,16	6,35
$V_{дет}, \text{ м/мин}$	∞	400,0	25,6	4,8	1,54	0,96	0,64

Приведены также рассчитанные на основе зависимости

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{уд} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} \quad (5.59)$$

значения глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$ для заданных значений отношения θ/θ_{max} , удельной производительности обработки $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$, радиуса шлифовального круга $R_{кр} = 0,2$ м при шлифовании стали ШХ15 – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Как и в табл. 5.2, с увеличением глубины шлифования t отношение θ/θ_{max} непрерывно увеличивается, а скорость детали $V_{дет}$ уменьшается.

Сравнивая приведенные в табл. 5.2 и табл. 5.5 значения глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$, видно, что они отличаются в большей степени, чем значения отношения θ/θ_{max} (рис. 5.11). Для более точного определения параметров режима шлифования с учетом ограничения по температуре шлифования θ необходимо использовать аналитическую зависимость (5.50), представляя ее в виде:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau = \ln \left[\frac{1}{\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}} \right]. \quad (5.60)$$

С учетом зависимости (5.51) окончательно имеем:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \ln \left[\frac{1}{\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}} \right] \quad \text{или}$$

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{уд} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \ln \left[\frac{1}{\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}} \right]. \quad (5.61)$$

Откуда

$$Q_{уд} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{кр}}{t}} \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}} \right]. \quad (5.62)$$

Как видно, зависимости (5.62) и (5.58) одинаковы по структуре, однако отличаются степенью влияния отношения θ/θ_{max} на $Q_{уд}$. Приведенные в табл. 5.2 расчетные значения глубины шлифования t получены на основе преобразованной зависимости (5.62).

5.3. Теоретический анализ параметров теплового процесса при шлифовании

Для отдельного определения количества тепла, уходящего в образующиеся стружки и в поверхностный слой обрабатываемой детали, необходимо исходное дифференциальное уравнение (5.39) представить в обобщенном виде:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} + \frac{\lambda}{\sigma \cdot V_{\text{рез}}^2} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\max}} \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = 1. \quad (5.63)$$

Из уравнения (5.63) следует, что с увеличением температуры θ первое слагаемое увеличивается от 0 до максимального значения, равного 1, а второе слагаемое, наоборот, уменьшается от 1 до 0. Первое слагаемое определяет долю тепла, уходящего в образующиеся стружки, а второе слагаемое – долю тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали. Следовательно, с увеличением времени τ и, соответственно, температуры θ доля тепла, уходящего в образующиеся стружки, увеличивается, а доля тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, наоборот, уменьшается. По сути, увеличение температуры θ предопределяет увеличение доли тепла, уходящего в образующиеся стружки.

Исходя из этого, доля тепла, уходящего в образующиеся стружки, равна θ/θ_{\max} , а доля тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, равна $1 - \theta/\theta_{\max}$. Тогда зависимость (5.28), полученная с учетом полного перехода образующегося при плоском шлифовании тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, справедлива лишь для начального момента обработки ($\tau \rightarrow 0$), т.е. начального момента перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня. По мере увеличения времени τ , как показано выше, доля тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали (в адиабатический стержень), уменьшается. Следовательно, в зависимости (5.28) эту закономерность необходимо учитывать за счет непрерывного изменения во времени дополнительного поправочного коэффициента.

Уравнение баланса тепла при шлифовании можно представить и в другом виде:

$$N \cdot (\tau - \tau_2) + N \cdot \tau_2 = N \cdot \tau \quad (5.64)$$

или

$$\frac{(\tau - \tau_2)}{\tau} + \frac{\tau_2}{\tau} = 1, \quad (5.65)$$

где τ_2 – время нагревания оставшейся после перерезания шлифовальным кругом части адиабатического стержня, с;

$\tau - \tau_2$ – время нагревания удаленной (в виде образующихся стружек) части адиабатического стержня, с;

τ – время контакта круга с адиабатическим стержнем, с.

Сравнивая первые и вторые слагаемые уравнений (5.63) и (5.65), имеем:

$$\frac{\theta}{\theta_{\max}} = \frac{(\tau - \tau_2)}{\tau} = 1 - \frac{\tau_2}{\tau} \quad (5.66)$$

или

$$\frac{\tau_2}{\tau} = 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}. \quad (5.67)$$

Первое слагаемое уравнения (5.65), определяемое зависимостью (5.66), как следует из рис. 5.7, с увеличением времени τ увеличивается по закону увеличения температуры θ . Это приводит к увеличению доли тепла, уходящего в образующиеся стружки. При этом отношение τ_2/τ , согласно зависимости (5.67), с увеличением времени τ уменьшается, поскольку отношение θ/θ_{\max} увеличивается.

Для определения второго слагаемого уравнения (5.63) необходимо установить производную $\frac{d\theta}{d\tau}$, используя зависимость (5.49), представленную в виде:

$$e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau} = e^{\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \cdot \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right). \quad (5.68)$$

Дифференцируя по времени τ левую и правую части зависимости (5.68), получено:

$$-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau} = -e^{\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \cdot \frac{c^2 \cdot \rho^2}{\sigma^2} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau}, \quad (5.69)$$

откуда

$$\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma^2 \cdot V_{\text{рез}}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta}. \quad (5.70)$$

После преобразований зависимости (5.70), имеем

$$-\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma^2 \cdot V_{\text{рез}}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta} \cdot \left[\left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau - c \cdot \rho \cdot \theta}{\lambda}} \right) - 1 \right] \quad (5.71)$$

или

$$-\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda \cdot \theta} \cdot \left(\theta - \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right), \quad (5.72)$$

откуда

$$\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \left(\frac{\theta_{\text{max}}}{\theta} - 1 \right). \quad (5.73)$$

Тогда второе слагаемое уравнения (5.63) равно:

$$\frac{\lambda}{\sigma \cdot V_{\text{рез}}^2} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = 1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}. \quad (5.74)$$

В итоге уравнение (5.63) принимает вид:

$$\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} + \left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \right) = 1, \quad (5.75)$$

указывающий на достоверность полученного решения.

Отношение τ_2 / τ , определяемое зависимостью (5.67), а, соответственно, и второе слагаемое уравнения (5.74) уменьшаются с увеличением времени τ , что свидетельствует об уменьшении доли тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали.

Используя расчетные данные, приведенные в табл. 5.2, на рис. 5.8 показан характер изменения отношений $\theta / \theta_{\text{max}}$ и $(1 - \theta / \theta_{\text{max}})$ с увеличением времени τ . Как видно, отношение $\theta / \theta_{\text{max}}$ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению 1, а отношение $(1 - \theta / \theta_{\text{max}})$, наоборот, непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к нулю. Из этого вытекает, что в реальных условиях шлифования нельзя добиться полного перехода образующегося при резании тепла в образующиеся стружки, т.е. обязательно определенная часть тепла будет переходить в поверхностный слой обрабатываемой детали. Например, для $\tau = 1$ с (рис. 5.8) отношение $\theta / \theta_{\text{max}} = 0,8$. Следовательно, в образующиеся стружки за это время перейдет 80 % тепла, а в поверхностный слой обрабатываемой детали – 20 %.

Согласно зависимости (5.67), доля тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, определяется отношениями

τ_2/τ и θ/θ_{\max} , а доля тепла, уходящего в образующиеся стружки, определяется отношениями $(1 - \tau_2/\tau)$ и $(1 - \theta/\theta_{\max})$.

Исходя из зависимости (5.49) и условия $\tau \rightarrow \infty$, максимальное значение температуры θ можно определить аналитически:

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (5.76)$$

Уменьшить θ_{\max} можно лишь уменьшением условного напряжения резания σ за счет снижения интенсивности трения в зоне резания и повышения режущей способности инструмента.

Используя расчетные значения температуры θ и зависимость (5.26), можно определить глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 с учетом отношения $q = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$:

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot \theta}{q} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{\text{рез}}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\max}}. \quad (5.77)$$

Как видно, параметр l_2 тем больше, чем больше температура θ , т.е. с увеличением времени τ параметр l_2 непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению $l_{2\max}$, которое достигается при условии $\theta = \theta_{\max}$:

$$l_{2\max} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}}. \quad (5.78)$$

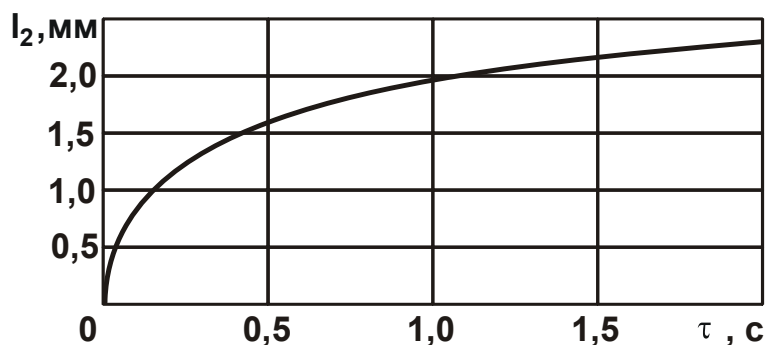
Согласно зависимости (5.78), максимальное значение параметра $l_{2\max}$ определяется скоростью перемещения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, т.е. вдоль адиабатического стержня.

В табл. 5.6 и на рис. 5.12 приведены рассчитанные по зависимости (5.77) значения параметра l_2 с использованием расчетных значений отношения θ/θ_{\max} (табл. 5.2) и исходных данных (при шлифовании стали ШХ15): $V_{\text{рез}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$ м/с; коэффициент температуропроводности стали ШХ15 – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\theta_{\max} = 1200$ °С. Как видно, характер изменения параметра $l_2 = 2,5 \cdot \theta/\theta_{\max}$ (в мм) определяется характером изменения температуры θ , т.е. имеет место увеличение параметра l_2 с увеличением времени τ (табл. 5.6) и его асимптотическое приближение к максимальному значению параметра $l_{2\max}$.

Таблица 5.6

Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании

θ/θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$\theta, ^\circ\text{C}$	0	240	480	720	960	1080	1200
$l_2, \text{мм}$	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,25	2,5
$\tau, \text{с}$	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	∞

Рис. 5.12. Зависимость параметра l_2 от времени τ

Зная параметр l_2 , определяемый зависимостью (5.77), по зависимости (5.24) можно определить время τ_2 – время нагревания оставшейся после перерезания шлифовальным кругом части адиабатического стержня, рассматривая его вместо времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем τ :

$$\tau_2 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot l_2^2 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{1}{V_{\text{рез}}} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right)^2. \quad (5.79)$$

В табл. 5.7 приведены рассчитанные по зависимости (5.79) значения времени τ_2 с использованием расчетных значений параметра l_2 (табл. 5.6).

Как видно, время τ_2 , аналогично параметрам θ и l_2 , первоначально увеличивается с увеличением времени τ , а затем асимптотически приближается к максимальному значению параметра $\tau_{2\max}$:

$$\tau_{2\max} = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot l_{2\max}^2. \quad (5.80)$$

Подставляя зависимость (5.78) в (5.80), получено:

$$\tau_{2\max} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2}. \quad (5.81)$$

Таблица 5.7

Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании

θ/θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$\theta, ^\circ\text{C}$	0	240	480	720	960	1080	1200
$l_2, \text{мм}$	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,25	2,5
$\tau_2, \text{с}$	0	0,0151	0,06	0,136	0,242	0,3067	0,3787
$\tau, \text{с}$	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	∞
τ_2/τ	∞	0,574	0,422	0,322	0,226	0,166	0
$\sqrt{\tau_2/\tau}$	∞	0,758	0,65	0,567	0,475	0,407	0

Время τ_2 однозначно определяется скоростью перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом $V_{\text{рез}}$: чем больше $V_{\text{рез}}$, тем меньше время $\tau_{2\max}$.

В табл. 5.7 приведены расчетные значения отношения τ_2/τ , которые, как видно, всегда меньше единицы. Собственно этим определяется то, что расчетные значения параметров θ и l_2 всегда меньше при тепловом источнике, движущемся вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, чем при неподвижном тепловом источнике. Это также следует из табл. 5.7, где приведены расчетные значения отношения $\sqrt{\tau_2/\tau}$, определяющие параметры θ и l_2 . Как видно, отношение $\sqrt{\tau_2/\tau} < 1$. Следовательно, учет движения теплового источника вдоль адиабатического стержня (т.е. вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали) позволяет уточнить расчетные значения параметров θ и l_2 , и привести в соответствие теорию и практику процесса шлифования.

Необходимо отметить, что предложенную расчетную схему параметров теплового процесса при шлифовании можно использовать и при обработке лезвийными инструментами. В этом случае изменятся значения условного напряжения резания σ , которые, как известно, при обработке лезвийными инструментами всегда меньше, чем при шлифовании. Изменятся (уменьшатся) также длина и время контакта режущего инструмента с обрабатываемым материалом. Очевидно, это приведет к уменьшению температуры θ и глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 .

При этом, как и в случае шлифования (рис. 5.1), часть образующегося при резании тепла уходит в образующуюся стружку, а часть тепла – в поверхностный слой обрабатываемой детали. Подтверждением этому являются экспериментальные данные, приведенные на рис. 5.13 и рис. 5.14 [27].

Как видно, при увеличении скорости резания до 300 м/мин в образующуюся стружку уходит до 80 % тепла, а в поверхностный слой обрабатываемой детали – до 20 % тепла при увеличении температуры резания и ее асимптотическом приближении к максимальному значению (рис. 5.14). Несомненно, при больших значениях скорости резания в образующуюся стружку будет уходить еще больше тепла, а в поверхностный слой обрабатываемой детали – наоборот, меньше тепла, что, по-видимому, позволит повысить качество обрабатываемых поверхностей.

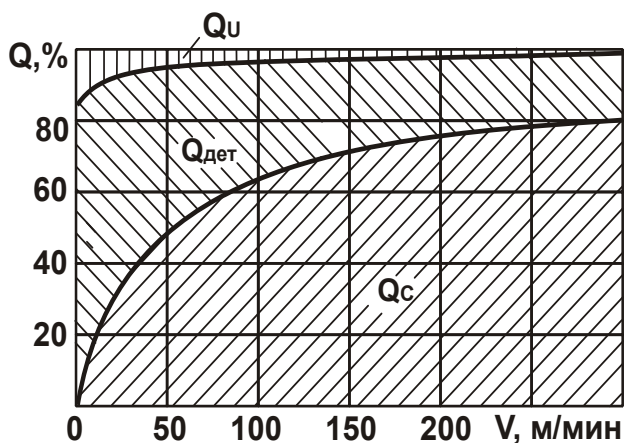


Рис. 5.13. Распределение тепла Q между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40Х резцом из твердого сплава Т30К6

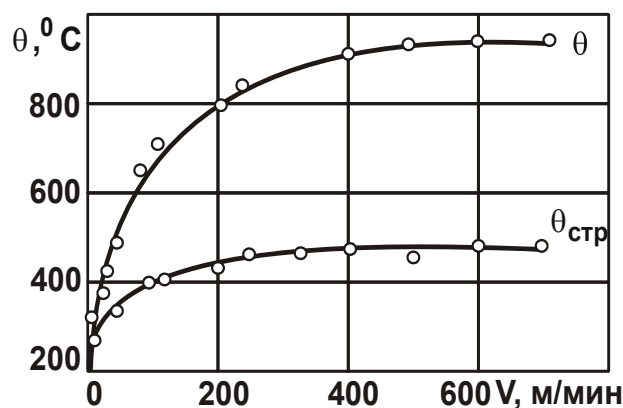


Рис. 5.14. Влияние скорости резания V на температуру резания θ и температуру стружки $\theta_{стр}$

Согласно зависимости (5.81), добиться полного перехода образующегося при резании тепла в образующуюся стружку можно при условии $\tau_{2_{max}} \rightarrow 0$ или условию $V_{рез} \rightarrow \infty$. Очевидно, на практике такие условия неосуществимы, поэтому и при высокоскоростной обработке небольшая часть образующегося тепла переходит в поверхностный слой обрабатываемой детали, изменяя структуру обрабатываемого материала.

5.4. Определение максимально возможной производительности обработки лезвийным инструментом с учетом ограничения по температуре резания

Для обоснования условий повышения производительности обработки при заданной температуре резания при точении, определяющей параметры качества обрабатываемых поверхностей, следует воспользоваться расчетной схемой плоского шлифования с учетом движения теплового источника вдоль адиабатического стержня (рис. 5.1), которыми условно представлен снимаемый припуск при шлифовании [90]. На основе этой расчетной схемы получена аналитическая зависимость для определения температуры шлифования (5.49).

Применительно к процессу точения, входящую в зависимость (5.49) скорость перемещения источника тепла вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали $V_{рез}$ необходимо выразить через скорость резания V (рис. 5.15) [90]:

$$V_{рез} = V \cdot \operatorname{tg}\beta, \quad (5.82)$$

где β – условный угол сдвига обрабатываемого материала.

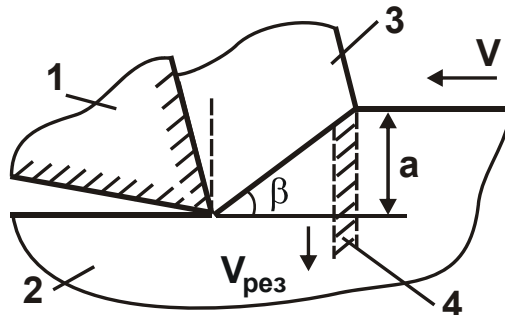


Рис. 5.15. Расчетная схема процесса резания при точении: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка; 4 – адиабатический стержень

Тогда с учетом отношений $\tau = a/V_{рез}$ и $\sigma = \sigma_{сж} / \operatorname{tg}\beta$ [90] зависимость (5.49) при точении примет вид:

$$\theta = \frac{\sigma_{сж}}{c \cdot \rho \cdot \operatorname{tg}\beta} \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V \cdot a \cdot \operatorname{tg}\beta}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot \theta}{\sigma_{сж}}} \right] = \frac{\sigma_{сж}}{c \cdot \rho \cdot \operatorname{tg}\beta} \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{уд} \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma_{сж}} \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot \theta} \right], \quad (5.83)$$

где a – толщина среза, м;

$\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие материала, Н/м².

Как следует из зависимости (5.83), уменьшить температуру резания θ можно уменьшением удельной производительности обработки $Q_{уд} = V \cdot a$, поскольку функция $\operatorname{tg}\beta$, стоящая в знаменателе зависимости перед квадратными скобками, в большей степени влияет на температуру резания θ , чем функция $\operatorname{tg}\beta$, стоящая в показателе степени числа $e = 2,7183$. Исходя из этого, для уменьшения температуры резания θ целесообразно увеличивать условный угол сдвига обрабатываемого материала β без уменьшения удельной производительности обработки $Q_{уд} = V \cdot a$.

Согласно известной формуле профессора Зворыкина К. А. [27]:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{(\gamma - \psi)}{2}, \quad (5.84)$$

увеличить условный угол сдвига обрабатываемого материала β можно увеличением переднего угла режущего инструмента γ и уменьшением условного угла трения образующейся стружки с передней поверхностью инструмента ψ . В связи с этим эффективно использовать режущие инструменты, обладающие высокой режущей способностью и стойкостью, способные длительное время сохранять острую режущую кромку. К таким инструментам следует отнести современные сборные твердосплавные и керамические режущие лезвийные инструменты с износостойкими покрытиями, позволяющие реализовать высокоскоростное резание с обеспечением высокой производительности обработки. Эффективно также использовать режущие лезвийные инструменты из синтетических сверхтвердых материалов (гексанит-Р, эльбор-Р), отличающихся высокой износостойкостью и теплопроводностью, в результате чего температура резания θ повышается несущественно даже в условиях высокопроизводительного резания.

Параметры режима резания (скорость резания V и толщина среза a) влияют на температуру резания θ посредством изменения удельной производительности обработки $Q_{уд} = V \cdot a$. При пропорциональном увеличении скорости резания V и уменьшении толщины среза a (т.е. при условии $Q_{уд} = \text{const}$) температура резания θ остается неизменной, также, как и при пропорциональном уменьшении скорости резания V и увеличении толщины среза a . Поэтому при точении и строгании, которые отличаются параметрами режима резания, при

одинаковой удельной производительности обработки $Q_{уд} = V \cdot a$ можно добиться одинаковой температуры резания θ . При этом необходимо иметь в виду, что с увеличением толщины среза a при условии $Q_{уд} = \text{const}$ условный угол сдвига обрабатываемого материала β увеличивается, а температура резания θ , в соответствии с зависимостью (5.83), уменьшается.

Необходимо отметить, что в условиях процесса шлифования параметры режима резания (скорость детали $V_{дет}$ и глубина шлифования t) оказывают на температуру резания θ , аналитически описываемую преобразованной зависимостью (5.50), более сложное влияние.

В этом случае при постоянной удельной производительности обработки $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$, но изменяющихся параметрах режима резания температура резания θ не остается постоянной. Так, с увеличением глубины шлифования t и уменьшением скорости детали $V_{дет}$ (т.е. с переходом в область глубинного шлифования) температура резания θ увеличивается при условии $Q_{уд} = \text{const}$. В этом состоит основное отличие лезвийной и абразивной обработок.

Из зависимости (5.50) также следует, что с увеличением удельной производительности обработки $Q_{уд}$ за счет увеличения глубины шлифования t возможно уменьшение условного напряжения резания σ , которое прямо пропорционально связано с температурой резания θ и поэтому может привести к ее уменьшению.

В зарубежных научно-технических работах, например, в работе [165] также показано, что с увеличением глубины шлифования t (т.е. в условиях глубинного шлифования) имело место уменьшение температуры резания θ после достижения определенной глубины шлифования t . На этой основе разработаны эффективные высокопроизводительные процессы глубинного шлифования различных деталей, изготовленных из труднообрабатываемых материалов, в том числе с применением алмазных кругов, обладающих высокой режущей способностью и износостойкостью.

Анализ температуры резания θ при лезвийной обработке можно провести на основе упрощенной аналитической зависимости (5.55). После преобразований с учетом отношений $\tau = a/V_{рез}$ и $V_{рез} = V \cdot \text{tg}\beta$ зависимость (5.55) принимает вид:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot Q_{\text{уд}} \cdot \text{tg}\beta. \quad (5.85)$$

Соответственно, с учетом отношения $\sigma = \sigma_{\text{сж}} / \text{tg}\beta$ зависимость (5.85) окончательно выразится:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} = \sigma_{\text{сж}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{Q_{\text{уд}}}{\text{tg}\beta}}. \quad (5.86)$$

Из упрощенной зависимости (5.86) вытекает вполне однозначное влияние условного угла сдвига обрабатываемого материала β на температуру резания θ : чем больше угол β , тем меньше температура резания θ . Поэтому при лезвийной обработке (точении) основным условием уменьшения температуры резания θ следует рассматривать увеличение условного угла сдвига обрабатываемого материала β , поскольку уменьшать удельную производительность обработки $Q_{\text{уд}} = V \cdot a$, в соответствии с зависимостью (5.86), нецелесообразно.

Зависимость (5.86) можно представить в виде:

$$\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{2 \cdot Q_{\text{уд}}}{\text{tg}\beta}}, \quad (5.87)$$

где $\theta_{\text{max}} = \sigma_{\text{сж}} / (c \cdot \rho)$ – максимальная температура резания, град.

Сравнивая зависимости (5.87) и (5.50), видно, что по структуре они примерно одинаковы, поскольку с увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β отношение $\theta / \theta_{\text{max}}$ уменьшается, а с увеличением удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}} = V \cdot a$, наоборот, увеличивается.

При выполнении расчетов по зависимости (5.50) необходимо предварительно определить ее левую часть для различных значений $\theta / \theta_{\text{max}} = 0 \dots 1$. Затем необходимо сравнить эти значения с рассчитанной правой частью зависимости (5.50) для заданных исходных данных: коэффициента температуропроводности обрабатываемого материала $\lambda / (c \cdot \rho)$, удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}} = V \cdot a$ и угла β . На основе установленного значения $\theta / \theta_{\text{max}}$ по известному значению $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ можно определить искомую температуру резания θ .

В табл. 5.8 и на рис. 5.16 приведены рассчитанные по зависимости (5.50) значения удельной производительности обработки

$Q_{уд} = V \cdot a$ для заданных значений отношения θ/θ_{max} и исходных данных (при точении стали ШХ15): $\beta = 20^\circ$ или $\text{tg}\beta = 0,364$; коэффициент температуропроводности стали ШХ15 – $\lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

Таблица 5.8

Расчетные значения удельной производительности обработки

θ/θ_{max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta/\theta_{max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$(1 - \theta/\theta_{max}) \cdot e^{\theta/\theta_{max}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$Q_{уд} \cdot \text{tg}\beta \cdot (c \cdot \rho)/\lambda$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
$Q_{уд} \cdot 10^{-6}, \text{ м}^2/\text{с}$	0	0,46	2,54	7,39	18,68	32,3	∞
$Q_{уд}, \text{ мм}^2/\text{мин}$	0	27,5	151,1	439,6	1112,6	1923,1	∞

Как следует из табл. 5.8, выражение $Q_{уд} \cdot \text{tg}\beta \cdot \lambda/(c \cdot \rho)$ увеличивается с увеличением отношения θ/θ_{max} . Следовательно, с увеличением удельной производительности обработки $Q_{уд} = V \cdot a$ отношение θ/θ_{max} непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице (рис. 5.16). Это указывает на значительные возможности увеличения удельной производительности обработки $Q_{уд} = V \cdot a$ без увеличения температуры резания θ , т.е. при условии обеспечения заданного (высокого) качества обрабатываемых поверхностей. Однако данная закономерность выполнима при условии, что максимальная температура резания $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ меньше температуры плавления обрабатываемого материала.

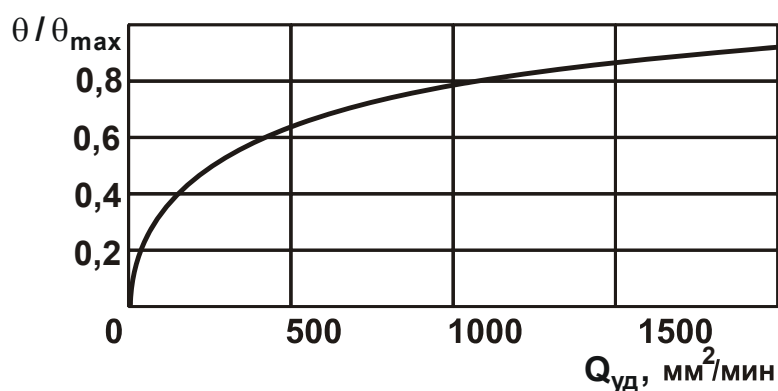


Рис. 5.16. Зависимость отношения θ/θ_{max} от $Q_{уд}$

Добиться выполнения этого условия, как показано выше, можно за счет уменьшения условного напряжения резания σ (или энергоемкости обработки) путем применения инструментов, обладающих высокой режущей способностью и снижающих интенсивность трения в зоне резания.

Если при расчете температуры резания θ необходимо установить влияние условного угла сдвига обрабатываемого материала β , то необходимо определить значение показателя степени числа e в зависимости (5.50), определяемое выражением $Q_{уд} \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot (c \cdot \rho) / \lambda$, и затем по табл. 5.8 установить соответствующее ему значение θ / θ_{\max} .

Рассматривая $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho) = \sigma_{сж} / (c \cdot \rho \cdot \operatorname{tg}\beta)$, из зависимости

$$\theta = \left(\frac{\theta}{\theta_{\max}} \right)_{\text{const}} \cdot \frac{\sigma_{сж}}{c \cdot \rho \cdot \operatorname{tg}\beta} \quad (5.88)$$

можно определить температуру резания θ . Очевидно, она будет уменьшаться с увеличением угла β , поскольку интенсивность изменения функции $\operatorname{tg}\beta$ выше интенсивности изменения $\theta / \theta_{\max} = 0 \dots 1$.

Например, в табл. 5.9 приведены рассчитанные по зависимости (5.50) значения функции $\operatorname{tg}\beta$ и угла β для заданных значений отношения θ / θ_{\max} и удельной производительности обработки $Q_{уд} = V \cdot a = 20 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ при точении стали ШХ15 – коэффициент температуропроводности стали ШХ15 – $\lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

Таблица 5.9

Расчетные значения функции $\operatorname{tg}\beta$ и угла β

θ / θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta / \theta_{\max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$(1 - \theta / \theta_{\max}) \cdot e^{\theta / \theta_{\max}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$Q_{уд} \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot (c \cdot \rho) / \lambda$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
$\operatorname{tg}\beta$	0	0,0084	0,0462	0,1344	0,34	0,588	∞
β , град.	0	1	3	7,5	19	30,5	∞

Как видно, значения функции $\operatorname{tg}\beta$ увеличиваются значительно интенсивнее значений функции $\theta / \theta_{\max} = (0 \dots 1)$. Поэтому температура резания θ , определяемая зависимостью (5.88), уменьшается с увели-

чением функции $\operatorname{tg}\beta$ и угла β . Это соответствует практическим данным, согласно которым повышение режущей способности инструмента приводит к увеличению условного угла сдвига обрабатываемого материала β и уменьшению температуры резания θ .

При шлифовании выражение $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau / a$, входящее в зависимость (5.49), можно представить в обобщенном виде с учетом соотношений: $V_{\text{рез}} = t / \tau$ и $\tau = l / V_{\text{дет}}$, где l – длина зоны стружкообразования при шлифовании, м. После преобразований с учетом $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$, получено:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{Q_{\text{уд}} \cdot t}{l}. \quad (5.89)$$

При заданном значении выражения $V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau / a$, длины l зоны стружкообразования при шлифовании и, соответственно, температуры шлифования θ , удельная производительность обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ тем больше, чем меньше глубина шлифования t , т.е. эффективно использовать схему многопроходного шлифования, обеспечивающую увеличение $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$.

С увеличением длины l зоны стружкообразования при заданном значении t удельная производительность обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ увеличивается. Поэтому с целью повышения $Q_{\text{уд}}$ длину l зоны стружкообразования необходимо увеличивать.

Поскольку при шлифовании $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$ [90], то зависимость (5.89) принимает вид:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{уд}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}. \quad (5.90)$$

В этом случае за счет уменьшения глубины шлифования t можно еще значительно увеличить удельную производительность обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$, поскольку глубина шлифования t входит в зависимость (5.90) в степени 0,5. Чем больше радиус шлифовального круга $R_{\text{кр}}$, тем больше может быть удельная производительность обработки $Q_{\text{уд}} = V_{\text{дет}} \cdot t$.

При точении длина l представляет собой сумму длины контакта задней поверхности резца (с учетом его износа) с обрабатываемым

материалом и расстояния OA' от вершины резца до максимально удаленного адиабатического стержня, в котором начинают образовываться сдвиговые деформации (в условной плоскости сдвига OA , расположенной под условным углом сдвига обрабатываемого материала β к направлению скорости резания V) от силового воздействия резца с передним углом γ (рис. 5.17).

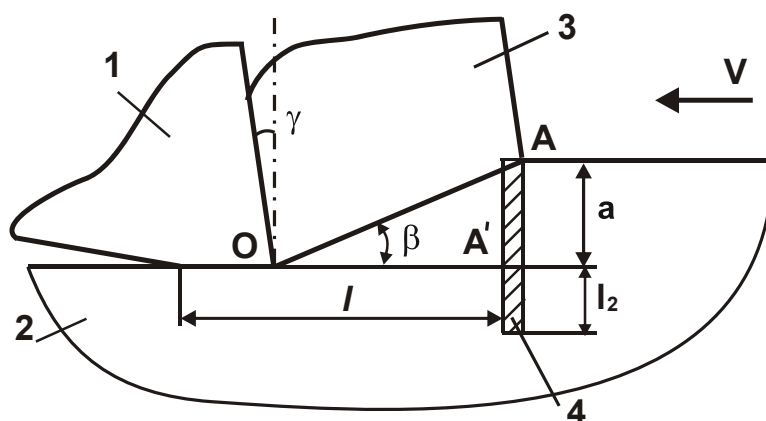


Рис. 5.17. Расчетная схема параметров процесса точения: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка; 4 – адиабатический стержень

Также как и при шлифовании, при условии $\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau = \text{const}$ эффективно уменьшать толщину среза a (условно равную параметру t в зависимости (5.89)), с целью увеличения удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}} = V \cdot a$. Следовательно, при точении целесообразно переходить в область высокоскоростного резания, что подтверждается многолетней практикой широкого применения в производстве этого прогрессивного метода механической обработки.

Как известно, энергоемкость обработки (или условное напряжение резания) σ при точении всегда меньше, чем при шлифовании вследствие меньшей интенсивности трения в зоне резания. Согласно зависимости (5.50), это способствует снижению температуры резания θ . Поэтому при точении, как и в целом при лезвийной обработке, температура резания θ меньше, чем при шлифовании (при одинаковой удельной производительности обработки $Q_{\text{уд}} = V \cdot a$). В связи с уменьшением условного напряжения резания σ максимальная температура резания $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$, как установлено, принимает значения,

меньшие температуры плавления обрабатываемого материала. Следовательно, отношение θ/θ_{\max} при точении может изменяться в пределах $0 \dots 1,0$, тогда как при шлифовании – лишь в пределах $0 \dots 0,4$. Это расширяет технологические возможности процесса точения по сравнению с процессом шлифования и позволяет объяснить эффективность применения в настоящее время методов лезвийной обработки вместо шлифования на ряде финишных операций с целью повышения качества, точности и производительности обработки.

Особенно значительный эффект обработки достигается при использовании режущих лезвийных инструментов из синтетических сверхтвердых материалов (гексанит-Р, эльбор-Р и др.), характеризующихся высокими показателями износостойкости, теплопроводности и самым низким коэффициентом трения с обрабатываемым материалом.

Для расчета температуры резания при точении, также как и при шлифовании, можно использовать зависимость (5.50) с учетом преобразования (5.89), рассматривая толщину среза $a = t$, удельную производительность обработки $Q_{уд} = V \cdot a$, где $V = V_{дет}$ – скорость резания, м/с.

Таким образом показано, что температура резания при точении и шлифовании определяется одной и той же зависимостью (5.50). Это позволяет с единых позиций производить анализ и количественно оценивать технологические возможности различных методов механической обработки с точки зрения увеличения производительности обработки для заданной температуры резания и на этой основе расчетным путем прогнозировать оптимальные режимы резания и другие параметры обработки.

5.5. Уточненная математическая модель теплового процесса при механической обработке и условия уменьшения температуры резания и повышения производительности обработки

Для уточненного расчета температуры резания следует воспользоваться аналитической зависимостью для определения глубины $l_2 = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}$ проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при плоском шлифовании (рис. 5.18), где $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – ко-

коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, $\text{м}^2/\text{с}$; λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, $\text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{град})$; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{град})$; ρ – плотность обрабатываемого материала, $\text{кг}/\text{м}^3$; τ – время контакта шлифовального круга с деталью, с.

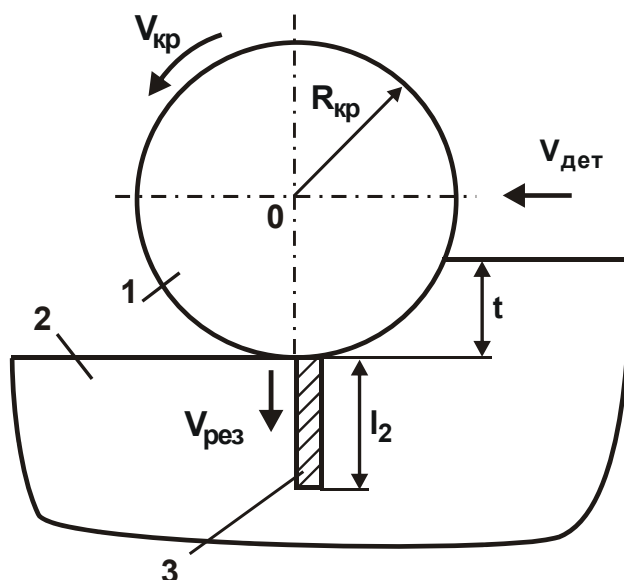


Рис. 5.20. Расчетная схема параметров плоского шлифования:
 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемая деталь;
 3 – адиабатический стержень

Как видно из приведенной зависимости, уменьшить параметр l_2 и, соответственно, интенсивность теплового воздействия на обрабатываемую поверхность можно исключительно за счет уменьшения времени τ , например, путем увеличения скорости детали $V_{дет}$ (рис. 5.18).

Профессор Якимов А. В. [162] впервые предложил учитывать перерезание шлифовальным кругом адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск (рис. 5.18). В этом случае рассматриваемый тепловой источник движется со скоростью $V_{рез} = t/\tau$ вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, где t – глубина шлифования, м.

В работе [86] математически описан процесс формирования параметра l_2 (длины нагретой части адиабатического стержня с учетом его перерезания), рассматривая время перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня в виде $\tau = n \cdot d\tau$:

$$l_{2n-1} - V_{рез} \cdot d\tau = l_{2n}, \quad (5.91)$$

где $l_{2_{n-1}} = \sqrt{2a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)}$; $l_{2_n} = \sqrt{2a \cdot \tau_n}$ – соответственно, длины нагретого участка адиабатического стержня за время нагрева τ_{n-1} и τ_n , м;

n – условно принятое количество разбиений времени τ на элементарные $d\tau$ -интервалы.

Представляя уравнение (5.91) в виде:

$$\sqrt{2 \cdot a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)} - \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n} = V_{\text{рез}} \cdot d\tau \quad (5.92)$$

и умножая на сопряженную величину $\sqrt{2 \cdot a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)} + \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$ его левую часть с учетом $\tau_n - \tau_{n-1} = d\tau_n$ и $\sqrt{2 \cdot a \cdot (\tau_{n-1} + d\tau)} \approx \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$, после преобразований имеем:

$$d\tau = \frac{d\tau_n}{\left(1 - \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{a}} \cdot V_{\text{рез}}\right)}. \quad (5.93)$$

Решение уравнения (5.93) для начального условия $\tau_n(\tau=0) = 0$ принимает вид [87]:

$$\sqrt{\tau_n} = \sqrt{\frac{a}{2}} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}{a} \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{a}} \cdot V_{\text{рез}}}\right) \quad (5.94)$$

или

$$l_{2_n} = \frac{a}{V_{\text{рез}}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}{a} \frac{l_{2_n}}{a} \cdot V_{\text{рез}}}\right). \quad (5.95)$$

Расчетами установлено, что время нагрева адиабатического стержня τ_n с увеличением времени τ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к установившемуся значению, при кото-

ром выполняется условие $e^{-\frac{V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}{a} \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{a}} \cdot V_{\text{рез}}} \rightarrow 0$, исходя из уравнения (5.94). Тогда установившееся значение $\tau_n = a / (2 \cdot V_{\text{рез}}^2)$. Из этого вытекает, что всегда выполняется условие $\tau_n < \tau$. Следовательно, существует время теплового насыщения обрабатываемого материала, зависящее от скорости перемещения теплового источника $V_{\text{рез}}$ (рис. 5.1). Чем больше скорость $V_{\text{рез}}$, тем меньше время нагрева адиабатического стержня τ_n и, соответственно, параметра l_{2_n} , который изменяется

по такому же закону, как и τ_n с увеличением времени τ . Установившееся максимальное значение равно $I_{2n} = a/V_{рез}$, т.е. чем больше скорость $V_{рез}$, тем меньше параметр I_{2n} .

Из этого можно заключить, что с увеличением скорости $V_{рез}$ основная часть образующегося при резании тепла уходит в образующуюся стружку, и лишь небольшая часть – в поверхностный слой обрабатываемой детали. Поэтому с точки зрения снижения вероятности образования температурных дефектов на обрабатываемой поверхности скорость $V_{рез}$ необходимо увеличивать, применяя для этого высокоскоростные методы механической обработки.

Температура резания $\theta = q \cdot I_{2n} / \lambda$ с учетом плотности теплового потока $q = \sigma \cdot V_{рез}$ и максимальной температуры резания $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ определяется из уравнения [87]:

$$\frac{\theta}{\theta_{max}} = \left(1 - e^{-\frac{V_{рез}^2 \cdot \tau}{a} \frac{\theta}{\theta_{max}}} \right). \quad (5.96)$$

Следовательно, с увеличением времени τ температура резания θ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$.

Принимая $V_{рез} = l/\tau$ и $\tau = l/V_{дет}$, уравнение (5.96) окончательно выражается:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{t \cdot Q_{уд}}{a \cdot l}}, \quad (5.97)$$

где $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ – удельная производительность обработки, м²/с;

l – длина контакта круга с обрабатываемой деталью, м.

В табл. 5.2 приведены расчетные значения выражения $\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$ в зависимости от температуры резания θ . Как видно, это выражение уменьшается с увеличением температуры резания θ . Следовательно, уменьшить температуру резания θ можно увеличением правой части уравнения (5.97), т.е. увеличением функции $e^{-\frac{t \cdot Q_{уд}}{a \cdot l}}$,

что достигается уменьшением глубины шлифования t , удельной производительности обработки $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ и увеличением длины контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью l . В связи с этим, целесообразно использовать шлифование торцом круга, при котором параметр l больше, чем при шлифовании периферией круга, а температура резания θ , наоборот, меньше.

С целью достижения заданной температуры резания θ и обеспечения максимально возможной производительности обработки, исходя из уравнения (5.97), глубину шлифования t следует уменьшать, а скорость детали $V_{дет}$ увеличивать, т.е. использовать схему многопроходного шлифования. Как видно, скорость круга $V_{кр}$ явно не входит в уравнение (5.97), однако неявно влияет на температуру резания посредством изменения условного напряжения резания σ – уменьшая или увеличивая его в зависимости от условий обработки.

Такая же закономерность изменения температуры резания имеет место и при фрезеровании. Так, при торцовом фрезеровании длина контакта фрезы с обрабатываемой деталью больше, чем при фрезеровании цилиндрической фрезой. Следовательно, больше правая часть уравнения (5.97) и меньше температура резания, согласно данным, приведенным в табл. 5.2.

С уменьшением параметров t и $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ температура резания также уменьшается. Исходя из этого, увеличить производительность обработки для заданной температуры резания θ можно, как и при шлифовании, за счет уменьшения глубины шлифования t и увеличения скорости детали $V_{дет}$ (или подачи). Однако при фрезеровании условное напряжение резания σ меньше, чем при шлифовании. Поэтому меньше $\theta_{мах}$ и температура резания θ . Появляется также возможность увеличения удельной производительности обработки $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ за счет увеличения $V_{дет}$, особенно при торцовом фрезеровании, где больше параметр l .

Периодическая прерывистость процесса фрезерования также способствует уменьшению температуры резания θ вследствие частичного охлаждения обрабатываемой поверхности за период прерывания процесса. В этом случае имеющий место эффект снижения температуры резания θ примерно такой же, как и при шлифовании преры-

вистым кругом. Хотя в работе [163] показано, что при шлифовании прерывистым кругом происходит еще и самозатачивание круга, т.е. восстановление его режущей способности, а это приводит к уменьшению условного напряжения резания σ и дополнительному уменьшению температуры резания θ . Следовательно, при шлифовании прерывистым кругом снижение температуры резания θ происходит по двум каналам [163]: путем уменьшения времени контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью τ и условного напряжения резания σ , что, согласно уравнению (5.97), способствует уменьшению θ .

Важным фактором уменьшения температуры резания θ и глубины $l_{2n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$ проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при фрезеровании следует рассматривать применение высокоскоростного фрезерования. В этом случае, как установлено экспериментально [25], происходит уменьшение σ и снижение интенсивности отвода тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, т.е. образующееся при резании тепло в основном уносится образующимися стружками. Это позволяет увеличить производительность обработки за счет увеличения скорости детали $V_{дет}$ (или подачи), а глубину резания целесообразно уменьшать, как это следует из уравнения (5.97).

Необходимо отметить, что уменьшение условного напряжения резания σ обеспечивает уменьшение максимальной температуры резания θ_{max} . Поэтому даже многократное увеличение скорости детали

$V_{дет}$ и $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ лишь усиливает выполнение условий $e^{\frac{t \cdot Q_{уд}}{a \cdot l}} \rightarrow 0$ и $\theta \rightarrow \theta_{max}$, согласно уравнения (5.97), что не повлияет на повышение температуры резания θ , поскольку θ_{max} принимает вполне приемлемые, относительно небольшие значения вследствие уменьшения σ при высокоскоростном фрезеровании. С физической точки зрения в этом состоит эффект высокоскоростного фрезерования.

Уравнение (5.97) справедливо и при точении, рассматривая вместо глубины шлифования t толщину среза $a_{срез}$:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{\frac{a_{срез} \cdot Q_{уд}}{a \cdot l}}, \quad (5.98)$$

где $Q_{уд} = V \cdot a_{срез}$ – удельная производительность обработки, м²/с;

V – скорость резания, м/с.

Уменьшить температуру резания θ , исходя из уравнения (5.98), можно уменьшением $a_{срез}$ и $Q_{уд} = V \cdot a_{срез}$. С целью повышения производительности обработки для заданной температуры резания θ толщину среза $a_{срез}$ необходимо уменьшать, а скорость резания V увеличивать, осуществляя высокоскоростное резание. В этом случае условное напряжение резания σ также уменьшается, что позволяет уменьшить θ_{max} до приемлемого уровня (с точки зрения обеспечения высококачественной обработки). Поэтому, даже достаточно значительное увеличение скорости резания V и производительности обработки

$Q_{уд} = V \cdot a_{срез}$ лишь усиливает выполнение условий $e^{-\frac{a_{срез} \cdot Q_{уд}}{a \cdot l}} \rightarrow 0$ и $\theta \rightarrow \theta_{max}$, согласно уравнения (5.98), обеспечивая достижение требуемого значения температуры резания θ . Из этого вытекает, что применение высокоскоростного резания является важным фактором снижения интенсивности теплового воздействия на поверхностный слой обрабатываемой детали и повышения качества и производительности обработки. Образующееся при резании тепло в основном уходит в образующиеся стружки, а в поверхностный слой обрабатываемой детали уходит незначительная часть тепла. Параметр $l_{2n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$ в этом случае за счет уменьшения времени τ_n уменьшается и исключает образование температурных дефектов на обрабатываемой поверхности.

Исходя из рис. 5.19, высокоскоростное резание реализует верхнюю часть графика $\theta - \tau$, характеризующуюся асимптотическим приближением температуры резания θ к максимальному значению температуры θ_{max} . Это позволяет фактически неограниченно увеличивать скорость резания V , обеспечивая выполнение условия $\theta \rightarrow \theta_{max}$ и тем самым многократно увеличивая производительность обработки. Однако для выполнения данного условия необходимо, чтобы условное напряжение резания σ уменьшилось до значения, при котором максимальная температура резания $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ принимала бы значение, меньше критического (исключающего образование прижогов, микротрещин и других температурных дефектов) для данного обрабатываемого материала, т.е. меньше температуры его плавления $\theta_{пл}$.

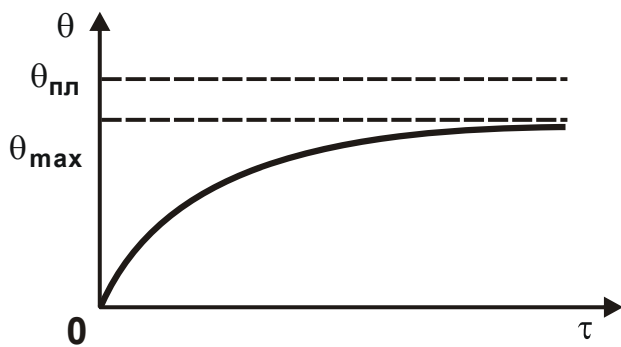


Рис. 5.19. Зависимость температуры шлифования θ от времени обработки τ

Если θ_{\max} больше температуры плавления обрабатываемого материала $\theta_{\text{пл}}$, то выполнить данное условие и реализовать высокоскоростное резание невозможно, поскольку в этом случае, исходя из рис. 5.19, с увеличением скорости резания V температура резания θ непрерывно увеличивается (для начального участка графика

$\theta - \tau$). Однако для осуществления высокоскоростного резания необходимо выполнить условие $\theta_{\max} < \theta_{\text{пл}}$, что позволит реализовать условие $\theta \rightarrow \theta_{\max}$ и фактически неограниченно увеличить входящие в правую часть уравнения (5.98) параметры $a_{\text{срез}}$ и $Q_{\text{уд}}$. Поэтому для анализа закономерностей высокоскоростного резания необходимо знать значение максимальной температуры резания $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$, определяемое из условия $\sigma = P_z / (v \cdot a_{\text{срез}})$, где P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; v – ширина среза, м.

Очевидно, условное напряжение резания σ тем меньше, чем больше $a_{\text{срез}}$ вследствие увеличения угла сдвига обрабатываемого материала β , определяемого по формуле профессора Зворыкина К. А. [27]: $\beta = 45^\circ + (\gamma - \psi) / 2$, где γ – положительный передний угол инструмента; ψ – условный угол трения образующейся стружки с передней поверхностью инструмента.

Как видно, угол β тем больше, чем больше угол γ и меньше угол ψ . Уменьшить угол ψ можно уменьшением коэффициента трения $f = \text{tg}\psi$ обрабатываемого и инструментального материалов, применяя в качестве инструментального материала алмаз и другие синтетические сверхтвердые материалы, характеризующиеся наименьшим коэффициентом трения, а также нанося на рабочие поверхности инструмента износостойкие покрытия с низким коэффициентом трения. Реализация этих условий уменьшения θ_{\max} до значения, меньшего температуры плавления обрабатываемого материала $\theta_{\text{пл}}$, открывает новые возможности интенсификации высокоскоростного резания.

5.6. Оценка технологических возможностей различных схем механической обработки

Важным условием уменьшения теплового воздействия на обрабатываемую поверхность и повышения качества обработки (исключение прижогов, микротрещин, микросколов и других температурных дефектов) следует рассматривать применение вместо традиционных схем механической обработки прогрессивных схем абразивной и лезвийной обработки торцовой поверхностью режущего инструмента. В этом случае основная часть образующегося при резании тепла уходит в снимаемый слой припуска, а не в поверхностный слой обрабатываемой детали,

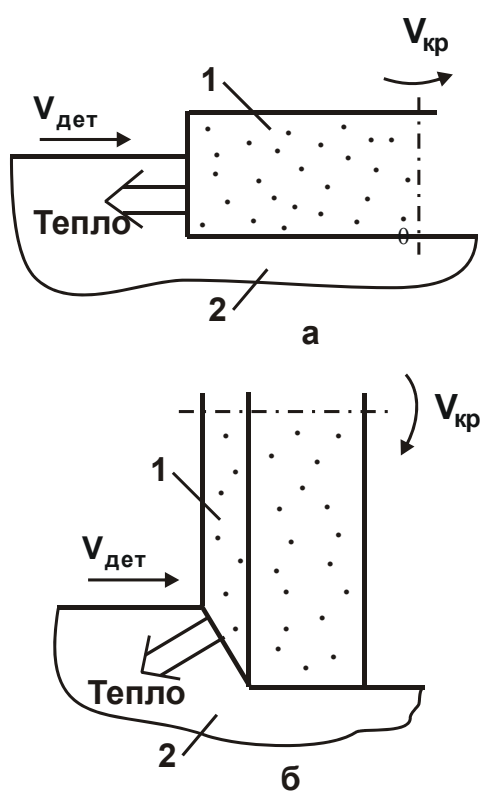


Рис. 5.20. Расчетные схемы шлифования торцом (а) и периферией (б) круга: 1 – круг; 2 – деталь

что снижает интенсивность его нагрева и вероятность появления температурных дефектов. К таким схемам следует отнести схему шлифования торцом круга (схему торцового шлифования, рис. 5.20,а), которая получила практическое применение вместо традиционной схемы шлифования периферией круга. Экспериментально установлено [48; 49], что в этом случае уменьшается температура резания, поскольку тепловой поток направлен в снимаемый слой припуска (рис. 5.20,а). Образующийся в процессе шлифования заборный конус на торце круга несколько изменяет направление действия теплового потока, однако основная часть тепла все же уходит в снимаемый слой припуска, что предохраняет поверхностный слой обрабатываемой детали от интенсивного теплового воздействия. Этим обусловлено широкое применение схемы торцового шлифования изделий из таких труднообрабатываемых материалов, как твердые сплавы, износостойкие наплавочные материалы и покрытия, керамические материалы, алмазы и другие синтетические сверхтвердые материалы.

Этим обусловлено широкое применение схемы торцового шлифования изделий из таких труднообрабатываемых материалов, как твердые сплавы, износостойкие наплавочные материалы и покрытия, керамические материалы, алмазы и другие синтетические сверхтвердые материалы.

Эффективным методом повышения качества обработки за счет уменьшения теплового воздействия на обрабатываемую поверхность стало применение схемы глубинного шлифования кругом с заборным конусом (рис. 5.20,б). Очевидно, в этом случае, с увеличением глубины шлифования больше образующегося при резании тепла уходит в снимаемый слой припуска и повышается качество обрабатываемой поверхности.

Расчетная зависимость для определения температуры резания θ при плоском шлифовании периферией круга (рис. 5.18) имеет вид [96]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot t}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}}} = \frac{\sigma}{\lambda} \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot t}{c \cdot \rho} \cdot \frac{t}{V_{\text{рез}}}} = \sigma \cdot t \sqrt{\frac{2 \cdot V_{\text{дет}}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot l}} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot Q_{\text{уд}}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot l}}, \quad (5.99)$$

где $q = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$ – плотность теплового потока, Вт/м²;

$V_{\text{рез}} = t / \tau$ – скорость внедрения шлифовального круга вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, м/с;

t – глубина шлифования, м;

$\tau = l / V_{\text{дет}}$ – время контакта шлифовального круга с обрабатываемым материалом, с;

$l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}$ – длина контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью при плоском шлифовании периферией круга, м;

$R_{\text{кр}}$ – радиус шлифовального круга, м;

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$ – глубина проникновения тепла в поверхностный слой

обрабатываемой детали, м;

$Q_{\text{уд}} = t \cdot V_{\text{дет}}$ – удельная производительность обработки, м²/с.

В расчетной схеме параметров процесса плоского шлифования (рис. 5.18) снимаемый припуск представлен пакетом элементарных прямолинейных адиабатических стержней длиной l_2 , определяющей глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Наибольшая температура достигается в точке контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем, а наименьшая (условно равная нулю) – на глубине l_2 .

Исходя из приведенной зависимости (5.99), наибольшее влияние на температуру шлифования θ оказывает условное напряжение резания σ , что предопределяет необходимость его уменьшения. С умень-

шением глубины шлифования t при заданной температуре θ можно увеличить удельную производительность обработки $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$, что предопределяет эффективность применения многопроходного шлифования с увеличенной скоростью детали. Уменьшить температуру шлифования θ также можно увеличением длины контакта круга с обрабатываемой деталью, например, за счет применения схемы плоского торцового шлифования взамен шлифования периферией круга, поскольку в этом случае можно многократно увеличить длину контакта круга с обрабатываемой деталью. Увеличивая пропорционально глубину шлифования t и параметр l , можно заданную удельную производительность обработки $Q_{уд}$ реализовать и в условиях глубинного шлифования, создавая на круге заборный конус. В этом случае с увеличением глубины шлифования t скорость детали $V_{дет}$ должна уменьшаться, что предопределяет эффективность применения схемы глубинного шлифования кругом с заборным конусом и с относительно небольшой скоростью детали $V_{дет}$. Следовательно, эта схема эффективнее схемы обычного торцового многопроходного шлифования, поскольку за счет увеличения глубины шлифования t тепловой поток изменит свое направление – он в большей степени будет направлен в сторону снимаемого припуска, обеспечивая, тем самым, более качественную обработку.

В работе [92] приведена аналитическая зависимость для определения максимальной (вероятностной) толщины среза при шлифовании:

$$H_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}, \quad (5.100)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен в круге (например, для 100 %-ой концентрации алмазного круга $m = 100$);

2γ – угол при вершине режущего зерна;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

$\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$;

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – радиусы шлифовального круга и детали, м.

Данная зависимость применима к процессу шлифования периферией круга без образования на нем заборного конуса. При наличии

заборного конуса на круге зависимость (5.100) необходимо преобразовать, умножая глубину шлифования t на долевую продольную подачу $S_d = B_1/B$, где B_1 – ширина шлифования, м; B – ширина круга, м. Тогда зависимость (5.100) примет вид:

$$H_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}}^2 \cdot B_1 \cdot t \cdot \rho}{B}}} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot Q \cdot \rho}{B}}}, \quad (5.101)$$

где $Q = B_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ – производительность обработки, м³/с.

Как видно, уменьшить параметр H_{\max} и, соответственно, износ круга при заданной производительности обработки $Q = B_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ можно уменьшением скорости детали $V_{\text{дет}}$ и увеличением глубины шлифования t , т.е. применением схемы глубинного шлифования.

Используя зависимость (5.100), можно определить максимально возможные значения скорости детали $V_{\text{дет}}$ и производительности обработки $Q = B_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ для заданной максимальной (вероятностной) толщины среза при шлифовании:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{630 \cdot \pi \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}} \cdot \left(\frac{H_{\max}}{\bar{X}} \right)^3; \quad (5.102)$$

$$Q = \frac{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot B_1}{630 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot \rho}} \cdot \left(\frac{H_{\max}}{\bar{X}} \right)^3. \quad (5.103)$$

С увеличением глубины шлифования t скорость детали $V_{\text{дет}}$ уменьшается, а производительность обработки $Q = B_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$, наоборот, увеличивается, что указывает на эффективность применения схемы глубинного шлифования. Эффект обработки в этом случае обусловлен увеличением длины контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью. Наибольший эффект, очевидно, достигается при условии $t = 2R_{\text{кр}}$, реализовать которое можно применением схемы торцового шлифования с шириной шлифования, равной диаметру круга. Параметр B_1 в этом случае равен фактической глубине шлифования t , а $\rho = 1/R_{\text{кр}}$, так как процесс реализуется лишь при плоском шлифовании ($R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$). Тогда зависимость (5.103) для определения производительности обработки Q при шлифовании торцом круга примет вид:

$$Q = \frac{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot t}{630 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{\text{кр}}}{2 \cdot \rho}} \cdot \left(\frac{H_{\text{max}}}{X} \right)^3. \quad (5.104)$$

Зависимости (5.103) и (5.104) отличаются входящими в них произведениями параметров $B_1 \cdot \sqrt{t}$ и $t \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}}}$. Так, при $B_1 = 25$ мм; $t = 0,1$ мм; $R_{\text{кр}} = 150$ мм, имеем: $B_1 \cdot \sqrt{t} = 7,9$ мм^{1,5} и $t \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}}} = 1,7$ мм^{1,5}, а при $B_1 = 25$ мм; $t = 1$ мм; $R_{\text{кр}} = 150$ мм, соответственно, $B_1 \cdot \sqrt{t} = 25$ мм^{1,5} и $t \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}}} = 17,3$ мм^{1,5}.

Следовательно, производительность обработки при шлифовании периферией круга больше, чем при шлифовании торцом круга, однако с увеличением глубины шлифования t их значения становятся приблизительно одинаковыми.

Необходимо отметить, что данная закономерность справедлива при глубинном шлифовании, когда долевая продольная подача $S_d \approx 1$. При многопроходном шлифовании, как известно, $S_d < 1$ и параметр B_1 значительно меньше, что указывает на преимущество схемы торцового шлифования с точки зрения повышения производительности обработки. Этим объясняется эффективность применения схемы торцового шлифования на финишных операциях, обеспечивающей одновременно повышение производительности обработки и снижение тепловой напряженности процесса шлифования (как показано выше), например, при плоском шлифовании пакета твердосплавных пластин торцом алмазного круга с его непрерывной электроэрозионной или электрохимической правкой [148].

При строгании более распространена схема обработки инструментом с наклонным режущим лезвием, что способствует переносу образующегося при резании тепла в снимаемый слой припуска, а не в поверхностный слой обрабатываемой детали. Это обеспечивает снижение теплового воздействия на поверхностный слой обрабатываемой детали и повышение качества обработки. По сути, эта схема положена в основу метода точения и положительно отличается, например, от схемы свободного резания (рассматривая процесс строгания), где основная часть тепла уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали и тем самым снижает качество обработки. Исходя из этого, при точении добиваются снижения температуры резания главным образом

с целью повышения стойкости режущего инструмента, а не с целью повышения качества обработки, которое, как известно, выше, чем при шлифовании.

Значительными технологическими возможностями располагает также схема торцового фрезерования по сравнению со схемой фрезерования цилиндрической фрезой. В этом случае с увеличением толщины снимаемого припуска, т.е. с увеличением глубины резания, основная часть образующегося тепла переходит в снимаемый слой припуска. При этом площадь контакта режущего инструмента с обрабатываемой поверхностью значительно меньше, чем при фрезеровании цилиндрической фрезой, что снижает тепловое и механическое воздействие на обрабатываемую поверхность и повышает качество обработки. Ограничение тепловой и силовой нагруженности процесса фрезерования в этом случае рассматривается, прежде всего, с точки зрения повышения стойкости инструмента, а не с точки зрения повышения качества обработки в связи с температурным воздействием. В результате появляется возможность эффективного использования высокоскоростного фрезерования, обеспечивающего одновременное повышение производительности и качества обработки. Таким образом показано, что достаточно высокие значения условного напряжения резания, достигаемые при механической обработке и в особенности при шлифовании, можно компенсировать уменьшением площади контакта режущего инструмента с обрабатываемым материалом путем применения обработки торцовой поверхностью инструмента, изменяя одновременно и направление теплового потока – направляя его в снимаемый слой припуска и снижая интенсивность теплового воздействия на обрабатываемую поверхность, и повышая качество обработки.

Аналогично предложенному в работе теоретическому подходу к определению производительности обработки при шлифовании периферией и торцом круга, можно сравнить производительность обработки при фрезеровании цилиндрической и торцовой фрезами. При фрезеровании цилиндрической фрезой максимальная толщина среза a_{\max} определяется зависимостью (рис. 5.21 [123]):

$$a_{\max} = 2 \cdot \frac{\pi \cdot D}{z} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{фр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D}}, \quad (5.105)$$

где D – диаметр фрезы, м;

z – количество зубьев фрезы;
 $V_{дет}$, $V_{фр}$ – скорости детали и фрезы, м/с;
 t – глубина резания, м.

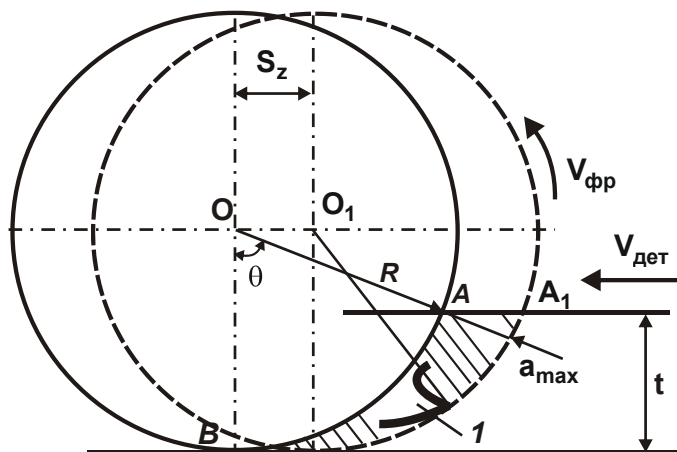


Рис. 5.21. Расчетная схема параметров процесса фрезерования:
 1 – зуб фрезы

Соответственно, максимально возможные значения скорости детали $V_{дет}$ и производительности обработки $Q = B \cdot t \cdot V_{дет}$, обусловленные достижением (предельного – из условия прочности режущей части фрезы) значения максимальной толщины среза a_{max} , исходя из зависимости (5.105), равны:

$$V_{дет} = \frac{a_{max} \cdot z \cdot V_{фр}}{2 \cdot \pi \cdot D} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}; \quad (5.106)$$

$$Q = \frac{a_{max} \cdot z \cdot V_{фр} \cdot B}{2 \cdot \pi \cdot D} \cdot \sqrt{t \cdot D}, \quad (5.107)$$

где B – ширина фрезы, м.

Согласно приведенным зависимостям (5.106) и (5.107), также как и при шлифовании, скорость детали $V_{дет}$ уменьшается, а производительность обработки $Q = B \cdot t \cdot V_{дет}$ увеличивается с увеличением глубины резания t . Наибольшая производительность обработки достигается при условии $t = D$, т.е. при условии фрезерования торцом фрезы, рассматривая в зависимости (5.107) в качестве параметра B фактическую глубину резания t :

$$Q = \frac{a_{max} \cdot z \cdot V_{фр} \cdot t}{2 \cdot \pi}. \quad (5.108)$$

С учетом соотношения $V_{\text{фр}} = \pi \cdot D \cdot n$ зависимость (5.108) принимает вид:

$$Q = \frac{a_{\text{max}} \cdot z \cdot D \cdot n \cdot t}{2}, \quad (5.109)$$

где n – количество оборотов фрезы в единицу времени, об./с.

Очевидно, чем больше глубина резания t , тем большую производительность обработки можно достичь. Этим объясняется широкое применение в последние годы схемы высокоскоростного фрезерования торцом фрезы с шириной фрезерования, равной диаметру фрезы, на высокооборотных металлорежущих станках с ЧПУ типа "обрабатывающий центр".

Данная схема с высокой эффективностью используется в ООО "Империя металлов" (г. Харьков) при механической обработке пазов, отверстий, плоскостей и других сложнопрофильных поверхностей высокоточной формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности [110; 141]. Для повышения работоспособности режущих лезвийных инструментов на их рабочие поверхности наносятся износостойкие покрытия на основе алмаза.

5.7. Теоретическое определение шероховатости поверхности при высокоскоростном фрезеровании и шлифовании

При фрезеровании цилиндрической фрезой параметр шероховатости поверхности R_z определяется в соответствии с аналитической зависимостью (рис. 5.22) [27]:

$$R_z = \frac{S_z^2}{4 \cdot D}, \quad (5.110)$$

где S_z – подача на зуб, м/зуб;

D – диаметр фрезы, м.

Параметр S_z можно выразить через скорость перемещения детали $V_{\text{дет}}$ и скорость вращения фрезы $V_{\text{фр}}$ с учетом кинематического

соотношения $S_z = \tau \cdot V_{\text{дет}}$, где $\tau = \frac{\pi \cdot D}{z \cdot V_{\text{фр}}}$ – время перемещения фрезы

на расстояние S_z , с; z – количество зубьев фрезы. Тогда

$$R_z = \frac{D}{4} \cdot \left(\frac{\pi \cdot V_{\text{дет}}}{z \cdot V_{\text{фр}}} \right)^2 = \frac{1}{4 \cdot D} \cdot \left(\frac{V_{\text{дет}}}{z \cdot n} \right)^2, \quad (5.111)$$

где $V_{\text{фр}} = \pi \cdot D \cdot n$;

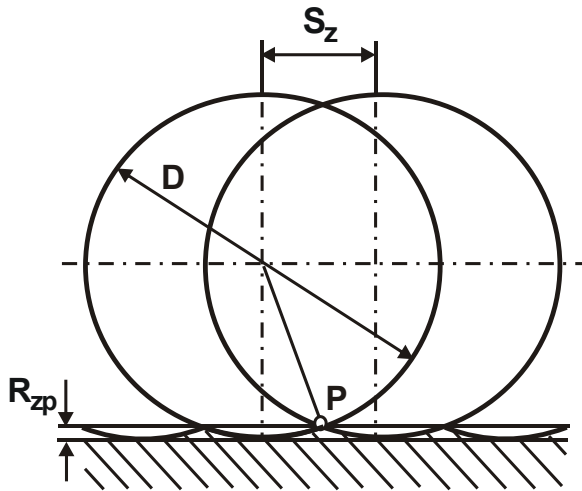


Рис. 5.22. Расчетный микропрофиль обработанной поверхности при фрезеровании цилиндрической фрезой [27]

n – частота вращения фрезы, об./с.

Из зависимости (5.111) следует, что уменьшить параметр шероховатости поверхности R_z можно уменьшением скорости перемещения детали $V_{\text{дет}}$ и увеличением параметров z , n и D , причем, за счет изменения параметров $V_{\text{дет}}$, z , n – значительнее, чем за счет увеличения диаметра фрезы D . Очевидно, наиболее целесообразным условием уменьшения параметра R_z

необходимо рассматривать увеличение частоты вращения фрезы n , т.е. условие перехода в область высокоскоростного фрезерования, применяя для этого современные высокооборотные металлорежущие станки с ЧПУ типа "обрабатывающий центр". Создание фрез с большим количеством режущих зубьев, что имеет место на практике, также является важным условием уменьшения параметра R_z .

Уменьшение скорости перемещения детали $V_{\text{дет}}$ с целью уменьшения параметра шероховатости поверхности R_z , очевидно, неэффективно, поскольку требует снижения производительности обработки. Поэтому за счет существенного увеличения частоты вращения фрезы n можно добиться значительного уменьшения параметра шероховатости поверхности R_z независимо от диаметра фрезы D , который входит в зависимость (5.111) с меньшей степенью, чем частота вращения фрезы n (табл. 5.11).

Производительность обработки $Q = \vartheta / \tau$, исходя из условия перемещения фрезы на расстояние S_z за время $\tau = \pi \cdot D / (z \cdot V_{\text{фр}})$, равна:

$$Q = \frac{B \cdot t \cdot S_z \cdot V_{\text{фр}} \cdot z}{\pi \cdot D} = B \cdot t \cdot S_z \cdot n \cdot z = B \cdot t \cdot S \cdot n, \quad (5.112)$$

где $\vartheta = B \cdot t \cdot S_z$ – объем материала, удаляемого одним зубом фрезы, м³;

B – ширина фрезерования, м;

t – глубина резания, м;

$S = S_z \cdot z$ – подача на один оборот фрезы, м/об.

Таблица 5.11

Расчетные значения параметра шероховатости поверхности R_z (в мкм) при высокоскоростном фрезеровании ($D = 10$ мм; $z = 4$)

$n \cdot 10^3$, об./мин	$V_{\text{дет}}$, м/мин				
	1	4	8	12	16
1	1,56	25	100	224,6	400
10	0,0156	0,25	1,0	2,246	4,0
20	0,004	0,063	0,25	0,56	1,0
30	0,0017	0,028	0,111	0,249	0,44

Как видно, увеличить производительность обработки Q можно увеличением параметров B , t , S_z , n и z или параметров B , t , S и n .

Подача на зуб S_z , обеспечивающая заданную шероховатость обработанной поверхности R_z , исходя из зависимости (5.110), равна:

$$S_z = \sqrt{4 \cdot D \cdot R_z}, \quad (5.113)$$

т.е. чем больше параметры D и R_z , тем больше S_z .

Выражая в (5.112) подачу на зуб S_z зависимостью (5.113), имеем:

$$Q = \frac{B \cdot t \cdot V_{\text{фр}} \cdot z}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot R_z}{D}} = B \cdot t \cdot n \cdot z \cdot \sqrt{4 \cdot D \cdot R_z}. \quad (5.114)$$

Увеличить производительность обработки Q с учетом ограничения по шероховатости обработанной поверхности R_z можно увеличением параметров B , t , $V_{\text{фр}}$, z и уменьшением диаметра фрезы D или с учетом соотношения $V_{\text{фр}} = \pi \cdot D \cdot n$ – увеличением всех входящих в зависимость (5.114) параметров B , t , $V_{\text{фр}}$, z и D . Поскольку параметры B и t не влияют на R_z , согласно зависимости (5.110), то добиться наиболее существенного увеличения производительности обработки Q можно, прежде всего, за счет увеличения этих двух параметров.

Одним из ограничений достижения высоких показателей производительности и качества обработки при высокоскоростном фрезеровании является ограничение по предельной (прочностной) толщине среза a , которая определяется зависимостью [141]:

$$a = \frac{2 \cdot \pi}{z} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{фр}}} \cdot \sqrt{t \cdot D}. \quad (5.115)$$

С учетом выражения для определения производительности обработки $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ зависимость (5.115) принимает вид:

$$a = \frac{2 \cdot \pi}{z} \cdot \frac{Q}{B \cdot V_{\text{фр}}} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}. \quad (5.116)$$

Откуда

$$Q = \frac{a \cdot z \cdot B \cdot V_{\text{фр}}}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{t}{D}}; \quad (5.117)$$

$$V_{\text{дет}} = \frac{a \cdot z \cdot V_{\text{фр}}}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{t \cdot D}}. \quad (5.118)$$

Как видно, повысить производительность обработки Q для заданного предельного значения a можно путем увеличения ширины фрезерования B , глубины резания t , скорости вращения фрезы $V_{\text{фр}}$ и количества режущих зубьев z .

Судя по известным экспериментальным данным [25], наиболее эффективным условием повышения производительности обработки при высокоскоростном фрезеровании считается уменьшение глубины резания t (т.е. уменьшение толщины снимаемого слоя материала) и увеличение подачи (т.е. увеличение скорости перемещения детали $V_{\text{дет}}$). С физической точки зрения это связано с уменьшением температуры резания за счет снижения количества тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, и увеличения количества тепла, уходящего в образующиеся стружки. Это, в частности, вытекает из аналитической зависимости для определения глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали [141]:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}, \quad (5.119)$$

где $\tau = h / V_{\text{дет}}$ – время контакта зуба фрезы с деталью, с;

h – длина контакта зуба фрезы с обрабатываемой деталью, м.

Как видно, параметр l_2 вполне однозначно определяется временем τ . Чем τ меньше, тем меньше параметр l_2 и, соответственно, интенсивность теплового воздействия на поверхностный слой обрабатываемой детали, температура резания и вероятность образования на обрабатываемой поверхности температурных дефектов (прижогов, микротрещин и др.). Очевидно, такому протеканию теплового процесса при высокоскоростном фрезеровании способствует увеличение скорости перемещения детали $V_{дет}$, что и предопределяет основную концепцию его эффективного применения на практике. Исходя из этого, зависимости (5.115) – (5.118) следует рассматривать дополнительными к основной концепции высокоскоростного фрезерования, связанной с уменьшением тепловой напряженности процесса резания.

Расчетную схему, приведенную на рис. 5.22, можно применить и для расчета шероховатости обработанной поверхности при шлифовании, рассматривая вместо положений цилиндрической фрезы на рис. 5.22 положения режущих зерен, представленных в форме сферы, а вместо величины подачи на зуб S_z – среднее расстояние между зернами. В этом случае параметр шероховатости поверхности R_z при шлифовании определяется зависимостью (5.110) с учетом $S_z = B/N$, где B – ширина шлифования, м; N – количество режущих зерен шлифовального круга, участвующих в формировании шероховатости поверхности; D_3 – диаметр режущего зерна, м. Тогда

$$R_z = \frac{1}{4 \cdot D_3} \cdot \left(\frac{B}{N} \right)^2. \quad (5.120)$$

Для определения количества режущих зерен шлифовального круга N , участвующих в формировании шероховатости поверхности, следует воспользоваться зависимостью:

$$N = \frac{R_z}{b} \cdot k \cdot S, \quad (5.121)$$

где b – максимальная высота выступания вершины режущего зерна над уровнем связки круга, м;

k – поверхностная концентрация режущих зерен круга, шт./мм²;

$S = B \cdot l$ и l – соответственно площадь и длина рабочей поверхности шлифовального круга, которые участвуют в формировании шероховатости поверхности.

Применительно к алмазному шлифованию параметры k и b определяются зависимостями [3]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot D_3^2}; \quad (5.122)$$

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot D_3, \quad (5.123)$$

где m – объемная концентрация зерен алмазного круга (для 100 %-й концентрации – $m = 100$ и т.д.);

$(1 - \varepsilon)$ – относительная величина, учитывающая степень выступа-ния зерен алмазного круга над уровнем связки.

При плоском шлифовании $l = \tau \cdot V_{кр}$, где τ – время формирования шероховатости поверхности в фиксированном поперечном сечении обрабатываемой детали, с; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

С другой стороны, время $\tau = L / V_{дет}$, где $L = \sqrt{D_{кр} \cdot R_z}$ [148] – дли-на перемещения алмазного круга за время τ , м; $D_{кр}$ – диаметр круга, м; $V_{дет}$ – скорость перемещения детали, м/с. Тогда

$$l = \sqrt{D_{кр} \cdot R_z} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}. \quad (5.124)$$

После подстановки всех полученных выражений в (5.124) имеем:

$$R_z = \frac{1}{4 \cdot D_3} \cdot \left(\frac{200 \cdot \pi \cdot D_3^3 \cdot V_{дет}}{3 \cdot m \cdot R_z \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_z} \cdot V_{кр}} \right)^2. \quad (5.125)$$

Разрешая зависимость (5.125) относительно параметра шерохо-ватости поверхности R_z , получено:

$$R_z = D_3 \cdot \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot V_{дет}}{3 \cdot m \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{D_3}{D_{кр}}}. \quad (5.126)$$

Как видно, уменьшить параметр шероховатости поверхности R_z при плоском шлифовании можно главным образом за счет уменьше-ния зернистости круга D_3 , поскольку этот параметр входит в зависи-мость (5.126) с наибольшей степенью. Уменьшению параметра R_z также способствует уменьшение $V_{дет}$ и увеличение параметров m , $V_{кр}$ и $D_{кр}$ (табл. 5.12).

Сравнение расчетных данных, приведенных в табл. 5.11 и табл. 5.12, показывает, что с увеличением частоты вращения фрезы n

при высокоскоростном фрезеровании параметр R_z существенно уменьшается. Добиться таких небольших значений параметра R_z при шлифовании, согласно зависимости (5.126), можно лишь за счет существенного уменьшения зернистости круга D_3 , что свидетельствует о значительных возможностях высокоскоростного фрезерования.

Таблица 5.12

Расчетные значения параметра шероховатости поверхности R_z (в мкм) при шлифовании ($m = 100$; $D_3 = 100$ мкм; $D_{кр} = 300$ мм)

$V_{кр}$, м/с	$V_{дет}$, м/мин				
	1	4	8	12	16
20	0,39	0,78	1,1	1,35	1,56
40	0,275	0,55	0,778	0,954	1,1
100	0,174	0,349	0,492	0,6	0,698
150	0,086	0,285	0,4	0,493	0,57

В отличие от зависимости (5.111), зависимость (5.126) содержит параметры со значительно меньшими степенями. Следовательно, при фрезеровании цилиндрической фрезой можно в более широких пределах изменять параметр шероховатости поверхности R_z по сравнению с процессом шлифования. Это связано, прежде всего, с возможностью реализации высокоскоростного фрезерования [141], характеризующегося повышенными значениями скорости вращения фрезы $V_{фр}$ и, соответственно, частоты вращения фрезы n в зависимости (5.111). В этом случае параметр R_z может принимать значения, которые имеют место при финишной обработке шлифованием. Учитывая, что высокоскоростное фрезерование является высокопроизводительным методом обработки, можно предварительную и окончательную обработку совместить в одну технологическую операцию, обеспечивая дополнительное повышение производительности.

Основной эффект уменьшения параметра R_z при шлифовании, исходя из зависимости (5.126), обусловлен уменьшением зернистости круга D_3 , а также увеличением скорости круга $V_{кр}$, поскольку уменьшение скорости перемещения детали $V_{дет}$ приводит к уменьшению производительности обработки.

Для определения производительности обработки при шлифовании с учетом ограничения по шероховатости обработанной поверхности зависимость (5.126) следует разрешить относительно скорости перемещения детали $V_{дет}$:

$$V_{дет} = \frac{3 \cdot m \cdot V_{кр}}{100 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{R_z}{D_3} \right)^2 \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{D_3}}. \quad (5.127)$$

Тогда

$$Q = B \cdot V_{дет} \cdot t = \frac{3 \cdot m \cdot B \cdot t \cdot V_{кр}}{100 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{R_z}{D_3} \right)^2 \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{D_3}}. \quad (5.128)$$

Аналогично зависимости (5.114), полученной применительно к процессу фрезерования цилиндрической фрезой, зависимость (5.128) также содержит параметры B и t , которые не входят в зависимость (5.126) для определения параметра шероховатости поверхности R_z . Поэтому добиться наиболее существенного повышения производительности обработки Q с учетом ограничения по шероховатости обработанной поверхности R_z можно также за счет увеличения этих двух параметров.

Однако, как известно, увеличение глубины шлифования t приводит к увеличению максимальной толщины среза зерном круга, что требует уменьшения скорости перемещения детали $V_{дет}$, т.е. применения схемы глубинного шлифования. Следовательно, добиться одновременно увеличения производительности обработки Q и уменьшения параметра шероховатости поверхности R_z можно в условиях глубинного шлифования с небольшой скоростью перемещения детали $V_{дет}$. При этом долевую продольную подачу следует устанавливать близкой к единице. Сделанный вывод подтверждается экспериментальными данными, полученными как при абразивном, так и алмазном шлифовании [148]. Это позволяет рассматривать метод глубинного шлифования в качестве одного из наиболее перспективных методов предварительного и окончательного шлифования, а в ряде случаев, например, при использовании алмазных кругов на высокопрочных металлических связках, позволяющего эффективно совместить предварительное и окончательное шлифование в одну операцию и существенно повысить производительность при обеспечении высокого качества обработки материалов с повышенными физико-механическими свойствами.

5.8. Повышение эффективности технологии механической обработки формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности

Как уже отмечалось, с применением на предприятиях Украины современных металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" зарубежного производства и прогрессивных сборных режущих твердосплавных и керамических режущих инструментов с износостойкими покрытиями появилась возможность существенного повышения производительности и качества механической обработки, изготовления высокоточных деталей машин. Несмотря на высокую стоимость этих металлорежущих станков и инструментов, они достаточно быстро окупаются и обеспечивают высокую прибыль предприятию.

В особой мере это относится к изготовлению сложнопрофильной формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности в ОАО "Империя металлов" (г. Харьков), являющемся лидером среди ведущих участников данного рынка, на долю которого приходится более 50 % производства оснастки среди стран СНГ. Благодаря применению новых современных станков с ЧПУ и режущих инструментов с износостойкими покрытиями освоено производство основных видов формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности. Вместе с тем, с появлением новых труднообрабатываемых материалов и повышением требований к их механической обработке возникает необходимость дальнейшего совершенствования технологий изготовления формующей оснастки, особенно наиболее массово применяемой при этом технологии фрезерования. Поэтому настоящий параграф посвящен теоретическому исследованию закономерностей фрезерования и повышению эффективности его применения на современных металлорежущих станках с ЧПУ типа "обрабатывающий центр".

Следует отметить, что фрезерование является одним из основных видов механической обработки материалов и поэтому ему в научно-технической литературе постоянно уделяется большое внимание [27; 34; 68; 150]. В настоящее время разработаны теоретические основы фрезерования и нормативы режимов резания для фрезерных работ. Однако они в основном базируются на результатах эксперимен-

тальных исследований, т.е. на эмпирических данных, что затрудняет разработку обобщенных практических рекомендаций для решения задач существенного повышения производительности, качества и точности механической обработки с применением современных режущих твердосплавных и керамических лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями и станков с ЧПУ. В связи с этим, актуальной является задача обоснования наиболее эффективной схемы фрезерования на станках с ЧПУ и реализующих ее условий обработки (режимов резания, характеристик инструментов и т.д.) применительно к определению новых технологических возможностей операций фрезерования на станках с ЧПУ деталей формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности с точки зрения установления и реализации максимально возможной производительности обработки, а также снижения энергоемкости обработки.

Для анализа технологических возможностей фрезерования цилиндрической фрезой следует определить максимально возможную производительность обработки с учетом обеспечения заданной (из условия прочности режущей части фрезы) толщины среза. Для удобства расчетов толщины среза удаляемый в процессе обработки материал представлен в виде горизонтальных элементарных слоев (рис. 5.23 [114]), которые контактируют с режущими зубьями фрезы под разными углами β .

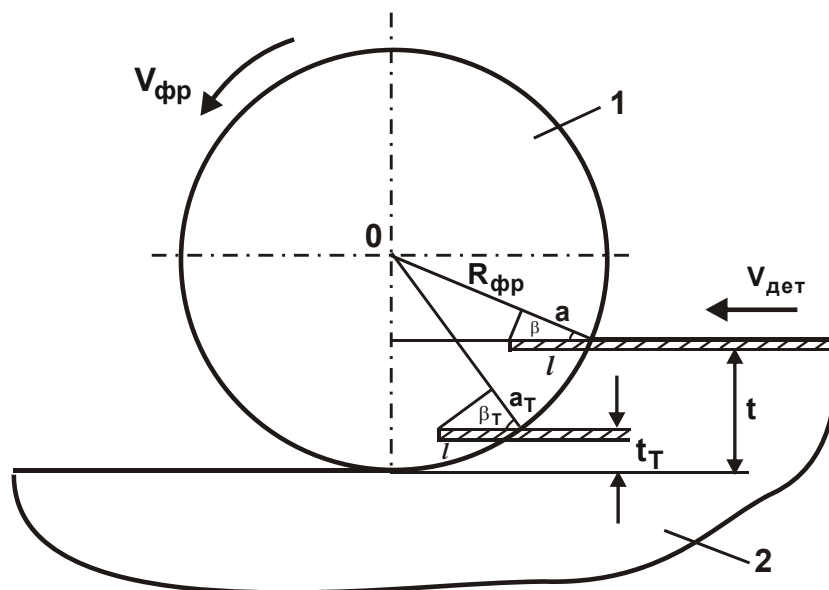


Рис. 5.23. Расчетная схема параметров фрезерования цилиндрической фрезой: 1 – контур фрезы; 2 – обрабатываемая деталь

Для периферийного элементарного слоя обрабатываемого материала максимальная толщина среза a определяется:

$$a = l \cdot \cos \beta,$$

где $l = V_{\text{дет}} \cdot \tau$ – перемещение периферийного элементарного слоя обрабатываемого материала в горизонтальном направлении за период времени $\tau = L / V_{\text{фр}}$ между работой двух соседних зубьев фрезы, м;

$L = 2 \cdot \pi \cdot R_{\text{фр}} / z$ – расстояние (по окружности) между двумя соседними зубьями фрезы, м;

$R_{\text{фр}}$ – радиус фрезы, м;

z – число зубьев фрезы;

$V_{\text{фр}}$ – скорость вращения фрезы, м/с.

Тригонометрическая функция $\cos \beta$ определяется из условия:

$$\cos \beta = \frac{\sqrt{R_{\text{фр}}^2 - (R_{\text{фр}} - t)^2}}{R_{\text{фр}}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot (D_{\text{фр}} - t)}{D_{\text{фр}}}}, \quad (5.129)$$

где t – глубина резания, м;

$D_{\text{фр}} = 2 \cdot R_{\text{фр}}$ – диаметр фрезы, м.

Максимальная толщина среза a с учетом зависимости (5.129) выражается:

$$a = \frac{2 \cdot \pi}{z} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{фр}}} \cdot \sqrt{t \cdot (D_{\text{фр}} - t)}. \quad (5.130)$$

Текущая толщина среза a_T , определяемая углом β_T и значением t_T (рис. 5.23), аналогично зависимости (5.130), выражается:

$$a_T = \frac{2 \cdot \pi}{z} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{фр}}} \cdot \sqrt{t_T \cdot (D_{\text{фр}} - t_T)}. \quad (5.131)$$

Из зависимости (5.131) вытекает, что текущая толщина среза a_T меньше максимальной толщины среза a и изменяется по закону:

$$\frac{a_T}{a} = \sqrt{\frac{t_T \cdot (D_{\text{фр}} - t_T)}{t \cdot (D_{\text{фр}} - t)}}, \quad (5.132)$$

т.е. чем меньше t_T , тем меньше a_T .

Из зависимости (5.130) следует, что максимальная толщина среза a тем больше, чем больше глубина резания t . Наибольшее значение a достигается при условии $t = D_{\text{фр}} / 2$:

$$a_{\max} = \frac{\pi \cdot D_{\text{фр}}}{z} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{фр}}}. \quad (5.133)$$

С учетом известного соотношения $V_{\text{фр}} = \pi \cdot D_{\text{фр}} \cdot n$, имеем:

$$a_{\max} = \frac{V_{\text{дет}}}{z \cdot n}, \quad (5.134)$$

где n – частота вращения фрезы, об./с.

Согласно зависимости (5.134), уменьшить a_{\max} можно увеличением параметров z , n и уменьшением $V_{\text{дет}}$. Это указывает на эффективность применения высокоскоростного фрезерования.

Используя зависимость (5.130), можно определить максимально возможную производительность обработки $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ с учетом обеспечения заданной (из условия прочности режущей части фрезы) толщины среза a , где B – ширина фрезерования, м. Для этого следует зависимость (5.130) разрешить относительно скорости детали:

$$V_{\text{дет}} = \frac{z \cdot a \cdot V_{\text{фр}}}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{t \cdot (D_{\text{фр}} - t)}}. \quad (5.135)$$

Максимально возможная производительность обработки Q определяется зависимостью:

$$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{B \cdot z \cdot a \cdot V_{\text{фр}}}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{D_{\text{фр}}}{t} - 1\right)}}. \quad (5.136)$$

Как видно, увеличить максимально возможную производительность обработки Q можно увеличением параметров B , z , a , $V_{\text{фр}}$ и t .

Из приведенных зависимостей (5.135) и (5.136) следует, что с увеличением глубины резания t скорость перемещения детали $V_{\text{дет}}$ уменьшается, а максимально возможная производительность обработки Q , наоборот, увеличивается в связи с увеличением длины дуги контакта цилиндрической фрезы с обрабатываемым материалом. Из зависимости (5.136) также следует, что эффект увеличения Q обусловлен уменьшением отношения $D_{\text{фр}}/t$, т.е. эффективно уменьшать и диаметр фрезы $D_{\text{фр}}$. Однако это приведет к уменьшению числа зубьев фрезы z , что, согласно зависимости (5.136), вызовет уменьшение Q . Поэтому с целью увеличения Q целесообразно уменьшать отношение $D_{\text{фр}}/t$ за счет увеличения глубины резания t .

Наибольшая максимально возможная производительность обработки достигается при условии $t = D_{\text{фр}} / 2$:

$$Q = \frac{B \cdot z \cdot a \cdot V_{\text{фр}}}{2 \cdot \pi}. \quad (5.137)$$

На наибольшую максимально возможную производительность обработки не влияет диаметр фрезы $D_{\text{фр}}$. С учетом известного выражения $V_{\text{фр}} = \pi \cdot D_{\text{фр}} \cdot n$, имеем:

$$Q = \frac{B \cdot z \cdot n \cdot a \cdot D_{\text{фр}}}{2}. \quad (5.138)$$

В этом случае наибольшая максимально возможная производительность обработки Q определяется и диаметром фрезы $D_{\text{фр}}$: чем больше $D_{\text{фр}}$, тем больше Q . При фрезеровании торцовой фрезой скорость детали $V_{\text{дет}}$ можно определить, используя зависимость (5.135), рассматривая вместо глубины резания t ширину фрезерования B :

$$V_{\text{дет}} = \frac{z \cdot a \cdot V_{\text{фр}}}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{B \cdot (D_{\text{фр}} - B)}}. \quad (5.139)$$

Тогда максимально возможная производительность обработки Q определится зависимостью, аналогичной зависимости (5.136):

$$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{z \cdot a \cdot V_{\text{фр}} \cdot t}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{D_{\text{фр}}}{B} - 1\right)}}. \quad (5.140)$$

Наибольшая максимально возможная производительность обработки достигается при условии $B = D_{\text{фр}} / 2$:

$$Q = \frac{t \cdot z \cdot a \cdot V_{\text{фр}}}{2 \cdot \pi}. \quad (5.141)$$

Сравнивая зависимости (5.137) и (5.141), полученные для фрезерования цилиндрической и торцовой фрезами, видно, что они содержат разные параметры B и t . Однако, поскольку зависимости получены для условий $t = D_{\text{фр}} / 2$ и $B = D_{\text{фр}} / 2$, то $t = B$ и значения наибольших максимально возможных производительностей обработки при фрезеровании цилиндрической и торцовой фрезами одинаковы.

При условии $t = D_{\text{фр}}$ наибольшая максимально возможная производительность обработки Q при фрезеровании торцовой фрезой, определяемая зависимостью (5.141), увеличится в 2 раза, т.е.

$$Q = \frac{t \cdot z \cdot a \cdot V_{\text{фр}}}{\pi}. \quad (5.142)$$

Это указывает на возможность достижения более высокой максимально возможной производительности обработки при фрезеровании торцовой фрезой с шириной фрезерования, равной $D_{\text{фр}}$.

Исходя из зависимости (5.142), увеличить Q при фрезеровании торцовой фрезой можно увеличением параметров t , z , a , $V_{\text{фр}}$, осуществляя однопроходное высокоскоростное фрезерование. Наряду с увеличением Q , данная схема фрезерования обеспечивает перенос основной части образующегося в процессе резания тепла в снимаемый слой припуска (a не в поверхностный слой обрабатываемой детали), что снижает вероятность появления прижогов и других температурных дефектов на обрабатываемой поверхности и, соответственно, повышает качество обработки.

При фрезеровании цилиндрической фрезой фактически все образующееся в процессе резания тепло уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали, что повышает вероятность появления температурных дефектов на обрабатываемой поверхности и снижает качество обработки. Следовательно, преимуществом применения схемы торцового фрезерования является повышение производительности и качества обработки вследствие снижения теплового воздействия на обрабатываемую поверхность детали.

Используя данную схему фрезерования, можно с высокими показателями производительности и качества обрабатывать плоскости, пазы, отверстия и различные сложнопрофильные поверхности на станках с ЧПУ. В отличие от схемы фрезерования цилиндрической фрезой, схема фрезерования торцовой фрезой обеспечивает формирование различных по кривизне боковых поверхностей профиля обрабатываемого изделия, что значительно расширяет ее технологические возможности, особенно при обработке на станках с ЧПУ типа "обрабатывающий центр". Поэтому данная схема фрезерования получила широкое применение при изготовлении формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности [110] в ООО "Империя металлов" (г. Харьков).

Важным условием повышения эффективности процесса фрезерования также следует рассматривать снижение условного напряже-

ния резания (энергоемкости обработки), определяемого аналитической зависимостью [95], полученной применительно к шлифованию:

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}, \quad (5.143)$$

где $\tau_{\text{сдв}}$ – предел прочности на сдвиг материала, Н/м²;

$$\psi_1 = \psi + \gamma;$$

ψ – условный угол трения абразивного зерна с обрабатываемым материалом;

γ – отрицательный передний угол режущего абразивного зерна;

α – угол входа абразивного зерна в обрабатываемый материал.

При фрезеровании передний угол режущего лезвия фрезы γ , как правило, является положительным, тогда угол $\psi_1 = \psi - \gamma$ меньше, чем при шлифовании, что снижает энергоемкость обработки σ .

Как следует из зависимости (5.143), уменьшить энергоемкость обработки σ можно уменьшением угла входа режущего лезвия фрезы в обрабатываемый материал α до значения $\alpha = 0$. Однако это осуществимо при точении, поскольку при фрезеровании выполняется условие $\alpha > 0$ и, соответственно, энергоемкость обработки σ больше.

Уменьшение угла $\psi_1 = \psi - \gamma$ также способствует уменьшению энергоемкости обработки σ (как при точении, так и при фрезеровании). Это указывает на необходимость увеличения переднего угла режущего лезвия фрезы γ и уменьшения интенсивности трения в зоне резания за счет уменьшения коэффициента трения инструментального и обрабатываемого материалов. Как известно, наименьшим коэффициентом трения обладает алмаз. Поэтому эффективно использовать алмазные инструменты или твердосплавные инструменты с алмазными износостойкими покрытиями.

Результаты исследований, приведенные в настоящей работе, используются в практической деятельности при изготовлении формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности в ОАО "Империя металлов" (г. Харьков). Производство оснащено современными высокоточными металлообрабатывающими центрами и станками с ЧПУ (рис. 5.24).

На рис. 5.25 – рис. 5.27 приведены некоторые образцы изготавливаемой оснастки, на рис. 5.28 – рис. 5.30 – сложнопрофильные изделия различного назначения.



Рис. 5.24. Производственный участок, оснащенный современными высокоточными металлообрабатывающими центрами и станками с ЧПУ



Рис. 5.25. Фильтры для производства отсадного печенья



Рис. 5.26. Оснастка для производства пряников



Рис. 5.27. Формующая оснастка для производства сахарного печенья



Рис. 5.28. Валы для производства пельменей и вареников



Рис. 5.29. Шестерня шевронного насоса из нержавеющей стали 12X18Н10Т



Рис. 5.30. Корпус распределителя карбюратора

Выводы

1. В работе показано, что известные решения дифференциального уравнения теплопроводности применительно к процессу шлифования не позволяют определить глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, при достижении которой температура равна нулю, т.е., по сути, определить истинную толщину нарушенного (или дефектного) слоя обрабатываемого материала. В связи с этим в работе предложены новые упрощенные аналитические решения, которые позволили устранить этот недостаток и определить условия достижения температурой нулевого значения в поверхностном слое обрабатываемой детали. Полученные решения открывают новые технологические возможности поиска оптимальных условий шлифования, обеспечивающих повышение качества и производительности обработки. На этой основе определена температура шлифования и обоснованы пути ее уменьшения без уменьшения про-

изводительности обработки, состоящие главным образом в применении многопроходного шлифования.

2. В работе приведены аналитические зависимости для определения основных параметров теплового процесса при механической обработке материалов, с учетом достижения температурой нулевого значения при некоторой глубине проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, что позволило приблизить расчетную схему температуры резания к реальным условиям обработки. Показано, что учет движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали позволяет уточнить расчетные значения параметров теплового процесса и привести в соответствие теорию и практику механической обработки. Расчетами установлено, что с увеличением времени обработки температура резания, аналогично доле тепла, уходящего в образующиеся стружки при шлифовании (или в образующуюся стружку при лезвийной обработке), непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению, определяемому отношением условного напряжения резания к удельной теплоемкости и плотности обрабатываемого материала. При этом доля тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, с увеличением времени обработки непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к нулевому значению. Исходя из этого, сделан вывод об эффективности увеличения скорости взаимного перемещения инструмента и обрабатываемой детали с целью уменьшения количества тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, и, соответственно, повышения качества и производительности обработки. Для практического осуществления данного условия рекомендуется использовать эффективные процессы высокоскоростного резания и шлифования, фактически исключаящие перенос образующегося при резании тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали и обеспечивающие повышение качества и производительности обработки. Показано, что уменьшить температуру резания можно главным образом уменьшением условного напряжения резания (энергоемкости обработки) за счет снижения интенсивности трения в зоне резания и повышения режущей способности инструмента.

3. Установлено, что с увеличением удельной производительности обработки эффективно шлифование производить по схеме глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали.

При относительно небольшой удельной производительности обработки целесообразно использовать многопроходное шлифование с увеличенной скоростью детали. Установлено также, что в реальных условиях шлифования отношение заданной и максимальной температур шлифования может изменяться лишь в пределах $0 \dots 0,4$ в связи со значительным превышением максимальной температурой шлифования температуры плавления обрабатываемого материала из-за значительного увеличения условного напряжения резания при шлифовании. Расчетами установлено, что при точении температура резания всегда меньше, чем при шлифовании в связи с меньшей энергоемкостью обработки (условным напряжением резания). Поэтому максимальная температура резания при точении, как установлено, принимает значения, меньшие температуры плавления обрабатываемого материала. Следовательно, отношение заданной и максимальной температур резания может изменяться в пределах $0 \dots 1,0$, т.е. в значительно больших пределах, чем при шлифовании. Это расширяет технологические возможности процесса точения по сравнению с процессом шлифования. Показано, что наибольшая производительность обработки при заданной температуре резания при точении достигается в условиях высокоскоростного резания.

4. В работе показано, что важным условием повышения качества обработки деталей машин является применение схем торцового шлифования и фрезерования, при которых тепловой поток направлен в снимаемый слой материала и тем самым существенно уменьшает тепловое воздействие на обрабатываемую поверхность. Расчетами установлено, что по уровню производительности обработки схемы шлифования периферией и торцом круга, а также схемы фрезерования торцовой фрезой, примерно одинаковые. Наибольшая производительность достигается при ширине обработки, равной диаметру торца шлифовального круга или торцовой фрезы. Это позволяет эффективно использовать схемы шлифования торцом круга и фрезерования торцовой фрезой как на предварительных, так и на окончательных операциях с целью повышения качества обрабатываемых поверхностей, исключения образования на них температурных и других дефектов. Установлено также, что процессы точения и строгания по физической сути подчиняются закономерностям торцовой обработки. Это способствует уменьшению теплового воздействия на обрабатываемую

поверхность, поскольку тепловой поток направлен главным образом в снимаемый слой обрабатываемого материала.

5. Приведены результаты теоретических исследований шероховатости поверхности при обработке фрезерованием и шлифованием. Показано, что высокоскоростное фрезерование располагает значительными технологическими возможностями с точки зрения уменьшения шероховатости поверхности, поскольку параметры режима резания входят в полученные расчетные зависимости для определения шероховатости поверхности с более высокими степенями, чем при шлифовании. В особенности это относится к скорости вращения фрезы. Поэтому с ее увеличением появляется возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности при одновременном увеличении производительности обработки, что открывает широкие перспективы практического использования высокоскоростного фрезерования. Установлено, что при шлифовании уменьшение шероховатости поверхности связано с уменьшением производительности, а это снижает эффективность обработки. Наиболее прогрессивным методом шлифования, обеспечивающим одновременно увеличение производительности и уменьшение шероховатости поверхности, является глубинное шлифование с небольшой скоростью детали. Однако оно характеризуется меньшей производительностью по сравнению с высокоскоростным фрезерованием.

6. В работе приведено теоретическое решение по определению максимально возможной производительности обработки при фрезеровании цилиндрической и торцовой фрезами с учетом ограничения по предельной (из условий прочности фрезы) толщине среза. Показана эффективность применения схемы высокоскоростного фрезерования на высокооборотных металлорежущих станках с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" при обработке пазов отверстий, плоскостей и других сложнопрофильных поверхностей высокоточной формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности. Теоретически обоснованы практические рекомендации по снижению энергоемкости обработки, состоящие в применении современных режущих инструментов с алмазными износостойкими покрытиями, которые обеспечивают снижение интенсивности трения в зоне резания.

Раздел 6

Концепции технического перевооружения предприятий в современных условиях

6.1. Сущность и виды инвестирования на предприятии

Развитие научно-технического прогресса в XX столетии (отличительной особенностью было массовое производство) привело к насыщению рынка традиционными товарами и появлению не только новых потребностей, но и их динамичного изменения. В условиях конкуренции между предприятиями это резко усилило проблему сбыта продукции и заставило предприятия изменять структуру своего производства. Ранее исходной точкой в развитии предприятия было наращивание выпуска продукции и организация работы по ее сбыту. Производственные службы в своей деятельности исходили из ситуации увеличения объема выпускаемой продукции и повышения ее качества при одновременном снижении издержек производства. Их не беспокоил сбыт продукции, это было задачей различных сбытовых служб, которые обязаны были продать весь произведенный товар.

В условиях рыночной экономики менеджмент предприятия переориентировался под удовлетворение потребностей потребителей, а не предприятия. Были изменены основные направления развития предприятия, задачи развития которого мотивируются отчасти необходимостью совершенствования структуры производства, отчасти стремлением как можно более полно удовлетворить имеющиеся потребности. Эти факторы, в конечном счете, стали дополнять друг друга: ведь улучшение структуры производства основывается на прогнозировании изменений в потребностях потребителей. Вместе с тем, если продукция обладает более ценными с точки зрения потребителя качествами, то она влияет на появление новых и изменение старых потребностей и может направить желания потребителей в нужном предприятии направлении.

В современных условиях развитие предприятия без капитальных вложений дополнительных средств практически невозможно, поскольку многие промышленные предприятия имеют большие производственные мощности, но не имеют средств на принятие новых сотруд-

ников, приобретение сырья, комплектующих, предметов труда и модернизацию оборудования.

В настоящее время особенно тяжелое положение наблюдается в обновлении основных фондов, строительстве новых производственных предприятий и цехов. Иностранные инвесторы практически не вкладывают средства в производство. Они в основном участвуют в сфере распределения (торговля, финансы), не затрагивая производство и технологии. Вкладывая средства, инвестор в первую очередь, как правило, ориентируются на цены и рентабельность основных производственных факторов – труда, земли и капитала. Наибольшие вложения поэтому и направляются в отрасли, в которых их сочетание наиболее выиграно. С этой точки зрения такой наиболее эффективной отраслью оказалась розничная и оптовая торговля. Действительно, относительно дешевая универсальная рабочая сила, используемая в торговле, обеспечивает "дешевый труд". Данная отрасль менее капиталоемкая, чем производство и т. д.

Исходя из этого, целесообразным следует считать необходимость увеличения инвестиционных вложений в производственные мощности предприятия, в том числе на модернизацию устаревшего оборудования, инструментов и зданий [80 – 82]. Однако для этого необходимо знать методы проведения модернизации на том или ином предприятии, поскольку углубленное изучение данного вопроса требует знания таких смежных наук как: техника, программирование, материаловедение, химия, а у многих экономистов они отсутствуют. В связи с этим экономистам сложно обосновать техническое преимущество внедряемого оборудования по сравнению с оборудованием, используемым на предприятии и т.п. Отсутствие знаний смежных наук также не позволяет обоснованно подойти к определению эффективности приобретения современного оборудования или инструментов, которые по цене, например, в несколько раз превышают используемые на предприятии. Для этого необходимо знать технологические возможности оборудования и оптимальные условия его эксплуатации (оптимальные режимы резания), реализация которых позволит существенно уменьшить себестоимость обработки и принести предприятию экономический эффект.

Это обуславливает необходимость разработки методики по проектированию инвестирования технического перевооружения предприя-

тия. Системный подход к ее разработке включает: анализ необходимости проведения технического перевооружения и финансовых возможностей предприятия, поставку оборудования, подбор инструментов, обучение персонала, совершенствование технологии, написание управляющих программ для станков с ЧПУ и их сервисное обслуживание поставщиками. Применение данного подхода позволит повысить технико-экономические показатели деятельности промышленного предприятия. При этом следует учитывать нормы расхода инструмента и пути финансирования проекта на основании экономической и политической ситуации в стране.

6.2. Роль технического перевооружения в развитии промышленного предприятия

В процессе перехода отечественной экономики к рыночной экономике стала очевидна необходимость появления новых ориентиров, новых механизмов и новых методов менеджмента, стимулирующих ускорение экономических преобразований. Многие отечественные организации оказались не готовы к коренным изменениям и не способны провести реструктуризацию производства и собственных финансовых обязательств перед кредиторами, привлекая инвесторов и внедряя новшества.

В рыночной экономике стратегии организаций и системы управления настолько хорошо продуманы, что в первую очередь предусматривают приспособление организаций к изменяющимся условиям рынка, запросам клиентов, стратегическому маневрированию конкурентов, возникающим новым возможностям и рискам, исходящим от внешней среды. В таких экономических условиях ситуация изменяется настолько быстро и кардинально, что перед менеджерами постоянно стоит задача обновления стратегии и избежание втягивания организаций в возникающие разнообразные кризисные ситуации.

Для преодоления экономических трудностей и повышения эффективности деятельности организаций насущной необходимостью становится коренная перестройка бизнес-процессов и производственных систем [118].

Техническое перевооружение – это комплекс действий по повышению технико-экономического уровня отдельных производств, цехов

и участков на основе внедрения современной техники и технологии, механизации и автоматизации производства, модернизации и замены устаревшего и физически изношенного оборудования более новым и производительным, а также улучшения работы общезаводского хозяйства и вспомогательных служб. Техническое перевооружение действующих предприятий осуществляется по проектам и сметам на отдельные объекты или виды работ, разрабатываемым на основе единого технико-экономического обоснования и в соответствии с планом повышения технико-экономического уровня отрасли (подотрасли), как правило, без расширения производственных площадей. Целью технического перевооружения предприятий является увеличение производственных мощностей и выпуска продукции, улучшение ее качества при обеспечении роста производительности труда, снижения материалоемкости и себестоимости продукции, экономии материальных и топливно-энергетических ресурсов, улучшения других технико-экономических показателей работы предприятия в целом. При техническом перевооружении действующих предприятий могут осуществляться:

- дополнительная установка на существующих производственных площадях оборудования и машин, внедрение автоматизированных систем управления и контроля;
- применение радио, телевидения и других современных средств в управлении производством;
- модернизация и техническое переустройство природоохранных объектов, отопительных и вентиляционных систем, присоединение предприятий, цехов и установок к централизованным источникам тепло- и электроснабжения.

Техническое перевооружение допускает частичную перестройку и увеличение площади существующих производственных зданий и сооружений, ограниченные габаритами размещаемого нового оборудования, а также увеличение существующих или строительство новых объектов подсобного и обслуживающего назначения (например, объектов складского хозяйства, компрессорных, котельных, кислородных и других объектов), если это связано с проводимыми мероприятиями по техническому перевооружению.

Особенностью технического перевооружения является решение различных задач, зависящих от общей стратегии предприятия. Можно утверждать, что техническое перевооружение существенно влияет на

план денежных потоков проекта, поскольку определяет источник дохода. В частности, если ожидаемым результатом технического перевооружения является увеличение объема продаж продукции, то доходом проекта будет прирост выручки от реализации. Если цель проекта – снижение расхода ресурсов на единицу продукции, то в качестве дохода рассматривается не выручка от реализации, а экономия себестоимости. Когда проект направлен на поддержание на сложившемся уровне объема продаж в условиях высококонкурентного рынка, то доходом проекта является "сохраненный" объем продаж.

Таким образом, в зависимости от источника дохода проекты технического перевооружения можно разделить на виды:

1. Проекты технического перевооружения, связанные с изменением выручки от реализации продукции, в том числе предусматривают:

а) освоение выпуска новых видов продукции. Основным доходом проектов данного вида является выручка от реализации новых видов продукции;

б) повышение производительности парка машин и оборудования. Основным доходом будет прирост выручки от реализации выпускаемой продукции;

в) повышение качества выпускаемой продукции, что, в свою очередь, позволит изменить целевой сегмент потребителей и поднять цену реализации и/или увеличить объем продаж. Основным доходом, как и в предыдущем случае, будет прирост выручки от реализации продукции.

2. Проекты технического перевооружения, предусматривающие снижение расхода производственных ресурсов. Основным доходом будет экономия себестоимости продукции в целом и по отдельным статьям калькуляции.

3. Проекты технического перевооружения со смешанными эффектами.

Таким образом, независимо от источника дохода любой успешно завершённый проект технического перевооружения повышает конкурентоспособность предприятия за счет снижения издержек, прироста выручки или повышения качества продукции [29].

В результате исследования путей эффективной реструктуризации промышленного предприятия [35], была определена значимость отдельных факторов, влияющих на деятельность машиностроительного предприятия (табл. 6.1).

Таблица 6.1

Значимость отдельных факторов, влияющих на деятельность машиностроительного предприятия, по группам

Сфера деятельности предприятия	Весомый коэффициент
1. Производство	0,21
2. Инвестиции	0,20
3. Маркетинг	0,15
4. Финансы	0,14
5. Инновации	0,12
6. Организация и управление	0,08
7. Персонал	0,06
8. Сбыт	0,04

Как видно из табл. 6.1, наиболее значимым является производственная деятельность машиностроительного предприятия. Поэтому, исходя из полученных данных, необходимо подробнее рассмотреть производственные факторы (табл. 6.2) [35].

Таблица 6.2

Значимость производственных факторов на деятельность машиностроительного предприятия [35]

Направления деятельности	Весомый коэффициент
1. Проведение капитальных ремонтов и обновление станочного парка цехов	0,23
2. Модернизация обогрева производственных цехов	0,21
3. Внедрение новых обрабатывающих центров	0,18
4. Снижения уровня материальных затрат	0,13
5. Автоматизация некоторых трудовых процессов	0,12
6. Усовершенствование технических характеристик основных видов продукции	0,07
7. Разработка новых видов продукции	0,06

Для возможности анализа влияния отдельных производственных факторов на деятельность машиностроительного предприятия в целом был произведен расчет интегральной нагрузки (табл. 6.3).

Анализируя табл. 6.1 – табл. 6.3, следует отметить, что наибольший эффект в развитии машиностроительного предприятия приносит производственная сфера деятельности. Приблизительно 21 % успеха в развитии предприятия обеспечивает эффективное усо-

вершенствование производственной деятельности. Наиболее эффективными мероприятиями являются: проведение капитальных ремонтов и обновление станочного парка цехов (4,48 %), модернизация обогрева производственных цехов (4,41 %), внедрение новых обрабатывающих центров (3,78 %).

Таблица 6.3

Интегральная нагрузка целей машиностроительного предприятия относительно значимости с учетом производственных факторов [35]

Производственные цели предприятия	Приоритетность цели относительно деятельности предприятия, %
1. Проведение капитальных ремонтов и обновление станочного парка цехов	4,83
2. Модернизация обогрева производственных цехов	4,41
3. Внедрение новых обрабатывающих центров	3,78
4. Снижение уровня материальных затрат	2,73
5. Автоматизация некоторых трудовых процессов	2,52
6. Усовершенствование технических характеристик основных видов продукции	1,47
7. Разработка новых видов продукции	1,26

Модернизация обогревательных систем в производственных цехах обусловлена рядом причин:

- постоянное повышение уровня охраны труда;
- возможность повысить производительность труда работников за счет улучшения условий труда;
- увеличение электронной техники в цехе, которая не способна работать при низких температурах в помещении (некоторые сенсорные экраны перестают работать уже при температуре в помещении +10 °С).

Мероприятия по внедрению новых обрабатывающих центров занимают третье место среди производственных направлений. Это связано с тем, что для осуществления данного мероприятия предприятию необходимо иметь в наличии значительные денежные средства (от несколько сотен тысяч до нескольких десятков миллионов долларов). У многих предприятий возникают трудности с их накоплением. Поэтому многие идут по малозатратному пути – производят модернизацию уже имеющегося оборудования. Результат такого мероприятия значительно ниже по сравнению с приобретением нового оборудования.

Тенденции всех сегментов рынка металлообрабатывающего оборудования Украины схожи – это постепенный рост потребности в современной технике, который потребители все еще стараются удовлетворять за счет модернизации имеющихся станков.

В настоящее время отмечается растущая потребность в гибких производственных системах, удобных и мощных системах CAD/CAM, стремление операторов к достижению наивысшей производительности техники при минимальной материало- и энергоемкости. Но, с другой стороны, отечественный бизнес все еще ориентируется на дешевое оборудование, соглашаясь с низкой эффективностью и откладывая на потом затраты на ремонт и обновление.

В 2006–2008 годах мировое производство металлообрабатывающих станков выросло в несколько раз. В 2007 году многие и украинские производители стали делить заказы на более- и менее выгодные. Предприятия, решившиеся купить под свою производственную программу оборудование, в минимальной степени торгуются, поскольку поставщик может поставить эти предприятия в плане производства станков на конец следующего года или еще дальше. У европейских станочников за последний год стандартный срок поставки вырос с 6 до 9 – 12 месяцев. А некоторые особо популярные бренды могут себе позволить ответить заказчику из нашей страны, что они не заинтересованы в этом рынке в настоящее время [40; 141].

Сейчас любое оборудование продается по высокой цене, и дальше цена будет только увеличиваться. В результате, цены на станки в течение года могут вырасти более чем в 1,5 раза. Это, среди прочего, означает поступательный рост интереса именно к новой технике, а не к ее модернизации.

Расходы на продвижение товара на рынке настолько велики, что для предприятия, продавшего за год не более 10 единиц оборудования, без двойной наценки не обойтись. В случае продажи стабильно 100 станков – наценка станет меньше. Для некоторых руководителей цена не является главным фактором приобретения – главное производительность и надежность станка.

Предприятия, занимающиеся внедрением новых станков, рассчитывают продать более двухсот единиц современных станков типа "обрабатывающий центр". Данный показатель значительно ниже по сравнению с европейскими странами. Только в Польше в 2007 году было

внедрено более 600 единиц современных станков типа "обрабатывающий центр". В более развитых странах этот показатель значительно выше.

Когда инвестор выбирает, чем заниматься, он видит ситуацию в машиностроении, металлообработке, и в ряде случаев раздумывает: продавать недвижимость или еще что-нибудь. Невыгодные кредиты, недостаток рабочей силы, финансовая нестабильность, инфляция, необоснованный рост цен на железнодорожные перевозки, на металлопрокат – все это снижает привлекательность металлообработки как бизнеса и сдерживает спрос, в том числе, и на оборудование [40; 141].

Рассматривая ситуацию с рынком оборудования для раскроя металла, установлено, что в государстве ежегодно продается не более 50 машин раскроя. Однако, учитывая ту промышленную базу, которая есть у государства, столько машин раскроя должно продаваться за один день. Пока же для отечественного рынка машины раскроя, которые предлагают мировые лидеры в данной отрасли, это послезавтрашний день, который, впрочем, может и совсем не настать. Для Запада же это позавчерашний день. Так, в Европе нет ни одной металлобазы, ни одного сервисного металлоцентра, где нет такого оборудования. Продается не металлопрокат, а уже готовая деталь. У нас же машиностроительные заводы, где установлены машины плазменного или лазерного раскроя металла с ЧПУ, можно пересчитать по пальцам. А многие из тех, кто хотел бы купить эти машины, не могут себе этого позволить.

Тем не менее, очень много относительно нового оборудования для раскроя металла эксплуатирует, например, предприятие "Азовмаш". Без этих машин не могут обойтись любые изготовители металлоконструкций. Поэтому Днепропетровский ЗМИ имеет 10 таких машин. Предприятия, которые потребляют металлопрокат эшелонами, просто не могут иначе обрабатывать лист.

Запросы потребителей требуют от металлообрабатывающих предприятий все большего применения современных подходов к раскрою металлов. Серьезные требования выдвигаются к качеству реза (объем механической обработки после резки должен быть минимальным), расходу металла, автоматизации процесса раскроя.

Исходя из этого, все чаще используются установки воздушно-плазменной резки благодаря удачному сочетанию качества, удобства

и невысокой цены. Так, использование плазменной резки в сочетании с координатным столом и ЧПУ позволяет добиться высокой точности качества резки, абсолютной повторяемости вырезаемых деталей, практически полностью автоматизировать процесс раскроя и оптимизировать его с помощью специализированного программного обеспечения. Внедрение термической резки металлов (TRM) имеет следующие эффекты: в десятки раз быстрее изготавливаются детали любой конфигурации; отпадает необходимость затрачивать огромные средства на подготовку выпуска новой продукции; путь от замысла (чертежа) конструктора до готовой детали может быть пройден за 10 – 30 минут; исключается необходимость производить дорогостоящие вырубные штампы и, наоборот, появляется возможность распродать до 80 % освободившегося прессового оборудования, тем самым, привлекая дополнительные средства. Программа оптимального раскроя металла позволяет дополнительно экономить до 30 % материала, при этом все операции по изготовлению деталей производятся на одном рабочем месте с использованием одной единицы оборудования. Появляются преимущества в возможности быстрого изменения отдельных узлов конструкции для улучшения выпускаемых изделий.

В настоящее время при выборе оборудования решающим является ценовой фактор. При этом покупатели часто доверяют тому, в какой стране размещается офис компании-производителя или дистрибьютора, и за этот поверхностный подход получают своего рода наказание – низкоэффективное оборудование с коротким жизненным циклом, тем самым, переплачивая за товар [40; 141].

Конкуренция на украинском рынке оборудования для обработки металлов зависит от тенденций рынков-потребителей. Например, давление конкурентов заставляет предприятия непрерывно сокращать время, необходимое для полной обработки детали, количество же высококвалифицированных станочников уменьшается. В результате множество механических и инструментальных цехов проявляют заинтересованность в работе на станках с ЧПУ. Эта задача (а по возможности, и повышение качества готовой продукции) может быть выполнена за счет установки современных систем ЧПУ на имеющееся оборудование или же за счет приобретения нового оборудования с ЧПУ. И это важнейший рыночный вопрос. Современные системы ЧПУ позволяют создавать, сохранять, накапливать и при необходимости вновь

задействовать управляющие программы, умеющие быстро перестраиваться на новый технологический цикл изготовления детали. А использование систем CAD-CAM и CNC-технологий позволяет сокращать время от получения файлов с чертежами клиента до изготовления готовых деталей.

Станок с системой ЧПУ позволяет одним инструментом обработать сложный контур детали, тогда как при обработке на обычном универсальном станке требовалось применение нескольких инструментов или применение инструмента специальной формы. Так же внедрение современных систем ЧПУ может фактически решить проблему отсутствия опытных станочников, поскольку банк программ позволяет снизить требования к квалификации оператора при обработке деталей сложной формы. Опции диалога с оператором расширяют возможности механической обработки. При этом один работник может обслуживать несколько станков, хотя, по мнению экспертов, компьютер никогда полностью не заменит высококвалифицированного специалиста.

При выборе станка с системой ЧПУ опытные покупатели стараются тщательно анализировать, что содержит каждый предлагаемый комплект. Так, некоторые комплекты состоят только из пульта управления, экрана и компьютера. Данный вариант приобретения оборудования используется в случае, когда технологи производственного предприятия самостоятельно загружают станок уже после его приобретения. В основном приобретаются станки стандартных позиций с минимальным набором функций.

Комплексы "под ключ" могут стоить дороже, поскольку включают серводвигатели, усилители, программируемый логический контроллер (PLC), пульт управления оператора и т.п. В таких случаях предприятию-поставщику указывают детали, которые будут обрабатываться на данной единице оборудования и подбирается станок конкретно под условия обработки этих деталей. Для приобретенного оборудования "под ключ" требуется значительно больше времени на перенастройку под обработку другой детали. Поэтому целесообразно приобретать оборудование "под ключ" при серийном и массовом типах производства детали.

Вариант модернизации оборудования зависит от ожидаемого эффекта. Максимальные затраты на реконструкцию не должны составлять 50 – 60 % стоимости нового станка. Так, превращение станка

с ручным управлением в полностью компьютеризированный станок с ЧПУ трудно назвать целесообразным, поскольку подобная реконструкция требует полной замены механики станка, затраты на которую возможно не окупятся.

Часто выбор между приобретением нового станка и модернизацией старого зависит от габаритных размеров: чем больше станок, тем больше стоимость его замены и выше привлекательность его модернизации.

Лучше всего подходят для модернизации станки, изготовленные из хороших конструкционных металлов, но имеющие устаревшие системы управления. Если же оборудование механически изношено, то разумные владельцы чаще всего не видят смысла в его восстановлении. Так или иначе, сегмент модернизации станков для обработки металлов является самостоятельным направлением рынка металлообрабатывающих машин. Операторы, успешно работающие в сегменте модернизации станков, создают себе неплохой плацдарм и для работы на всем рынке в целом.

Основная сложность украинского рынка металлообрабатывающего оборудования состоит в том, что заказчики из года в год не переходят из потенциальных в реальные из-за неуверенности в завтрашнем дне. Потребитель не знает, будут ли заказы, не уверен, что у него не отберут бизнес и сможет ли он взять выгодный кредит. И все-таки спрос на новые станки с ЧПУ будет поступательно расти [40; 141].

На Украине уже идут попытки руководителей ведущих промышленных предприятий улучшать технологические процессы путем применения инновационных методов производства, не связанных с непосредственным внедрением дополнительных производственных мощностей.

Речь идет об эффективной эксплуатации существующего станочного парка, уже оснащенного достаточно современными видами оснастки и инструмента, т.е. имеется в виду внедрение современных методов программирования, автоматизация различных процессов и улучшение операций металлообработки.

Совсем скоро такие идеи воплотятся в осознанные желания и заставят вплотную заняться тем, что называют "инструментальным менеджментом", хотя, к сожалению, мало кто в полной мере понимает, что это такое [40; 141].

6.3. Современный уровень развития промышленного предприятия

Украина является одним из немногих государств, обладающих замкнутым технологическим циклом изготовления авиационной техники. Особое значение в этом технологическом цикле занимает авиационная продукция, изготавливаемая в ПАО "ФЭД" – флагмане отечественного машиностроения, имеющем на своем вооружении самые современные технологии, оборудование, инструменты, технологическую оснастку и т.д.

Предприятие ПАО "ФЭД" занимается производством топливной и гидроаппаратуры для авиационной промышленности. Продукция предприятия является высокотехнологической и сложной в изготовлении. Сотрудники предприятия, используя многолетний опыт работы на предприятии, умеют производить продукцию, которая имеет высокую конкурентоспособность на мировом рынке.

Каждое конечное изделие, выпускаемое предприятием, состоит из нескольких тысяч отдельных деталей, особенность которых – небольшие размеры, что усложняет процесс производства.

Технологический процесс изготовления готовой продукции на предприятии имеет следующую структуру:

1. Заготовительное производство – литье металла для получения формы, отрезка прута. На данном этапе производства сырье подготавливается для дальнейшей обработки в механических цехах.

2. Обрабатываемое производство – снятие металла с заготовки для придания формы и размеров согласно чертежу. Данный этап разбивается на несколько подэтапов.

2.1. Черновая, получистовая, чистовая обработка лезвийными инструментами – предназначены для съема основной части припуска и придания заданной формы детали.

2.2. После обработки лезвийными инструментами, если это требуется технологическим процессом, происходит термическая обработка детали с целью придания твердости металлу.

2.3. После термической обработки или после обработки только лезвийным инструментом, применяется шлифование поверхности для получения необходимых размеров согласно чертежу.

3. Доводочное производство – полирование поверхности (как правило, ручным, весьма трудоемким методом) для достижения высоких показателей качества и точности обработки. Доводочное производство имеется на небольшом количестве предприятий, где требуется изготовление высокоточных деталей, и является особенностью производства в ПАО "ФЭД".

4. Сборочное производство – осуществляется сборка изделий из деталей собственного производства и покупных деталей.

5. Тестирование – на предприятии имеются сложные стенды, которые позволяют повторять все процессы, происходящие во время полета самолета или вертолета. С помощью тестирования предприятие устраняет все ошибки, что позволяет в дальнейшем сохранить жизнь людей, находящихся в воздухе.

После прохождения всех этапов производства агрегат готов для поставки его заказчику и дальнейшего использования в летательном аппарате.

В настоящее время производство наиболее сложных деталей переведено на современное оборудование, которое обеспечивает максимальную производительность и точность. Но некоторые детали до сих пор обрабатываются на устаревшем оборудовании, что увеличивает общий производственный цикл изделия и себестоимость его изготовления.

Необходимо отметить, что первый современный обрабатывающий центр HERMLE был приобретен ПАО "ФЭД" в 2003 году. В то время на предприятиях Украины еще не было опыта эффективного использования аналогичного оборудования, поэтому возникли проблемы с его практическим применением. Так, в течение года предприятие не могло использовать приобретенное оборудование и, следовательно, получать эффект. Причины этого были следующие.

1. Отсутствие специалистов по программированию технологии обработки на станках с ЧПУ нового типа, поскольку требовалось написание управляющих программ на языке G M кодов. В ВУЗах отсутствовали учебные курсы, в рамках которых студентов обучали бы данному языку программирования.

2. Слабо развитый рынок импортных металлорежущих инструментов. Зарубежные станки предназначены для работы на повышенных режимах резания – в диапазоне высокоскоростной обработки (ско-

рость резания 250 м/мин и более), где возможно достижение экономического эффекта. Реализация этих скоростей резания требует применения современного зарубежного инструмента, способного работать на таких режимах резания. В момент приобретения первого обрабатывающего центра HERMLE на отечественных предприятиях практически не использовался зарубежный инструмент, вся обработка осуществлялась отечественным инструментом, который не предназначен для высокоскоростной обработки. При установке на новый станок HERMLE отечественного инструмента показатели выполнения операции были очень низкими, что не позволило полностью использовать потенциал станка, а, следовательно, получить экономический эффект.

3. Отсутствовало понимание о приоритетности загрузки станка. Технологи старались загрузить станок обработкой всевозможных деталей. Главная задача – минимум простоев оборудования. В результате на новом станке обрабатывались менее сложные детали, которые можно было обработать на традиционных отечественных станках на тех же режимах резания и с таким же уровнем качества. Все это делало обработку более дорогостоящей.

После приобретения первого современного обрабатывающего центра HERMLE предприятию потребовалось более года для разработки практических рекомендаций по его эффективному использованию.

6.4. Разработка методики инвестиционного планирования технического перевооружения на промышленном предприятии и оценка ее эффективности

В научной литературе отсутствуют методики, по которым предприятия могут проводить техническое перевооружение производственных мощностей. Из-за этого многие промышленные предприятия и инжиниринговые фирмы (занимающиеся внедрением оборудования и инструментов) самостоятельно устанавливают перечень вопросов, которые необходимо решить при модернизации производственных мощностей. Перечень рассматриваемых вопросов на разных предприятиях различен. В результате может оказаться, что приобретенный высокопроизводительный металлорежущий станок вследствие его высокой стоимости не позволит производить конкурентоспособную ма-

шиностроительную продукцию. Или же, приобретая более дешевый станок, предприятие не выходит на тот уровень производительности, который достигнут на ведущих предприятиях, занимающихся производством аналогичной продукции. При этом на новом оборудовании используются устаревшие конструкции режущих инструментов, что не позволяет максимально реализовать высокие потенциальные возможности нового оборудования (высокооборотных станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр"), в частности за счет осуществления высокоскоростной обработки. Это снижает экономическую эффективность оборудования. Кроме того, как правило, на предприятиях отсутствует квалифицированный персонал для работы на новом оборудовании.

Исходя из этого, важно разработать методику, рассматривающую всевозможные проблемы и вопросы, возникающие в процессе проведения технического перевооружения предприятия. Главными положительными моментами в этой методике должны стать вопросы, которые возникают при проведении модернизации мощностей на стадии обязательного согласования всех поставленных задач и тех дополнений, которые могут возникнуть в ходе обсуждения, а также на последующей стадии принятия решения о проведении мероприятия. В результате перед началом практических действий по техническому перевооружению составляется четкий план действий, не требующий серьезных дополнительных изменений.

В результате исследования проблемы технического перевооружения промышленных предприятий была разработана методика проведения инвестиционного планирования, представляющая собой совокупность последовательных работ, выполнение которых обеспечивает получение четкого плана осуществления технического перевооружения предприятия. В документах, создаваемых при использовании методики, описаны все процессы и результаты, которые будут достигнуты в процессе внедрения разработанного инвестиционного плана.

Предлагаемую методику проведения инвестиционного планирования условно можно разделить на четыре этапа (рис. 6.1). Обязательное условие – переход на следующий этап возможен после выполнения всех поставленных задач на предыдущем этапе. В процессе осуществления инвестиционного планирования невозможно выполнение некоторых задач отдельно от остальных без соблюдения очередности.

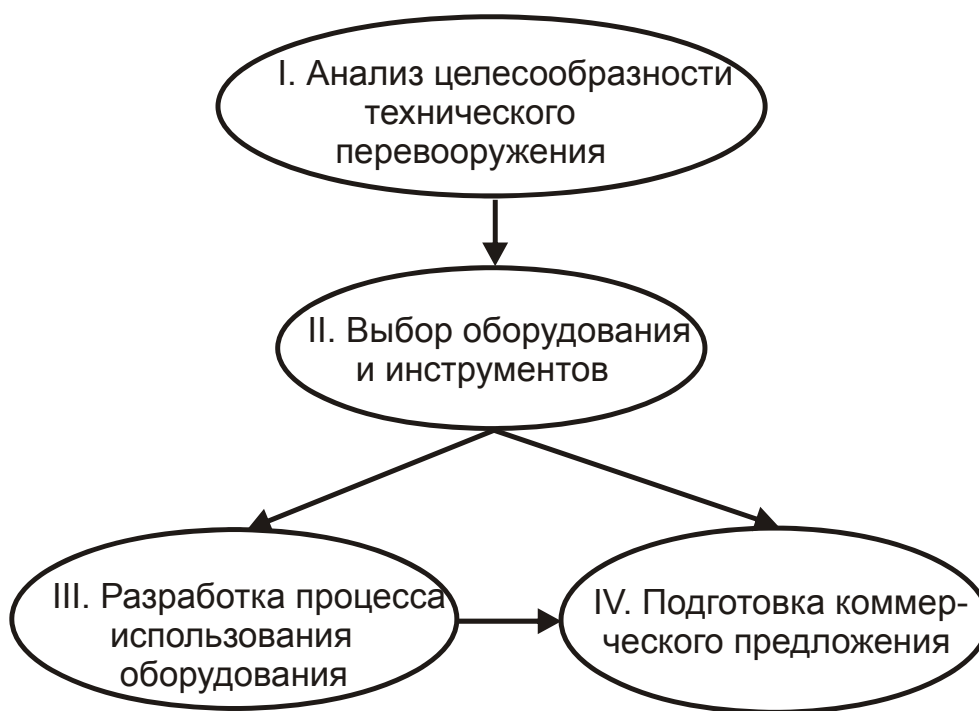


Рис. 6.1. Этапы инвестиционного планирования технического перевооружения предприятия

Как видно из рис. 6.1, конечным этапом методики проведения инвестиционного планирования является создание коммерческого предложения и плана проведения модернизации. Созданные документы на четвертом этапе предназначаются для руководителей промышленного предприятия, на котором будет проводиться модернизация.

Последовательность рассмотрения вопросов на первом этапе показана на рис. 6.2.

На первом этапе инвестиционного планирования по техническому перевооружению на промышленном предприятии следует собрать команду специалистов, которые совместно произведут такое планирование. В команду должны войти следующие специалисты: экономист, финансист, технолог, механик, программист, психолог-педагог, нормировщик, инженер, экономический аналитик. Каждый член команды должен выполнять определенную работу по планированию мероприятий для внедрения нового оборудования в структуру предприятия. Формальным лидером в команде является экономист, который распределяет между всеми членами обязанности и следит за их выполнением в строгой очередности, согласно методике. Для каждого проекта следует разработать мотивационные мероприятия для повышения производительности осуществления планирования.

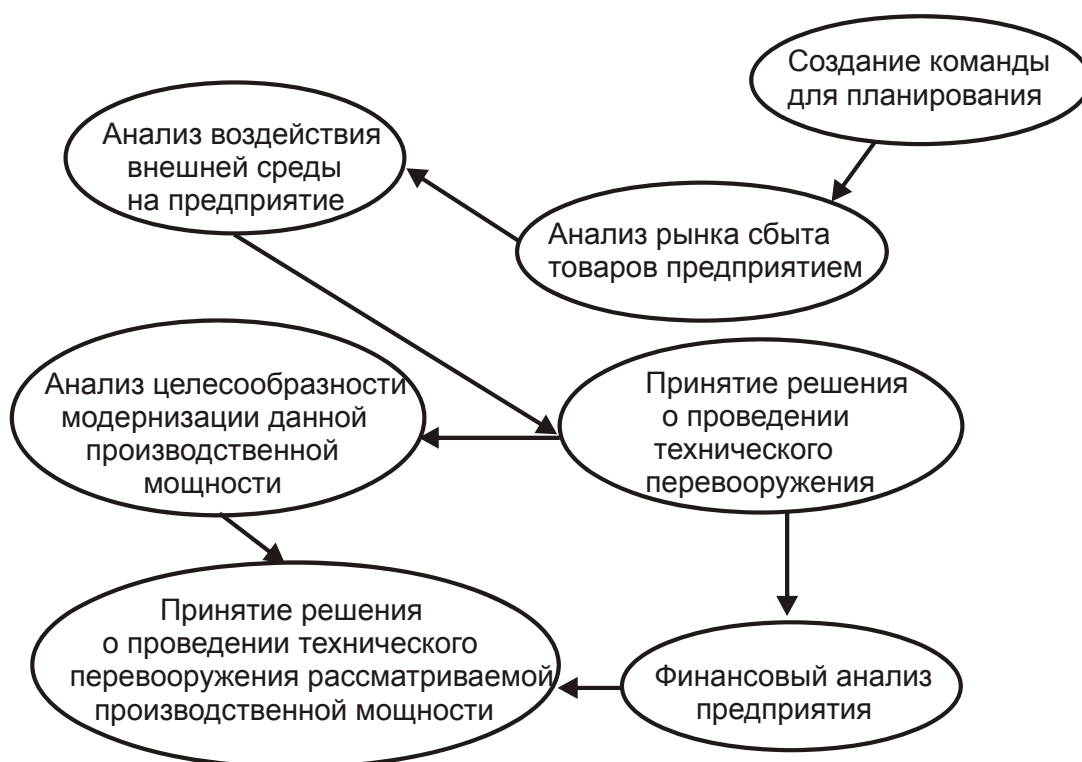


Рис. 6.2. Последовательность выполнения первого этапа инвестиционного планирования

Создав команду специалистов, необходимо приступить к самому процессу планирования мероприятий по техническому перевооружению предприятия. Вначале определяется целесообразность осуществление данного проекта. Это связано с тем, что некоторые промышленные предприятия в данный момент времени фактически не работают. Поэтому у них отсутствуют денежные средства, квалифицированный персонал, а также выпускаемая продукция, которая может пользоваться спросом на рынке. Для таких предприятий мероприятий по обновлению производственных мощностей будет недостаточно, поскольку произведенная продукция не будет реализована. В этом случае следует применять один из подходов: усовершенствование выпускаемой продукции или перепрофилирование предприятия на выпуск другого вида продукции. После этого можно рассматривать вопрос о проведении технического перевооружения для выпуска новой продукции.

Примером этому является Государственное предприятие Харьковский машиностроительный завод "ФЭД", которое на протяжении длительного периода времени (еще и в 1990-е годы) в качестве товаров широкого потребления выпускало фотоаппараты марки "ФЭД" с ручным механизмом фотографирования. В связи с развитием научно-

технического прогресса на мировом рынке появились цифровые фотоаппараты с автоматическим наведением резкости, которые проще в эксплуатации и дешевле. Фотоаппараты марки "ФЭД" оказались неконкурентоспособными в Украине, в результате чего производство фотоаппаратов на заводе было прекращено. Соответственно, модернизация производственных мощностей выпуска фотоаппаратов оказалась экономически нецелесообразной из-за невозможности производить конкурентоспособную продукцию.

После определения целесообразности производства продукции, выпускаемой на предприятии, необходимо определить воздействие внешней среды на предприятие, т.е. наличие льгот, государственных заказов, имиджа предприятия, возможности расширения сотрудничества с поставщиками и выхода на мировой рынок, повышения уровня конкуренции на рынке, изучения ситуации на рынке труда в регионе и другие вопросы, характерные для конкретной отрасли, региона, предприятия.

Сотрудник предприятия, которому поручено провести анализ по данному направлению, сможет быстро проанализировать эти вопросы, поскольку на предприятии каждый день неформально между всеми сотрудниками данные вопросы обсуждаются. Но в связи с тем, что в большинстве случаев проведением технического перевооружения промышленного предприятия занимаются сторонние инжиниринговые организации, то стороннему специалисту будет трудно самостоятельно выполнить данный анализ. Для этого требуется тесное сотрудничество специалистов от инжиниринговой организации и специалистов от промышленного предприятия.

Проведя анализ рынка сбыта продукции и анализ внешней среды предприятия, необходимо сделать вывод о целесообразности технического перевооружения на данном предприятии.

Если же решение будет отрицательным, то предприятию следует выбрать другую стратегию развития, не предусматривающую первоначального проведения модернизации производственных мощностей. Если же решение положительно, то следует переходить к рассмотрению следующих вопросов.

После принятия решения о проведении технического перевооружения следует сделать финансовый анализ предприятия и выбрать цех или участок, подлежащий модернизации. Финансовый анализ должен включать финансовую устойчивость, ликвидность предприятия,

размер и структуру кредиторской и дебиторской задолженности, рентабельность предприятия, прибыль.

Определение финансовой устойчивости позволит определить соотношение собственных и заемных средств на предприятии. Данный коэффициент сможет показать устойчивость к изменениям во внешней среде при проведении технического перевооружения. Так же, если у предприятия в структуре капитала большая доля заемных средств, то финансовые учреждения могут отказать в кредитовании процесса модернизации производственных мощностей.

Расчет ликвидности предприятия показывает возможность точно в срок рассчитаться с поставщиками за оборудование, инструменты, а также и за выполненные другие услуги.

Определение структуры и размера кредиторской задолженности позволит установить, по каким статьям расходов в основном идет задержка платежей (поставщикам сырья и материалов, по заработной плате, по отчислениям государству, по выплатам кредитов). Данный показатель наиболее эффективен для инжиниринговых организаций, обеспечивающих проведение технического перевооружения, поскольку до начала практического сотрудничества поставщик будет знать, планировать ли ему задержки с оплатой от заказчика. Определение дебиторской задолженности позволит поставщику учитывать факт отсутствия у заказчика денежных средств из-за несвоевременной оплаты реализуемой продукции. Это также учитывается при планировании задержек с оплатой от заказчика. Для организации-исполнителя знания о возможных задержках в оплате позволит более эффективно управлять оборотными средствами.

Расчет рентабельности позволит определить эффективность привлечения заемных средств и их целесообразность. Так же знание уровня рентабельности предприятия играет важную роль при определении стоимости услуг по проведению технического перевооружения инжиниринговой организацией.

Размер чистой прибыли и наличие средств на предприятии позволит определить источник финансирования мероприятия.

Возможно поэтапное приобретение оборудования. При таком варианте предприятие будет приобретать новое оборудование за счет вновь полученной прибыли. Получение кредита под данное мероприя-

тие будет эффективно лишь при условии, если рентабельность продукции равна или выше ставки по кредиту.

Одновременно с проведением финансового анализа необходимо определить объект модернизации. Для этого следует проанализировать технологию производства продукции на предприятии и выявить: "узкие места"; операции, которые наиболее существенно влияют на конечную продукцию; ряд операций, которые можно потенциально выполнять на одной единице оборудования; операции, для выполнения которых недостаточно точности или мощности имеющегося оборудования. Из всех возможных объектов необходимо выбрать наиболее эффективный с точки зрения конечного результата для предприятия в целом и с учетом финансового состояния предприятия. При выполнении этой задачи необходимо сравнивать необходимость проведения модернизации производственной мощности с финансовыми возможностями.

Приняв решение об объекте модернизации и источниках финансирования, первый этап инвестиционного планирования завершен. После этого следует переходить к выполнению второго этапа. Последовательность выполнения второго этапа инвестиционного планирования показана на рис. 6.3. Задачи второго этапа необходимо выполнять только последовательно.

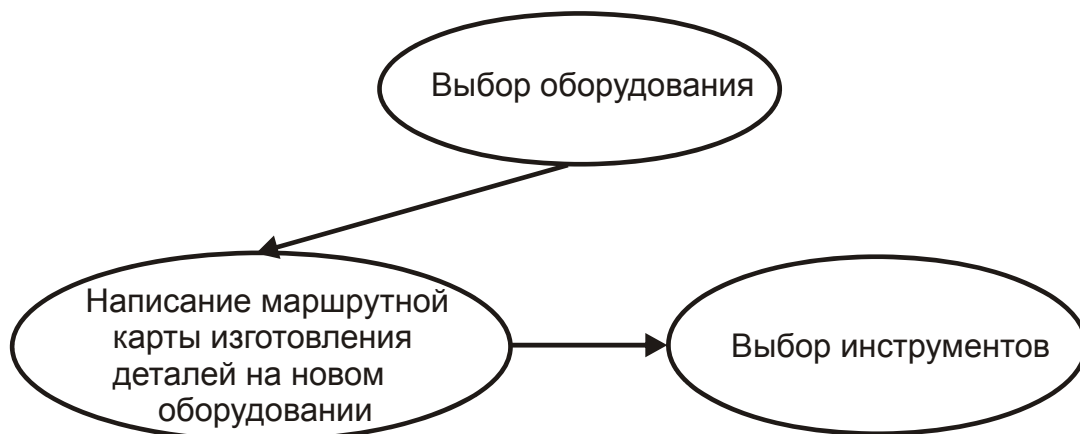


Рис. 6.3. Последовательность выполнения второго этапа инвестиционного планирования

Основная задача технического перевооружения машиностроительного предприятия – это приобретение нового оборудования. В основном критерием выбора оборудования является соотношение "технические возможности – стоимость станка":

$$K_{\text{станка}} = \frac{K_{\text{техн}}}{K_{\text{цена}}} \times K_{\text{поставщика}}, \quad (6.1)$$

где $K_{\text{техн}}$ – обобщенный коэффициент технических характеристик оборудования;

$K_{\text{цена}}$ – коэффициент цены на оборудование;

$K_{\text{поставщика}}$ – коэффициент предприятия-поставщика.

При анализе всех возможных альтернатив, оборудованию с наименьшей ценой присваивается коэффициент 1. Всем остальным альтернативам присваивается коэффициент, определяемый отношением их стоимости к самому дешевому оборудованию.

При анализе технических возможностей оборудования каждой характеристике присваивается свой коэффициент, исходя из их отношения к наихудшему показателю из представленных альтернатив. Все технические коэффициенты суммируются, и далее в расчетах используется обобщенный коэффициент технических характеристик.

Для выбора наилучшей альтернативы по внедряемому оборудованию необходимо рассмотреть финансовые характеристики предприятия-поставщика и перечень услуг, которые он может предложить в рамках поставки оборудования. Обобщающий коэффициент предприятия-поставщика рассчитывается аналогично обобщенному коэффициенту технических характеристик оборудования. Оборудование с наибольшим коэффициентом следует внедрять на предприятии.

После выбора необходимого оборудования требуется подготовка маршрутных карт обработки конкретных деталей, которые составляются на основании выбранного оборудования и его технических характеристик. На основании перечня оборудования, которое будет поставлено на предприятие, и разработанной маршрутной карты производится выбор инструмента, с помощью которого будет произведена обработка детали.

При выборе инструмента, как и при выборе оборудования, следует учитывать соотношение технических характеристик инструмента и его стоимости.

После выбора оборудования и инструментов, выполнение второго этапа завершено. Необходимо переходить к выполнению третьего этапа инвестиционного планирования. Последовательность его выполнения показана на рис. 6.4.

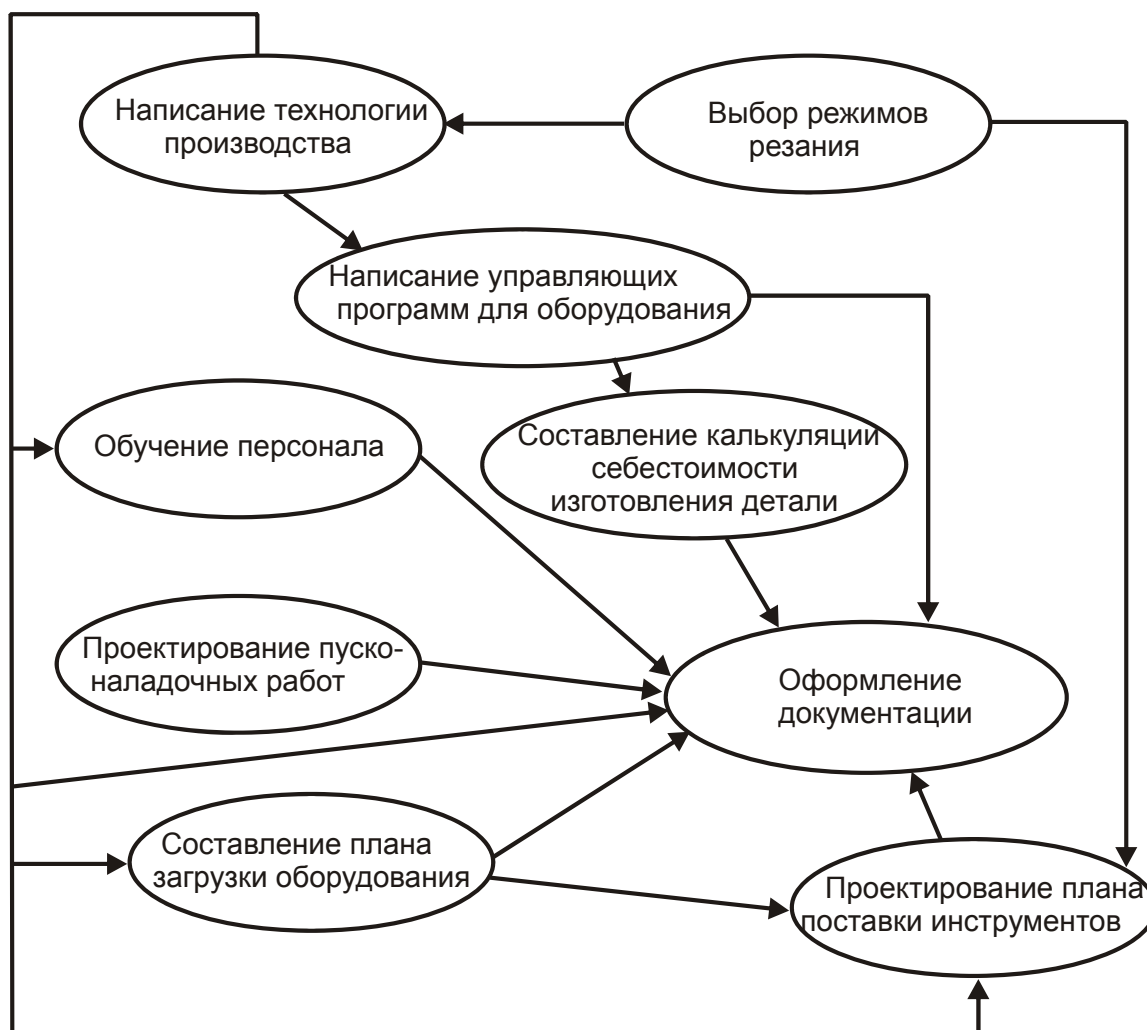


Рис. 6.4. Последовательность выполнения третьего этапа инвестиционного планирования

Выполнение третьего этапа начинается с выполнения проектирования пуско-наладочных работ, которое предусматривает разработку схемы размещения нового оборудования в производственном цехе с возможностью свободного подхода к нему. При этом необходимо составление плана работ по установке, подключению и настройке оборудования. Предусматривается подготовка специалиста для работы и обслуживания нового оборудования.

Выбор режимов резания необходимо производить с учетом выбранного инструмента, например, на основе математической модели для определения оптимальной стойкости инструмента, соответствующей минимуму себестоимости обработки, описанной в работе [41]. Для расчета следует использовать данные о стоимости инструмента и заработной плате рабочего-станочника с отчислениями. Рассчитанные таким образом режимы резания обеспечат наименьшую себестои-

мость обработки детали на предприятии. После выполнения этих работ, следующим пунктом третьего этапа является разработка технологии производства с учетом выбранных режимов резания.

Процесс разработки технологии производства основан на использовании маршрутной карты, выбранного оборудования, инструментов и режимов резания.

Как правило, из-за недостаточной квалификации технического персонала на промышленном предприятии не всегда удается разработать качественную управляющую программу для станка с ЧПУ и произвести последующую ее корректировку в процессе работы станка. Поэтому необходимо провести обучение технического персонала, желательно в обучающих центрах при инжиниринговых организациях, которые предназначены для формирования целостной системы теоретических знаний и практических навыков, необходимых специалисту на всех участках современного машиностроительного производства. Программа обучения предполагает изучение процесса подготовки производства изделия, включая разработку чертежей (CAD) и подготовку управляющей программы в CAM-системе, а также позволяет приобрести навыки оператора станка в условиях, приближенных к реальным.

Обучение представителей предприятия-заказчика, планирующего приобретение оборудования, производится на практических примерах в классах, оборудованных симуляторами стоек SIEMENS Sinumerik и FANUC NC Guide PRO. Программа ориентирована на решение повседневных задач производства таким образом, чтобы полученные знания и опыт можно было использовать оперативно на практике. Такой подход позволит повысить эффективность производства вследствие сокращения времени на обучение персонала уже после установки оборудования. В основу курса положено ознакомление с общими принципами программирования, системой координат, управления осями, структурой и форматом управляющей программы, линейной и круговой интерполяцией, подготовительными функциями (G-коды), вспомогательными функциями (M-коды), постоянными циклами и т.д. [67].

Рекомендуется направлять на повышение квалификации работников с опытом работы более 2 лет и возрастом до 45 лет. Наличие двухлетнего опыта работы позволяет работнику разобраться во всем процессе металлообработки, и в случае возникновения проблемы

знать, как ее решить. Как известно, работники в возрасте до 45 лет более способны к обучению. После 45 лет работник в большинстве случаев сопротивляется получению новых знаний, ссылаясь на то, что он уже все знает. Сопротивление наиболее выражено, когда работнику показывают совершенно новые методы работы, эффективность применения которых требует времени.

В начале курса повышения квалификации необходимо заинтересовать работника процессом обучения и показать, как изменится размер заработной платы и условия труда с учетом полученных знаний. Если же в начале обучения не будет это сделано, то работник, прослушав обучающий курс, по-прежнему будет применять устаревшие методы выполнения своих должностных обязанностей.

Пройдя курс обучения, специалисты предприятия-заказчика способны создавать управляющие программы для станков с ЧПУ. Написание управляющих программ происходит с помощью CAD/CAM-систем, которые способны из 3D-модели детали сформировать G M код в автоматическом режиме. Рабочему остается лишь корректировать управляющую программу, внося в нее незначительные изменения.

После составления управляющей программы специалист получает ориентировочное машинное время обработки детали. На основании этого машинного времени рассчитывается штучное время изготовления детали и составляется калькуляция себестоимости изготовления детали.

Размеры заготовки и готовой детали позволяют определить стоимость сырья и возвратного материала (стружки), а определение штучного времени дает возможность рассчитать заработную плату рабочего с начислениями, необходимое количество энергии на технологические нужды и стоимость инструмента, необходимого для изготовления детали. Суммарные переменные затраты позволяют определить размер постоянных затрат в себестоимости детали.

В результате таких расчетов себестоимости изготовления деталей уже перед проведением технического перевооружения предприятие-заказчик будет точно знать затраты на приобретение нового оборудования, получаемый экономический эффект от данного мероприятия. Анализируя эти результаты, предприятие может рассчитать эффективность данного мероприятия, его целесообразность и период окупаемости проекта.

Составив технологический процесс изготовления детали, и определив штучное время обработки, необходимо составить план запуска деталей в обработку. Для этого необходимо определить тип производства (единичный, серийный, массовый) и размер передаточной партии. Количество деталей в партии, подлежащей обработке, следует принять минимально возможным, исходя из уровня затрат на переналадку оборудования, а также с точки зрения затрат времени обработки на всех операциях (производственный цикл).

Зная график запуска деталей в обработку и технологический процесс их изготовления, далее необходимо рассчитать расход инструментов на обработку партии деталей и определить потребность в инструменте для изготовления месячной производственной программы. Каждый дилер инструмента предлагает различные сроки поставки инструмента после оформления заказа. Поэтому необходимо построить для каждого инструмента сетевой график поставки на месяц, чтобы вовремя оформить заказ и получить инструмент за 1 – 2 дня до запуска партии деталей в обработку.

После проведения всех работ по третьему этапу, следует составить документацию по каждому направлению:

1. План повышения квалификации работников, которые будут обслуживать новое оборудование.
2. Технологический процесс изготовления деталей с указанием параметров обработки, режимов резания, инструментов и оборудования.
3. Маршрутную карту производства деталей.
4. Управляющие программы обработки деталей в электронном блокноте на материальном носителе: CD-диск, Flash карта, карта памяти и др.
5. Схему запуска деталей в обработку в течение 1 месяца.
6. План пуско-наладочных работ.
7. Схему размещения станка в цехе.
8. Калькуляцию себестоимости изготовления каждой детали, экономический эффект от технического перевооружения в расчете на одну деталь, годовой экономический эффект по каждому виду деталей.
9. Сетевой график поставки инструмента и размер партии по каждому дилеру инструмента.

В ходе реализации трех этапов инвестиционного планирования, получают все необходимые данные и расчеты. В основном эти данные

необходимы для оперативного управления мероприятием по техническому перевооружению на предприятии. Однако для начала проведения данного мероприятия следует получить разрешение руководства промышленного предприятия. Для этого необходимы обобщающие данные по мероприятию (четвертый этап инвестиционного планирования). Если инвестиционным планированием занимались сотрудники предприятия, то в качестве обобщающего документа должна выступать служебная записка. В ней необходимо указать:

- 1) объект модернизации;
- 2) стоимость инвестиции;
- 3) источник финансирования;
- 4) период проведения модернизации;
- 5) экономический эффект от реализации модернизации;
- 6) окупаемость проекта;
- 7) организации, которые необходимо привлечь для выполнения определенных работ.

В основном техническим перевооружением занимаются инжиниринговые организации, которые готовы реализовать полный комплекс мероприятий, описанных в инвестиционном плане. После разработки этого плана инжиниринговая организация составляет коммерческое предложение.

Вопросы, рассмотренные в коммерческом предложении, идентичны вопросам в служебной записке, кроме вопроса об источнике финансирования. Выбором такого источника должны заниматься сотрудники предприятия-заказчика, но при этом они могут рассматривать и рекомендации поставщика.

В настоящее время крупные инжиниринговые организации, совместно с учеными и специалистами, вкладывают значительные средства в создание новых методов, моделей, методик и подходов. Разрабатывают новый специальный инструмент, оснащают оборудование специальными техническими средствами. Деятельность таких организаций направлена на практическое развитие промышленных предприятий и реализацию их потребностей и проблем.

Предложенная в работе методика основана на опыте проведения технического перевооружения промышленных предприятий в Украине. Инжиниринговые организации в своей работе используют различные модели, методы, но при этом не сводят их в единый процесс, т.е. раз-

ным заказчикам предоставляют разные услуги. Так же различаются и методы выполнения комплекса работ на разных предприятиях.

Результатом разработки методики инвестиционного планирования технического перевооружения на промышленном предприятии является сведение в единый процесс всех необходимых мероприятий, которые обеспечат максимальную эффективность от технического перевооружения промышленного предприятия. Данная методика не является исчерпывающей, для каждого заказчика могут быть предложены дополнительные услуги. Однако для эффективной модернизации производственных мощностей выполнение всех рассмотренных в предложенной методике вопросов, является обязательным условием.

6.5. Опыт проведения технического перевооружения на промышленных предприятиях Украины

Промышленные предприятия Украины за предыдущие 20 лет прошли путь от возобновления своей деятельности до активного конкурентирования на мировых рынках. Некоторые предприятия занимают весомую долю за рубежом. Продукция, способная конкурировать с крупнейшими производителями в мире, отличается высоким качеством и надежностью в эксплуатации. Это достигнуто в основном за счет применения новых технологий производства, в частности применения современного оборудования и инструментов для металлообработки.

Промышленные предприятия, которые выбрали путь развития, осознают необходимость полного технического перевооружения основных фондов. На многих предприятиях используется оборудование 40 – 50-летней давности, которое не отвечает требованиям мирового рынка. Все эти предприятия, осознавая данную проблему, стремятся использовать имеющиеся денежные ресурсы для приобретения нового оборудования и инструментов. В связи с высокой стоимостью современного оборудования (от 200 тысяч долларов до 20 миллионов долларов за единицу) многие предприятия стремятся в начале развития переходить на использование новейшего зарубежного режущего инструмента.

Внедрение нового режущего инструмента позволяет предприятиям получать дополнительный экономический эффект, за счет которого в дальнейшем приобретается оборудование.

Группа компаний "ВариУс" (г. Днепр) специализируется на предоставлении услуг инжиниринга (поставляет оборудование, инструмент, разрабатывает технологию, управляющие программы для станков с ЧПУ, подготавливает квалифицированный персонал). В результате внедрения нового режущего инструмента с помощью Группы компаний "ВариУс" обеспечивается повышение производительности обработки, уменьшаются затраты на режущий инструмент. Так, например, в АО "Сумской завод "Насосэнергомаш" длительное время на операции фрезерования использовался режущий инструмент, изготовленный из твердого сплава ТТ3540 (производства южно-корейской фирмы TaeguTec). После применения режущих инструментов, изготовленных из более эффективного твердого сплава ТТ9080 (той же фирмы) производительность обработки выросла на 33 %. В связи с этим необходимо отметить, что сплав ТТ3540 был неудачно выбран для изготовления инструментов.

В ЗАО "Гидросила ГРУП" достигнуто повышение производительности на 73 % и стойкости на 370 % за счет применения фрезерного сплава производства фирмы TaeguTec по сравнению с аналогичным сплавом фирмы Kennametal.

В ПАО "Киевское центральное конструкторское бюро арматуростроения" достигнуто повышение производительности на 209 % за счет применения режущих инструментов со сплавом производства фирмы TaeguTec по сравнению с инструментом производства фирмы ISCAR.

В ООО "ТРИЗ" исключили операцию шлифования из технологического процесса за счет внедрения торцевой фрезы фирмы TaeguTec с Wiper пластиной.

В ПАО "Азовмаш" (г. Мариуполь) достигнуто повышение производительности в 3,5 раза при обработке Брони 71, а в ГП "Завод им. Малышева" (г. Харьков) – повышение производительности на 60 % и стойкости инструмента в 2 раза при сверлении ружейными сверлами фирмы TaeguTec.

Примеры внедрения нового режущего инструмента (в частности, производства фирмы TaeguTec) показывают на возможность значительного повышения качества обработанных поверхностей деталей и производительности обработки, а также уменьшения затрат на режущие инструменты. Это позволяет выпускать продукцию более низкой

себестоимости и высокого качества. Получая от внедрения инструментов экономический эффект, предприятие может постепенно вкладывать средства в приобретение оборудования, которое способно вывести предприятие на новый уровень производства.

Группа компаний "ВариУс" за более чем 10 лет работы на украинском рынке реализовала уже более 300 проектов по техническому перевооружению промышленных предприятий. Каждый из этих проектов способствовал развитию предприятия и экономики Украины в целом. С помощью Группы компаний "ВариУс" некоторые отечественные предприятия смогли выиграть международные тендеры на производство комплектующих, намного опередив своих конкурентов как в Украине, так и за ее пределами.

Например, в "Антарес-ю." ООО в результате внедрения современного станка DOOSAN PUMA 280 удалось заменить 3 станка с ЧПУ еще советского производства. За счет этого нарастили производство на 20 – 30 %. Срок окупаемости станка составил 24 – 30 месяцев. При этом появилась возможность производства новой продукции.

В ООО "Гидроформа" приобретен токарный обрабатывающий центр с осью С – DOOSAN Lynx220LM. Это позволило нарастить производство на 15 – 20 % по сравнению с применяемым ранее аналогичным токарным обрабатывающим центром Haas за счет более высоких технических показателей станка. Срок окупаемости 24 месяца.

В ЧАО "Финпрофиль" внедрен фрезерный обрабатывающий центр DOOSAN DNM500. Он позволил заменить 2 универсальных станка. В результате предприятие нарастило производство на 40 – 50 %. Появилась возможность производства новой продукции. Срок окупаемости станка составляет 24 – 28 месяцев.

При внедрении новых станков DOOSAN PUMA280 на ЧП "Магистр" время изготовления детали "Крышка передняя" уменьшилось в 2 раза: на старых станках 16K20Ф3 время изготовления было 4,2 мин, а стало 2,1 мин.

В АО "ДАЗ" в результате внедрения современного станка Doosan Lynx220LYA при изготовлении детали "Башмак" заказчик полностью исключил доводочные работы, т.е. со станка он получает готовое изделие.

В ООО ПО "Восход" в результате внедрения станка типа "обрабатывающий центр" Doosan Lynx 300M удалось заменить 5 единиц

устаревшего универсального оборудования (2 токарных, 1 фрезерный, 1 сверлильный и 1 шлифовальный станок). Вместо 3 переустановок детали осуществляется лишь одна. Машинное время обработки детали снизилось в 1,7 раза (было 41 мин, стало 24 мин).

В 2012 году в ГП "Луганский авиационный ремонтный завод" благодаря применению современного станка Doosan Lynx 220LM, Millstar BMV 850 начали самостоятельно изготавливать детали, а до этого осуществлялся только их ремонт.

В ООО "Черкасыэлеватормаш" внедрение станка Doosan DNM 750L позволило выпускать качественную продукцию, поскольку имеющееся оборудование не обеспечивало требований точности и шероховатости, предъявляемых к деталям. Производительность обработки выросла в 1,5 – 2 раза.

На ПАО "Днепротяжмаш" за счет применения станка Doosan DBC130 был существенно разгружен парк универсального оборудования (приблизительно 25 – 30 %). Внедрение станка дало возможность выпускать качественную продукцию, хотя ранее имеющееся оборудование не обеспечивало требований по точности и шероховатости, предъявляемых к деталям.

В ООО "Завод элеваторного оборудования" приобретен станок Doosan Puma 400LMB (рис. 6.5), что позволило объединить токарные и фрезерные операции на одном станке.



Рис. 6.5. Высокопроизводительный двухшпиндельный токарный обрабатывающий центр Doosan PUMA 2100MS с револьверной головкой для смены инструмента и системой управления

Достигнуто также увеличение производительности за счет применения современного инструмента. В среднем производительность обработки в ООО "Завод элеваторного оборудования" увеличилась в 3 раза.

В ПАО "Днепрополимермаш" внедрение нового станка Doosan позволило уменьшить трудоемкость при изготовлении пресс-формы диаметром 2200 мм с 180 часов до 15,5 часов. Увеличение производительности позволило предприятию выиграть международный тендер, опередив конкурентов, которые предлагали изготовление такой пресс-формы за 150 – 160 часов.

Как показали примеры технического перевооружения промышленных предприятий Украины, вложение средств в модернизацию производственных фондов является одним из наиболее выгодных, однако долгосрочных (2 – 3 года), вложений.

Промышленные предприятия, которые активно сотрудничают с инжиниринговыми организациями, развиваются быстрее, чем предприятия, которые опираются на собственные силы в решении всех производственных вопросов. Поэтому каждому промышленному предприятию, которое ставит перед собой задачу реального развития и выхода на мировые рынки, следует проанализировать возможность тесного сотрудничества с инжиниринговыми организациями. Это связано с тем, что в таких организациях работают квалифицированные сотрудники, знающие возможности поставляемого оборудования и инструментов, а также наилучшие условия их эксплуатации.

Выводы

1. В настоящее время важное значение в развитии экономики страны имеет повышение эффективности деятельности предприятий, в особенности, промышленных. Одним из наиболее эффективных методов повышения эффективности предприятия, как известно, является инвестирование. В экономической литературе рассматривается множество различных путей вложения средств, но в основном они связаны с вложением средств в приобретение ценных бумаг предприятий с целью в краткосрочном периоде получить экономический эффект. Также доказана эффективность вложения средств в проведение технического перевооружения предприятия, однако данное направление рас-

считается не всегда выгодным, сложным в организации, особенно в условиях современной экономики.

2. Под техническим перевооружением в основном понимают приобретение нового оборудования и технологий, что позволяет предприятию в кратчайшие сроки выйти на мировой уровень качества выпускаемой продукции и в кратчайшие сроки окупить проект. Недостатком данного направления является то, что для осуществления проекта необходима большая сумма денежных средств, которая не всегда имеется в наличии у предприятия. Исходя из этого, множество предприятий, не имея свободных средств, не проводят мероприятия по техническому перевооружению и остаются на низком уровне конкурентоспособности.

3. В научной литературе отсутствуют методики по проведению технического перевооружения предприятия. Как показывает практика, для их разработки необходимы знания в смежных с менеджментом науках, а также практический опыт, поскольку для проведения мероприятий по техническому перевооружению требуется реализовать комплекс технических, экономических, организационных и социальных действий. В связи с этим в работе разработана методика инвестиционного планирования технического перевооружения на промышленном предприятии, которая объединила в единой системе все необходимые мероприятия, обеспечивающие максимальную эффективность от технического перевооружения промышленного предприятия.

4. В работе обобщен практический опыт проведения технического перевооружения предприятий Украины, накопленный в Техническом Центре "ВариУс". Показана эффективность его проведения, состоящая в повышении производительности, качества и точности механической обработки благодаря применению современных технологий, высокоэффективного металлообрабатывающего оборудования и инструментов, а также создания конкурентоспособной на мировом рынке машиностроительной продукции.

Общие выводы

Высокий уровень развития промышленного производства и создание конкурентоспособной машиностроительной продукции требуют широкого применения современных технологий и технического перевооружения предприятий с использованием высокоэффективного оборудования, инструментов и технологической оснастки зарубежного производства. Большой опыт в этом направлении накоплен крупнейшей инжиниринговой компанией Украины – Техническим Центром "ВариУс". Благодаря высокой квалификации специалистов этой компании на промышленных предприятиях Украины внедрено более 300 проектов по техническому перевооружению промышленных предприятий, поставлены и введены в эксплуатацию сотни современных высокооборотных металлообрабатывающих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр", позволяющих фактически с одного установка производить обработку сложных по конфигурации изделий, что резко повышает производительность обработки при одновременном обеспечении высоких показателей качества и точности обрабатываемых поверхностей. Значительный эффект обработки достигается от применения новых сборных конструкций твердосплавных и керамических режущих инструментов с износостойкими покрытиями зарубежного производства, позволяющих обработку деталей производить в условиях высокоскоростного резания, обеспечивая высокую производительность и стойкость инструмента при повышенных температурах резания.

Для раскрытия физической сущности процессов механической обработки, определения их технологических возможностей и условий повышения эффективности применения, в настоящей работе предложены глубокие математические модели процессов лезвийной и абразивной обработки. Выявлены основные закономерности возникновения вибраций при механической обработке и условия управления вибрациями в процессе резания. Показано, что в случае действия непродолжительной нагрузки элементы технологической системы не успевают среагировать на импульс силы и получить упругие перемещения, соответствующие статическому приложению этой силы. В результате фактическая и номинальная глубины резания становятся примерно одинаковыми, что повышает производительность обработки. Вместе с тем, при шлифовании деталей с прерывистыми поверхностями это

приводит к интенсивному износу дорогостоящих кругов из синтетических сверхтвердых материалов, что требует исключения ударно-циклического характера взаимодействия круга с деталью из процесса обработки за счет строгого соблюдения соответствия параметров режима шлифования, применяя для этого, например, высокопроизводительный метод глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали.

При прерывистом шлифовании, наоборот, ударно-циклический характер взаимодействия круга с деталью, приводящий к повышенному износу круга, обеспечивает непрерывное восстановление его режущей способности и снижает силовую и тепловую напряженности процесса шлифования. Как установлено экспериментально, энергоемкость прерывистого шлифования всегда меньше, чем при обычном шлифовании сплошным кругом, что является одним из источников снижения температуры при прерывистом шлифовании и повышения качества и производительности, особенно при обработке материалов повышенной твердости. Разнообразное проявление динамического фактора при механической обработке требует вполне конкретных подходов к управлению интенсивностью возникающих вибраций в каждом случае обработки, как это показано в работе.

Значительное внимание уделено дальнейшему совершенствованию технологий высокопроизводительного алмазного шлифования. Для этого приведены разработанные физические и кинематические основы высокопроизводительного шлифования алмазными кругами на прочных металлических связках, обладающих колоссальными технологическими возможностями с точки зрения увеличения производительности при обработке материалов повышенной твердости. На базе разработанных математических моделей процесса шлифования теоретически обоснованы условия существенного повышения производительности обработки, которые использованы для создания и практического применения эффективных технологий алмазного шлифования. Теоретически показана исключительно важная роль остроты режущих зерен круга в формировании основных параметров шлифования. Установлены оптимальные значения величины линейного износа зерен до момента их объемного разрушения или выпадения из связки круга без разрушения (в зависимости от механизма износа круга), обеспечивающие максимально возможную производительность и ми-

нимальный относительный расход алмаза (или себестоимость обработки) с учетом ограничений по качеству и точности обрабатываемых поверхностей. Это открывает новые технологические возможности эффективного использования алмазных кругов на прочных металлических связках при шлифовании труднообрабатываемых материалов. Разработанные на уровне изобретений технологии высокопроизводительного алмазного шлифования внедрены в производство на операциях шлифования таких труднообрабатываемых материалов как твердые сплавы, износостойкие наплавки и покрытия, природные и искусственные алмазы, керамики и ферриты, техническое стекло и хрусталь.

Учитывая исключительно важное значение управления тепловыми процессами, возникающими при резании и шлифовании материалов, в повышении эффективности механической обработки, в работе приведены результаты теоретических исследований параметров тепловых процессов и разработаны практические рекомендации по снижению температуры резания. Теоретически показано, что наибольшая температура резания достигается при условии полного перехода возникающего при резании тепла в образующуюся стружку. В этом случае достигается максимально возможная производительность обработки, однако вполне возможно образование прижогов, микротрещин и других температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. С учетом тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, температура резания и производительность обработки уменьшаются, что предопределяет в этом случае оптимальные условия высококачественной обработки. Теоретически показано, что основным параметром, определяющим температуру резания и производительность обработки, является условное напряжение резания, зависящее, главным образом, от режущей способности инструмента. При лезвийной обработке условное напряжение резания меньше, чем при абразивной обработке, что позволяет существенно повысить производительность лезвийной обработки. Этим, собственно, объясняется целесообразность применения абразивной обработки в основном на окончательных (финишных) операциях обработки. Показано также, что повысить производительность абразивной обработки без увеличения температуры резания можно в условиях глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали при обеспечении высокой режущей способности шлифовального круга.

В работе теоретически определены условия уменьшения энергоемкости струйно-абразивной обработки и на этой основе сформулированы основные направления эффективного применения метода абразивной обработки деталей затопленными струями, состоящие в обработке кромок заготовок, устранении заусенцев и уменьшении микронеровностей на обрабатываемых поверхностях. Разработана математическая модель динамики взаимодействия единичных зерен с обрабатываемыми деталями при абразивной обработке деталей затопленными струями и определены траектории их движения в обрабатываемом материале, что позволило установить закономерности образования микросрезов и условия съема припуска и формообразования поверхностей. Теоретически и экспериментально доказано преобладающее влияние скорости взаимодействия зерен и обрабатываемых деталей на интенсивность съема материала при абразивной обработке затопленными струями и на этой основе определены оптимальные условия обработки, реализующие максимально возможную производительность. Разработано и внедрено в производство эффективное оборудование, представленное гаммой установок для струйно-абразивной отделочной обработки мелкогабаритных деталей затопленными струями, позволяющее ликвидировать трудоемкие ручные зачистные операции, повысить качество и производительность обработки, за счет улучшения товарного вида обработанных деталей при одновременной обработке большого количества деталей с загрузкой в рабочую камеру "навалом".

В работе предложена методика инвестиционного планирования технического перевооружения на промышленном предприятии, в которой сведены в единый процесс все необходимые мероприятия, обеспечивающие максимальную эффективность от технического перевооружения промышленного предприятия. Обобщен накопленный в Техническом Центре "ВариУс" практический опыт проведения технического перевооружения предприятий Украины. Показана эффективность его проведения, состоящая в повышении производительности, качества и точности механической обработки благодаря применению современных технологий, высокоэффективного металлообрабатывающего оборудования и инструментов, а также создания конкурентоспособной на мировом рынке машиностроительной продукции.

Список использованных источников

1. Аврутин Ю. Д. Рельеф шлифовального круга и его связь с шероховатостью шлифовальной поверхности. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.08 "Технология машиностроения". – Ленинград : ЛПИ, 1977. – 23 с.
2. Алмазная обработка : учебное пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Киев : ІЗМН, 1996. – 168 с.
3. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / Под ред. профессора А. Н. Резникова. – Москва : Машиностроение, 1977. – 390 с.
4. Андилахай А. А. Абразивная обработка деталей затопленными струями / А. А. Андилахай. – Мариуполь : ПГТУ, 2006. – 190 с.
5. Андилахай А. А. Динамика процесса струйно-абразивной обработки / А. А. Андилахай // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків : ХНТУСГ, 2009. – Вип. 81. – С. 291–295.
6. Андилахай А. А. Струйные методы и конструкции установок для отделочной обработки деталей / А. А. Андилахай // Физические и компьютерные технологии : труды 17-й Междунар. науч.-техн. конф., 20–21 сентября 2011, г. Харьков. – Харьков : ХНПК "ФЭД", 2011. – С. 24–30.
7. Андилахай А. А. Теоретический анализ взаимодействия единичного абразивного зерна и обрабатываемой поверхности в процессе обработки затопленными струями / А. А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ПДТУ, 2010. – Вып.12. – С. 50–55.
8. Андилахай А. А. Теоретический анализ параметров струйно-абразивной обработки деталей / А. А. Андилахай // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ "ХПІ", 2009. – № 1. – С. 15–22.
9. Андилахай А. А. Физические и технологические закономерности абразивной обработки деталей затопленными струями / А. А. Андилахай // Вісник Харківського національного технічного універси-

- тету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків : ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 238–242.
10. Андилахай А. А. Энергетика процесса струйно-абразивной обработки затопленными струями / А. А. Андилахай // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків : ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 204–210.
 11. Анділахай О. О. Наукові основи ефективної оздоблювальної абразивної обробки деталей затопленими струменями : автореф. дис. ... докт. техн. наук за спеціальністю 05.02.08 "Технологія машинобудування" / О. О. Анділахай. – Одеса : ОНПУ, 2013. – 47 с.
 12. Андреев Г. С. Экспериментальное исследование кинематического состояния системы СПИД при периодическом прерывистом резании / Г. С. Андреев, В. С. Комаров // Надежность режущего инструмента. – Киев : Техника, 1972. – С. 190–195.
 13. А. с. № 239324 Československa Socialistická Republika (CSR), МКИ⁴ В 24 В 31/104. Dekončovací zařízení na brusne opracování součástí / А. Р. Sergiev, А. А. Andilachaj, А. М. Stesel, А. А. Šilov (SU). – № PV 6216-81/25-08 ; заявл. 18.08.81 ; опубл. 15.11.86, Бюл. № 4. – 7 с. : ил.
 14. А. с. № 38676 Болгария, МКИ⁴ В 24 В 31/04. Устройство за фина абразивна обработка детали / А. П. Сергиев, А. А. Андилахай, А. М. Стесель, А. А. Шилов (СССР) ; заявитель Жданов. металлург. ин-т. – № 53313 ; заявл. 17.08.81 ; опубл. 14.02.86, Бюл. № 2. – 6 с. : ил.
 15. А. с. № 656815 СССР, МКИ³ В 24 В 31/08. Установка для отделочной обработки деталей / А. П. Сергиев, Ю. А. Ларин, А. А. Андилахай (СССР). – № 2351976/08 ; заявл. 26.04.76 ; опубл. 15.04.79, Бюл. № 14. – 7 с. : ил.
 16. А. с. № 1007940 СССР, МКИ³ В 24 В 31/08. Установка для отделочной обработки деталей / А. П. Сергиев, А. А. Андилахай, А. М. Стесель, А. А. Шилов (СССР) ; заявитель и патентообладатель Жданов. металлург. ин-т. – №3357456/25–08; заявл. 25.11.81; опубл. 30.03.83, Бюл. № 12. – 6 с. : ил.

17. А. с. № 1057255 СССР, МКИ³ В 24 В 31/08. Отделочная установка для абразивной обработки деталей / А. П. Сергиев, А. А. Андилахай, А. М. Стесель, А. А. Шилов (СССР) ; заявитель и патентообладатель Жданов. металлург. ин-т. – № 2845388/25–08 ; заявл. 30.11.79 ; опубл. 30.11.83, Бюл. № 44. – 7 с. : ил.
18. А. с. № 1248772 СССР, МКИ⁴ В 24 В 31/00. Устройство для поверхностной обработки деталей / А. А. Андилахай, А. П. Сергиев (СССР); заявитель и патентообладатель Ждановский металлург. ин-т. – № 3825140/25–08; заявл. 17.12.84 ; опубл. 07.08.84, Бюл. № 29. – 4 с. : ил.
19. А. с. № 1426756 СССР, МК4 В 24 В 1/00. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов (СССР). – № 4225397/25-08; заявл. 05.01.1987; опубл. 30.09.1988, Бюл. № 36. – 11 с. : ил.
20. А. с. № 1539046 СССР, МКИ В 24 В 1/00. Способ круглого продольного шлифования / Ф. В. Новиков, Е. И. Суворов, А. В. Якимов, Г. В. Новиков (СССР). – № 4276601/25-08; заявл. 06.07.1987; опубл. 30.01.1990, Бюл. № 4. – 8 с. : ил.
21. А. с. № 1542782 СССР, МКИ В 24 В 1/00. Способ шлифования цилиндрической детали / Ф. В. Новиков (СССР). – № 4276762/25-08; заявл. 06.07.1987; опубл. 15.02.1990, Бюл. № 6. – 9 с. : ил.
22. А. с. № 1664525 СССР, МКИ⁵ В 24 В 31/00. Устройство для гидроабразивной обработки / А. А. Андилахай (СССР). – № 4400450/08; заявл. 01.04.88 ; опубл. 23.07.91, Бюл. № 27. – 4 с. : ил.
23. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – Киев : Наукова думка, 1978. – 207 с.
24. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения / Б. С. Балакшин. – Москва : Машиностроение, 1969. – 359 с.
25. Баталин А. С. Тенденции развития высокоскоростной обработки / А. С. Баталин, В. М. Мануйленко // Физические и компьютерные технологии: труды 15-й Междунар. научн.-техн. конф., 2–3 декабря 2009, Харьков. – Харьков : ХНПК "ФЭД", 2009. – С. 137–145.
26. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов : автореф. дис. ... докт. техн. наук по

- специальности 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. К. Беззубенко. – Харьков : ХГТУ, 1995. – 56 с.
27. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – Москва : Машиностроение, 1975. – 343 с.
 28. Бугров Я. С. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного / Я. С. Бугров, С. М. Никольский. – Москва : Наука. Глав. ред. физ.-мат. литературы, 1981. – 448 с.
 29. Волков И. М. Проектный анализ : учебник / И. М. Волков, М. В. Грачева. – Москва : Банки и биржи: ЮНИТИ, 1998. – 421 с.
 30. Выгодский М. Я. Справочник по высшей математике / М. Я. Выгодский / Издание четвертое, стереотипное. – Москва : Гос. изд-во физ.-мат. литературы, 1959. – 783 с.
 31. Високопродуктивне шліфування : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ : ІСДО, 1995. – 180 с.
 32. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рыкунов. – Москва : Машиностроение, 1984. – 62 с.
 33. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков : Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
 34. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – Москва : Высшая школа, 1985. – 304 с.
 35. Гриньова В. М. Процес підготовки реструктуризації підприємств машинобудування: організація управління : монографія / В. М. Гриньова, М. В. Новікова. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2010. – 240 с.
 36. Гуцаленко Ю. Г. Доцільність і особливості організації торцевого планетарного шліфування у електрофізикохімічних технологіях / Ю. Г. Гуцаленко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків : ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 134–140.
 37. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – Москва : Машгиз, 1954. – 275 с.

38. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.
39. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
40. Жовтобрюх В. А. Определение условий уменьшения себестоимости обработки деталей машин / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 6/7 (54). – С. 50–53.
41. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных параметров операций по критерию себестоимости: дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / Жовтобрюх Валерий Алексеевич. – Мариуполь: ПГТУ, 2012. – 233 с.
42. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение эффективных технологических процессов механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Днепропетровськ : ЛІРА. – 2015. – С. 92–105.
43. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ себестоимости обработки / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2012. – № 2/1 (56). – С. 18–21.
44. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ условий уменьшения себестоимости механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків : ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 68–73.
45. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 5/5 (53). – С. 51–54.
46. Захаренко И. П. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой / И. П. Захаренко, А. А. Шепелев. – Киев : Наукова думка, 1976. – 219 с.

47. Захаренко И. П. Алмазно-электролитическая обработка инструмента / И. П. Захаренко, Ю. Я. Савченко. – Киев : Наукова думка, 1977. – 223 с.
48. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – Київ : Техніка, 1980. – 212 с.
49. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – Киев : Наукова думка, 1981. – 300 с.
50. Исупов М. Г. Разработка, исследование технологии струйно-абразивной финишной обработки: дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / Исупов Максим Георгиевич. – Москва : РГБ, 2007. – 432 с.
51. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учебное пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.
52. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий, И. Х. Чеповецкий. – Киев : Наукова думка, 1979. – 244 с.
53. Кащук В. А. Справочник заточника / В. А. Кащук, А. Д. Мелехин, Б. П. Бармин. – Москва : Машиностроение, 1982. – 232 с.
54. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещагин. – Москва : Машиностроение, 1988. – 480 с.
55. Ковальчук А. Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров : автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. Н. Ковальчук. – Одесса : ОНПУ, 2008. – 21 с.
56. Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – Москва : Машиностроение, 1976. – 144 с.
57. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 212 с.
58. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – Москва : Наука, 1974. – 832 с.

59. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – Москва : Машиностроение, 1974. – 280 с.
60. Куликов С. И. Хонингование : справочное пособие / С. И. Куликов. – Москва : Машиностроение, 1973. – 168 с.
61. Кумабэ Д. Вибрационное резание: Пер с яп. С. Л. Масленникова / Под ред. И. И. Портнова, В. В. Белова. – Москва : Машиностроение, 1985. – 424 с.
62. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в технологиях абразивной и физико-технической обработки : монография / В. И. Лавриненко, В. Ю. Солод. – Каменское : ДГТУ, 2016. – 529 с.
63. Лавриненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь: автореф. дис. ... докт. техн. наук за спеціальністю 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / В. І. Лавриненко. – Київ : Ін-т надтв. матеріалів, 2000. – 35 с.
64. Ларшин В. П. Интегрированная технологическая система шлифования сложнопрофильных деталей (на примере резьбошлифования): автореф. дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. П. Ларшин. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 33 с.
65. Лебедев В. Г. Имитационная модель автоматического управления контактной температурой шлифования / В. Г. Лебедев, Н. Н. Клименко, Т. В. Чумаченко // Фізичні та комп'ютерні технології : матеріали XXII Міжнар. науково-практ. конф., 7–9 грудня 2016, м. Харків. – Дніпро : ЛІРА, 2016. – С. 236–240.
66. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – Киев : Техника, 2001. – 300 с.
67. Ловыгин А. А. Современный станок с ЧПУ и CAD/CAM-система / А. А. Ловыгин, Л. В. Теверовский. – Москва : ДМК Пресс, 2012. – 280 с.
68. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – Москва : Машиностроение, 1982. – 320 с.
69. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Ленинград : Машиностроение, 1984. – 103 с.

70. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – Москва : Машиностроение, 1969. – 197 с.
71. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамсодержащих твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами : дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы механической и физико-химической обработки, станки и инструменты" / В. В. Малыхин. – Харьков : ХПИ, 1985. – 266 с.
72. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников : автореф. дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. И. Марчук. – Одесса : ОНПУ, 2004. – 36 с.
73. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – Москва : Машиностроение, 1974. – 319 с.
74. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Ленинград : Машиностроение, 1985. – 496 с.
75. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – Київ: Техніка, 1996. – 320 с.
76. Моделирование систем: монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашченко, А. В. Усов и др. – Одесса : Астропринт, 2013. – 664 с.
77. Надтверді матеріали в механообробні : енциклопедичний довідник / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков; за заг. ред. М. В. Новікова. – Київ : ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2013. – 456 с.
78. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошлифування : автореф. дис. ... канд. техн. наук за спеціальністю 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. В. Нежебовський. – Одеса : ОНПУ, 2011. – 21 с.
79. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями: дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / Г. В. Новиков. – Харьков : ХПИ, 1989. – 210 с.
80. Новиков Д. Ф. Инвестиционная деятельность при модернизации машиностроительных предприятий / Д. Ф. Новиков // Физические и компьютерные технологии : труды 19-й Междунар. научн.-практ. конф., 25–26 июня 2014, Харьков. – Харьков : ГП ХМЗ "ФЭД", 2014. – С. 153–156.

81. Новиков Д. Ф. Методика инвестиционного планирования технического перевооружения промышленного предприятия / Д. Ф. Новиков // Физические и компьютерные технологии : труды 20-й междунар. научн.-практ. конф., 23 – 24 декабря 2014, Харьков. – Днепропетровск : ЛИРА, 2015. – С. 222–225.
82. Новиков Д. Ф. Механическая обработка – "узкое место" в планировании себестоимости проектирования детали / Д. Ф. Новиков // Физические и компьютерные технологии : труды 21-й междунар. научн.-практ. конф., 24–25 декабря 2015, Харьков. – Днепр : ЛИРА, 2016. – С. 254–257.
83. Новиков Ф. В. Кинетика образования режущего рельефа алмазного круга в процессе шлифования // Контактные процессы при больших пластических деформациях : темат. сборник научных трудов. – Харьков, 1982. – С. 37–43.
84. Новиков Ф. В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь / Ф. В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків : ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 23–33.
85. Новиков Ф. В. Механика круглого алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями и пути ее оптимального управления: автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии" / Ф. В. Новиков. – Киев : ИСМ, 1984. – 21 с.
86. Новиков Ф. В. Оптимальные решения в технологии машиностроения : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, В. Г. Шкурупий. – Днепр : ЛИРА, 2018. – 424 с.
87. Новиков Ф. В. Основы математического моделирования технологических процессов механической обработки : монография / Ф. В. Новиков. – Днепр : ЛИРА, 2018. – 400 с.
88. Новиков Ф. В. Основы повышения качества и производительности механической обработки : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Днепр : ЛИРА, 2017. – 452 с.
89. Новиков Ф. В. Оценка и анализ долей энергий резания и трения в общем энергетическом балансе процесса механической обработки

- / Ф. В. Новиков // Резание и инструменты в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сборник / Под общ. ред. проф. А. Н. Шелкового, редкол. : проф. А. И. Грабченко (отв. ред.) и др. – Харьков : НТУ "ХПИ", 2018. – Вып. 89 (101). – С. 117–125.
90. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии : труды 13-й междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007, Харьков. – Харьков : ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.
91. Новиков Ф. В. Теоретический анализ параметров силовой напряженности струйно-абразивной обработки / Ф. В. Новиков, А. А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2010. – Випуск 7 (166). – С. 46–53.
92. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : автореф. дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Ф. В. Новиков. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 36 с.
93. Новіков Д. Ф. Інвестиційне планування технічного переозброєння промислового підприємства / Д. Ф. Новіков // Молодіжний економічний вісник ХНЕУ ім. С. Кузнеця : Електронний журнал. – № 12, грудень 2015. – С. 311–313.
94. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.
95. Новіков Ф. В. Основи струминно-абразивної обробки дрібних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2014. – 348 с.
96. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
97. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.
98. Новые составы твердых смазок для лезвийной и абразивной обработки труднообрабатываемых материалов / Г. П. Кремнев,

- В. Б. Наддачин, А. В. Якимов и др. // Вісник інженерної академії України. – 2001. – № 3, частина 1. – С. 351–353.
99. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др.; под общей редакцией С. А. Клименко. – Киев : ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.
100. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – Київ : Техніка, 1978. – 192 с.
101. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я. Г. Пановко. – 4-е изд. – Ленинград : Политехника, 1990. – 272 с.
102. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Ленинград : Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
103. Патент № 235544 DDR, МКІ⁵ В 24 В 31/104. Zurichtungsanlage für die abschleifende Bearbeitung von Teilen / Andilachay A. A., A. P. Sergiev, A. M. Stesel, A. A. Šilov (SU). – № WP B 24 B/232 654 5; Заявл. 18.08.81; Оpubл. 14.05.86. – 4 с.
104. Патент на корисну модель № 125568 "Спосіб обробки внутрішньої поверхні циліндрів" / В. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Заявка u 2017 12994, 27.12.2017. Оpubл. 10.05.2018. – Бюл. № 9. – 4 с.
105. Подураев В. Н. Обработка резанием с вибрациями. – Москва : Машиностроение, 1970. – 350 с.
106. Подураев В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов. – Москва : Высшая школа, 1974. – 587 с.
107. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – Москва : Машиностроение, 1985. – 264 с.
108. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – Москва : Машиностроение, 1977. – 263 с.
109. Полянский В. И. Математическая модель теплового процесса при шлифовании материалов / В. И. Полянский // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. праць / Під заг. ред. проф. О. М. Шелкового, редкол. : проф. І. М. Пижов (голова) та ін. – Харків : НТУ "ХПІ", 2018. – Вип. 1 (28). – С. 120–130.
110. Полянский В.И. ООО "Империя Металлов" / В. И. Полянский // Физические и компьютерные технологии : труды 16-й Междунар.

- науч.-техн. конф., 15–16 сентября 2010, Харьков. – Харьков : ХНПК "ФЭД". – 2010. – С. 156–160.
111. Полянский В. И. Определение максимально возможной производительности лезвийной обработки с учетом ограничения по температуре резания / В. И. Полянский // Резание и инструменты в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. / Под общ. ред. проф. А. Н. Шелкового, редкол. : проф. А. И. Грабченко (отв. ред.) и др. – Харьков : НТУ "ХПИ", 2018. – Вып. 89 (101). – С. 141–148.
112. Полянский В. И. Определение технологических возможностей механической обработки по температурному критерию / В. И. Полянский // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наук. праць. – Вип. 36. – Маріуполь : ДВНЗ "ПДТУ", 2018. – С. 172–180.
113. Полянский В. И. Расчет температуры шлифования с учетом баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь / В. И. Полянский // Сучасні технології в машинобудуванні : Збірник наукових праць. – Вип. 13 / редкол. : В. О. Федорович (голова) [та ін.]. – Харків : НТУ "ХПІ", 2018. – С. 51–59.
114. Полянский В. И. Условия повышения эффективности высокоскоростного фрезерования на основе снижения энергоемкости обработки / В. И. Полянский // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2017. – Вып. № 41. – С. 18–24.
115. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А. Е. Проволоцкий. – Киев : Техника, 1989. – 177 с.
116. Резников А. Н. Выбор режимов шлифования синтетическими сверхтвердыми материалами при заданной шероховатости поверхности изделия / А. Н. Резников, О. Б. Федосеев // Вестник машиностроения. – Москва : Машиностроение, 1976. – № 6. – С. 69–70.
117. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – Москва : Машиностроение, 1981. – 279 с.
118. Реинжиниринг производства : учебное пособие / Л. Н. Оголева, Е. В. Чернецова, В. М. Радиковский; под ред. д.э.н., проф. Л. Н. Оголевой. – Москва : КНОРУС, 2005. – 304 с.

119. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні : навч. посібник / за ред. А. І. Грабченка. – Харків : ХДПУ, 1999. – 436 с.
120. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий. – Киев : Наукова думка, 1980. – 223 с.
121. Рыбицкий В. А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В. А. Рыбицкий. – Киев : Общество "Знание" УССР, 1987. – 23 с.
122. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – Киев : Наукова думка, 1994. – 180 с.
123. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій : автореф. дис. ... канд. техн. наук за спеціальністю 05.02.08 "Технологія машинобудування" / І. О. Рябенков. – Одеса : ОНПУ, 2009. – 21 с.
124. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – Київ : Техніка, 1974. – 179 с.
125. Сергиев А. П. Струйно-абразивная обработка мелких деталей во вращающемся потоке / А. П. Сергиев, А. А. Андилахай // Станки и инструмент. – Москва, 1981. – № 11. – С. 18–20.
126. Серов Б. С. Кинематические и динамические особенности процесса круглого шлифования прерывистых поверхностей / Б. С. Серов, А. Ф. Раб, Ф. В. Новиков // Вестник Харьковского политехнического института. – № 194. – Машиностроение. – Вып. 12, 1982. – С. 36–38.
127. Серов Б. С. Особенности автоматизированного расчета оптимальных режимов резания с учетом динамических явлений при шлифовании кругами из СТМ / Б. С. Серов, Ф. В. Новиков // Вестник Харьковского политехнического института, № 266. Автоматизация проектирования в технологии машиностроения. – Вып. 1. – 1989. – С. 46–49.
128. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.
129. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – Москва : Машиностроение, 1979. – 152 с.

130. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля. – Киев : Наукова думка, 1976. – 351 с.
131. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – Москва : Машиностроение, 1978. – 166 с.
132. Сошников С. А. Повышение работоспособности алмазных кругов при шлифовании твердосплавных изделий с прерывистыми поверхностями : автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии" / С. А. Сошников. – Тула : Тульский политехн. ин-т, 1984. – 23 с.
133. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х томах / Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – Москва : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
134. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – Москва : Машиностроение, 2007. – 688 с.
135. Старцев Н. К. Исследование некоторых факторов, определяющих эффективность процесса глубинного шлифования пазов : автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / Н. К. Старцев. – Минск : БПИ, 1978. – 24 с.
136. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учебное пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.
137. Теоретические основы технологии машиностроения : учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов и др. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 491 с.
138. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса : Астропринт, 2000. – 256 с.
139. Технологія автоматизованого машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. С. Гусарев, О. О. Якимов та ін. – Одеса : ОНПУ, 2008. – 410 с.
140. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. М. Царюк, О. О. Якимов та ін. – Одеса : Астропринт, 2001. – 608 с.

141. Технологии производства : проблемы и решения : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, С. А. Дитиненко и др. – Днепр : ЛИРА, 2018. – 536 с.
142. Технологические процессы формирования поверхностного слоя зубчатых колес тяжелых токарных станков с ЧПУ / А. А. Клочко, Е. В. Мироненко, О. А. Анциферова и др. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2015. – Вип. № 37. – С. 105–111.
143. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків : НТУ "ХПІ", 2003. – 359 с.
144. Усов А. В. Управление технологическими процессами по критериям качества рабочих поверхностей / А. В. Усов, Э. Донеv // Високі технології в машинобудуванні : збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків : НТУ "ХПІ", 2002. – Вип. 1(5). – С. 259–276.
145. Федорович В. А. Шлифование поликристаллических сверхтвердых материалов с учетом анизотропии кристаллитов // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут": Збірка наукових праць. Тематичний випуск 11 : Технічний прогрес та ефективність виробництва. – Харків : НТУ "ХПІ", 2001. – С. 98–106.
146. Федосеев О. Б. Физическая теория шлифования / О. Б. Федосеев // Физическая и химическая обработка материалов. – Москва : Машиностроение, 1979. – № 1. – С. 110–116.
147. Федосеев О. Б. Шлифование синтетическими сверхтвердыми материалами / О. Б. Федосеев // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – Москва : МВТУ им. Баумана, 1977. – № 5. – С. 104 – 106.
148. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2002. – Т. 1. "Механика резания материалов". – 580 с.
149. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов". – 625 с.

150. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 3. "Резание материалов лезвийными инструментами". – 546 с.
151. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2002. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – 802 с.
152. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 6. "Качество обработки деталей машин". – 716 с.
153. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2004. – Т. 7. "Точность обработки деталей машин". – 546 с.
154. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2004. – Т. 8. "Оптимизация технологических процессов в машиностроении". – 509 с.
155. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2005. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения". – 565 с.
156. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Ленинград : Машиностроение, 1979. – 245 с.
157. Швец В. В. Некоторые вопросы теории технологии машиностроения / В. В. Швец. – Москва : Машиностроение, 1967. – 63 с.
158. Чижов И. Г. Размерно-отделочная обработка абразивными брусками в ремонтном производстве / И. Г. Чижов, Ф. В. Новиков // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве : труды 5-й Междунар. научн.-техн. конф., 28–29 мая 2002, Харьков. – Харьков : ХНПК "ФЭД", 2002. – С. 184–186.

159. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа : учебное пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта : УГТУ, 2004. – 128 с.
160. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – Москва : Машиностроение, 1984. – 212 с.
161. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – Київ : Техніка, 1993. – 152 с.
162. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – Москва : Машиностроение, 1975. – 175 с.
163. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Киев–Одесса : Изд. объедин. "Вища школа", 1986. – 175 с.
164. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск : Наука и техника, 1973. – 184 с.
165. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / Werner G. – "Werkstattstechnik", 1979. – Nr. 10. – s. 613–620.

Содержание

Введение	3
Раздел 1. Высокоэффективные технологии механической обработки в современном производстве	7
1.1. Технический Центр "ВариУс" – крупнейшая инжиниринговая компания Украины	7
1.2. Эффективность применения компактных вертикальных обрабатывающих центров DNM 4000	9
1.3. Сверление отверстий инструментом компании TAEGUTEC	11
1.4. Новые монолитные фрезы STARMILL для труднообрабатываемых материалов	16
1.5. CHASEMILL POWER – альтернатива дорогостоящему монолитному инструменту	18
1.6. Подача СОЖ под высоким давлением от компании TaeguTec	21
1.7. Новые сплавы, стружколомающие геометрии, пластины и режущие инструменты	26
1.7.1. Новые сплавы и стружколомающие геометрии для обработки жаропрочных сплавов (HRSA)	26
1.7.2. Лучший сплав с покрытием CVD для эффективной прерывистой обработки чугуна на невысоких скоростях	29
1.7.3. Керамические сплавы TC3020 и TC3030 для пластин RNGN 19 и 25 габаритов	31
1.7.4. Расширение серии QuadRush пластинами TQC 27 с шириной до 4,23 мм	32
1.7.5. Новые черновые монолитные фрезы StarMill для труднообрабатываемых материалов	33
1.7.6. Расширение линейки фрезерного инструмента серии CHASE2MILL	34
1.8. Типовые технологические процессы обработки деталей машин	35
1.8.1. Обработка детали "Цилиндр"	35
1.8.2. Обработка детали типа "Вал"	36

1.8.3. Обработка детали "Пропуск"	38
1.8.4. Обработка детали "Корпус-1"	40
1.8.5. Обработка детали "Корпус-2"	42
1.9. ESPRIT TNG – новое поколение программного продукта	44
Выводы	52
Раздел 2. Вибрации при механической обработке и условия их уменьшения	55
2.1. Динамические особенности механической обработки ...	55
2.2. Динамика прерывистого резания	59
2.3. Уточненный расчет амплитуды колебаний при преры- вистом резании	67
2.4. Влияние динамики процесса резания на точность обработки	70
2.5. Динамическая модель процесса прерывистого шлифования	73
2.6. Физическая сущность и эффективность вибрационного резания	76
2.7. Управление динамикой процесса шлифования	82
2.8. Особенности автоматизированного расчета оптималь- ных режимов резания с учетом динамических явлений при шлифовании кругами из синтетических сверх- твердых материалов	88
2.9. Эффективность применения размерно-отделочной обработки абразивными брусками в ремонтном производстве	92
Выводы	95
Раздел 3. Высокопроизводительное алмазное шлифование труднообрабатываемых материалов	99
3.1. Энергетический подход к расчету и управлению пара- метрами алмазного шлифования	99
3.2. Кинематическая модель процесса шлифования	104
3.3. Физическая модель алмазного шлифования	109
3.4. Теоретический анализ основных параметров алмазно- го шлифования	118

3.5. Взаимосвязь параметров режущего рельефа алмазного круга с производительностью обработки	131
3.6. Упрощенный расчет и анализ основных параметров алмазного шлифования	135
3.7. Теоретический анализ параметров режущего рельефа алмазного круга и определение его роли в формировании технологических показателей шлифования	145
3.8. Теоретическое обоснование условий повышения производительности и качества обработки при алмазном шлифровании	153
3.9. Механика процесса алмазного шлифования по жесткой схеме с учетом упругих перемещений, возникающих в технологической системе	164
3.9.1. Расчет параметров процессов микрорезания отдельным зерном и алмазного шлифования по жесткой схеме	166
3.9.2. Расчет производительности обработки по жесткой схеме шлифования с учетом износа круга и упругих перемещений в технологической системе	168
3.10. Области эффективного применения полученных теоретических решений	171
Выводы	177
Раздел 4. Высокоэффективные технологии абразивной обработки деталей затопленными струями	182
4.1. Теоретическое обоснование условий создания технологии абразивной обработки деталей затопленными струями	182
4.2. Разработка математической модели определения шероховатости поверхности и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями	193
4.3. Технологические закономерности съема материала и формирования параметров качества при абразивной обработке затопленными струями	204
4.4. Экспериментальные исследования шероховатости поверхности и производительности абразивной обработки деталей затопленными струями	213

4.5. Разработка прогрессивного оборудования для реализации метода абразивной обработки деталей затопленными струями	218
4.6. Экспериментальная оценка эффективности использования разработанных установок	231
4.7. Промышленные испытания разработанных установок и оценка качества обработанных поверхностей деталей ..	235
4.8. Перспективные разработки по созданию установок для осуществления абразивной обработки деталей затопленными струями	241
4.9. Практические рекомендации по эффективному использованию абразивной обработки деталей затопленными струями	250
4.9.1. Техничко-экономическое обоснование эффективности применения разработанных установок	251
4.9.2. Результаты внедрения в производство разработанных эффективных технологий абразивной обработки деталей затопленными струями	255
4.10. Способ обработки внутренней поверхности цилиндра	258
Выводы	262
Раздел 5. Повышение качества и производительности обработки на основе снижения тепловой и силовой напряженностей процесса резания	267
5.1. Расчет температуры резания и определение технологических возможностей механической обработки по температурному критерию	267
5.2. Расчет температуры шлифования с учетом баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь	277
5.3. Теоретический анализ параметров теплового процесса при шлифовании	291
5.4. Определение максимально возможной производительности обработки лезвийным инструментом с учетом ограничения по температуре резания	298
5.5. Уточненная математическая модель теплового процесса при механической обработке и условия уменьшения температуры резания и повышения производительности обработки	306

5.6. Оценка технологических возможностей различных схем механической обработки	314
5.7. Теоретическое определение шероховатости поверхности при высокоскоростном фрезеровании и шлифовании	321
5.8. Повышение эффективности технологии механической обработки формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности	329
Выводы	337
Раздел 6. Концепции технического перевооружения предприятий в современных условиях	341
6.1. Сущность и виды инвестирования на предприятии	341
6.2. Роль технического перевооружения в развитии промышленного предприятия	343
6.3. Современный уровень развития промышленного предприятия	353
6.4. Разработка методики инвестиционного планирования технического перевооружения на промышленном предприятии и оценка ее эффективности	355
6.5. Опыт проведения технического перевооружения на промышленных предприятиях Украины	368
Выводы	372
Общие выводы	374
Список использованных источников	378

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**Новіков Федір Васильович
Жовтобрюх Валерій Олексійович
Анділахай Олександр Олександрович
Новіков Дмитро Федорович
Полянський Володимир Іванович**

СУЧАСНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ТЕХНІЧНЕ ПЕРЕОЗБРОЄННЯ ПІДПРИЄМСТВ

Монографія

(Російською мовою)

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

В авторській редакції

Підп. до друку 26.11.2018 р.
Формат 60x84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 23,25.
Наклад 300 пр. Заказ № 348.

Видавництво і друкарня ПП "Ліра ЛТД"
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про внесення до Держреєстру
ДК № 6042 від 26.02.2018.