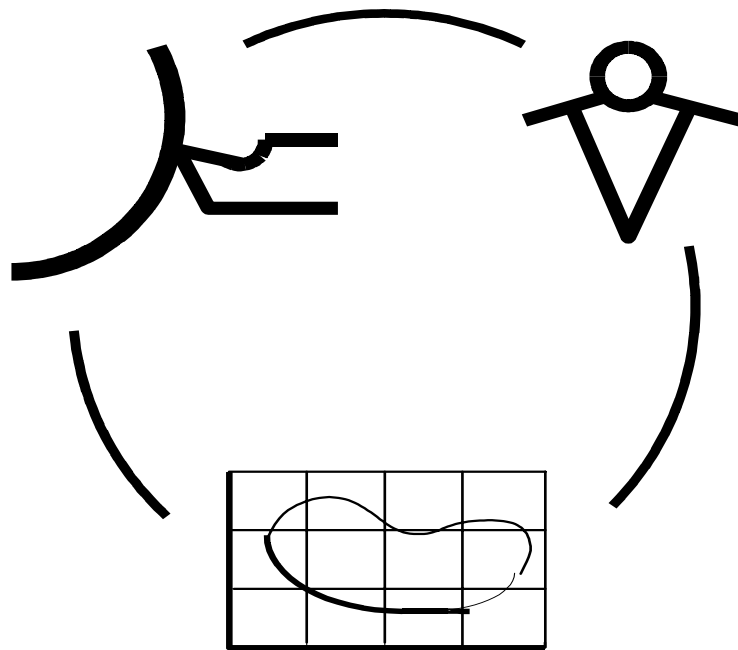


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 13



КРАМАТОРСЬК – КИЇВ - 2003

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**Рекомендовано до видання Вченою радою
Донбаської державної машинобудівної академії**

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, вип. №13, 2003. - 232 с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. - Краматорск: ДГМА, вып. №13, 2003. - 232 с.
ISBN 966-7851-13-3

Описується загальна методологія проектування технологічних систем і їхніх елементів. Розглядаються алгоритми і методи проектування, що сприяють створенню САПР інструмента і технологічних процесів.

Наводяться результати досліджень динаміки технологічних систем, зокрема, з метою діагностики їхнього стану. Значна увага приділяється питанням стабільності механічної обробки, моделям надійності інструменту. Розглядаються різноманітні методи стабільного забезпечення точності деталей та якості поверхні.

Описано дослідження надійності інструменту з новими покриттями та поверхневим зміцненням.

Збірник видається з 1972 року.

Редакційна рада: голова докт. техн.наук Хаєт Г.Л., докт. техн. наук Верещака А.С., докт.техн.наук Габузов Г.Г., докт.техн.наук Грабченко О.І., канд. техн. наук Гузенко В.С., докт. техн. наук Клименко Г.П., докт. техн. наук Ковалевський С.В., докт. техн. наук Ковальов В.Д., докт. техн.наук Кузнецов Ю.М., докт.техн.наук Матюха П.Г., канд. техн. наук Мироненко Є.В., докт. техн. наук Михайлов О.М., докт. техн. наук Равська Н.С., докт. техн. наук Рогов В.А., докт. техн. наук Тарасов О.Ф.

Адреса редакційної ради: 84313, Україна, м. Краматорськ, вул. Шкадінова 72, Донбаська державна машинобудівна академія, науково-технічний центр "Інструмент" тел.(0626) 41-69-42, 41-47-54, 41-47-82

Федоринов В.А.

**ДОНБАССКАЯ ГОСУДАРСТВЕННАЯ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНАЯ
АКАДЕМИЯ —50 ЛЕТ РАЗВИТИЯ**

История Донбасской государственной машиностроительной академии началась в послевоенные годы, когда заработали отстроенные промышленные гиганты Донбасса: Ново-Краматорский машиностроительный завод, Старо-Краматорский машиностроительный завод, металлургический завод им. Куйбышева (г. Краматорск) и др., строились новые предприятия, создавались новые виды оборудования, разрабатывались прогрессивные технологии. В это время остро стала проблема обеспечения производства инженерными кадрами.

По инициативе дирекции НКМЗ и общественности города было принято Постановление Совета Министров СССР от 2 декабря 1952 года о создании в г. Краматорске вечернего филиала Донецкого индустриального института (ныне ДонНТУ), который действовал до 1959 года. Первый выпуск составил всего 144 инженера.

В 1960 году Совет Министров Союза ССР принял предложение Совета Министров УССР об организации Краматорского вечернего индустриального института на базе Краматорского вечернего филиала Донецкого индустриального института.

Большую роль в создании материальной базы нового учебного заведения сыграл НКМЗ. Заводом было предоставлено 5 общежитий, которые были реконструированы под учебные корпуса. В 1962 г. было начато на средства Министерств тяжелого машиностроения, станкостроения и черной металлургии строительство первого корпуса ВУЗа.

Среди людей, которые стояли у истоков института следует отметить М. Я. Белкина, Г. Л. Хаета, В.Ф. Потапкина, А. И. Дрыгу и многих других. Большую помощь в комплектовании лабораторий необходимым оборудованием оказали промышленные предприятия города и, прежде всего, НКМЗ, СКМЗ, КЗТС.

В 1963 году Краматорский вечерний индустриальный институт был реорганизован в Краматорский индустриальный институт. В 1964 г. в институте был создан научно-исследовательский сектор, открыта аспирантура с дневным и заочным отделением, начали систематически проводиться научно-технические конференции.

Проведено переоборудование и создание новых лабораторий на кафедрах технологии машиностроения, подъемно-транспортных машин, механического оборудования заводов черной металлургии и др. Создан центр малых вычислительных машин, началось внедрение вычислительной техники в учебный процесс и НИР. В 1975 году был открыт Совет по защите диссертаций.

После государственной аттестации и аккредитации в 1994 году институт был аккредитован по IV урону и преобразован в Донбасскую государственную машиностроительную академию. Это явилось признанным на государственном уровне заслуг коллектива Вуза в деле подготовки специалистов с высшим образованием. И это признание было обеспечено высокими результатами педагогической и научно-технической деятельности профессорско-преподавательского состава, научных коллективов, студентов и аспирантов.

До конца 80-х годов подготовка студентов в Краматорском индустриальном институте проводилась по 11 специальностям машиностроительного и металлургического профиля. В 1989 году была начата работа по расширению спектра направлений подготовки специалистов и открытию новых специальностей. В 1989 году была открыта специальность «Компьютерные и интегрированные технологии», в 1990 году – «Экономика предприятий» и «Менеджмент», в 1995 году – «Финансы», в 1996 – «Экономическая кибернетика» и «Учет и аудит», в 2000 году – «Электромеханические системы автоматизации и электропривод».

Пройдя повторно аккредитацию в 1999 году и подтвердив свой статус Академия прочно заняла свою нишу в образовательном пространстве Украины. В настоящее время ДГМА - это ведущий, динамично развивающийся вуз, который обеспечивает хорошо подготовленными молодыми специалистами предприятия, учреждения, организации и фирмы Украины.

Академия представляет собой уникальный учебно-научный комплекс, в состав которого входят Машиностроительный колледж, Дружковский техникум, а также ряд учебно-консультационных центров в различных городах региона и филиалы кафедр на промышленных предприятиях. Академии на пяти факультетах дневного отделения (машиностроительном, инженерной механики, автоматизации машиностроения, инженерно-экономическом и экономико-гуманитарном), а также факультете заочного и последипломного образования готовят специалистов по следующим 8 направлениям: металлургия, инженерная механика, сварка, автоматизация и компьютерно-интегрированные науки, электромеханика, компьютерные науки, менеджмент, экономика и предпринимательство. Ежегодно стены академии покидает около 1000 дипломированных специалистов и магистров по 18 специальностям, из которых 13 специальностей – машиностроительного профиля, 4 – экономического, и 1 – управленческого.

В последние годы в академии наблюдается устойчивый ежегодный рост численности студентов. Сегодня количество студентов академии уже превышает 13 тысяч человек. Сегодня академия по численности студентов, преподавателей и сотрудников является третьим вузом региона.

На факультете заочного и послевузовского образования обеспечивается подготовка студентов по всем техническим и

экономическим направлениям, имеющимся в Академии. Сейчас численность заочников уже превысила число студентов дневного отделения. Наш опыт создания учебно-консультационных центров по месту компактного проживания студентов-заочников имеет положительную оценку. В настоящее время преподаватели ДГМА проводят занятия в 16-и учебно-консультационных центрах, расположенных в 13-ти городах региона. Заложена прочная основа для быстрого внедрения и развития дистанционного образования.

После окончания Академии выпускники распределяются на промышленные предприятия и в различные фирмы Украины. В последние годы 99% выпускников получают рабочие места по специальности в соответствии с заключенными договорами с предприятиями. Более 70% выпускников трудоустраиваются на крупные промышленные предприятия. Сейчас высоким спросом пользуются специалисты технических направлений, при этом почти половина заявок предприятий остаются не удовлетворенными из-за острой нехватки выпускников.

Основной показатель работы нашего вуза - высокое качество подготовки студентов. Чтобы достичь успеха в этом направлении, подготовку будущих специалистов мы начинаем еще до их поступления в Академию. Подготовительные курсы Академии работают как внутри самого вуза, в школах города, так и во многих населенных пунктах области. Их функционирование позволяет еще больше повысить уровень подготовки абитуриентов. Привлечению наиболее одаренных из абитуриентов способствует также работа малого факультета, деятельность малой академии наук, где школьники делают первые шаги в науку под руководством ведущих ученых Академии. Особым вниманием и заботой в академии пользуются одаренные студенты. Привлекая их к научным исследованиям по программе работы с одаренными студентами ещё на младших курсах, мы готовим техническую и научную элиту и в первую очередь себе смену.

Способствует качественному обучению студентов и достаточно глубокое знакомство его с производством. В Академии сохранены все виды производственной практики студентов: ознакомительной, технологической, конструкторско-технологической и преддипломной. Мы обеспечиваем местами практики всех без исключения студентов на действующих передовых предприятиях, где они имеют возможность познакомиться с прогрессивными технологическими процессами и оборудованием, перспективными конструкторскими разработками, экономическими и управленческими системами и т.п. Улучшению практической подготовки способствует и тесная связь Академии с производством, которая обеспечивается работой филиалов выпускающих кафедр на ведущих предприятиях города. Выполнение лабораторных работ на промышленном оборудовании и установках, разработка курсовых и дипломных проектов и работ по конкретной тематике в соответствии с заявками предприятий и их защита непосредственно на производстве в

присутствии ведущих специалистов предприятий – всё это ведет к повышению профессиональной подготовки наших выпускников и, как результат, росту их конкурентоспособности по сравнению с выпускниками других вузов.

Эффективно решать вопросы довузовской и профориентационной работы, теоретической и практической подготовки специалистов, их трудоустройства, общих научных разработок, апробации и использования их результатов, подготовки научно-педагогических кадров, стажировок и др. дает возможность Учебно-научно-производственный комплекс (УНПК) «Специалист», который был создан в 1977 году по инициативе КИИ, НКМЗ и НИИПТМАШ. Сейчас в состав УНПК входят 47 предприятий, научно-исследовательских учреждений, профессионально-технических училищ и средних школ области.

Совершенствуется также лабораторная база. Академией приобретаются как отечественные, так и зарубежные образцы современного оборудования. С использованием этого оборудования практически на всех выпускающих кафедрах оснащены лаборатории для проведения работ с непосредственным участием студентов. Обновляется аудиторный фонд, оснащается лабораторной и аудиторной мебелью, компьютерными столами. Многие в академии изготавливаются своими силами по оригинальным разработкам академии и не имеет аналогов.

Продолжает расти парк компьютеров. Сейчас их общее число приближается к 1000 единиц, что составляет 1 компьютер на 5 студентов. В академии функционирует централизованный информационно – вычислительный центр, Все кафедры имеют свои кафедральные компьютерные классы. Для работы студентов-заочников компьютерами оснащены все учебно-консультационные центры в других городах. В корпусах смонтированы информационные сети, связавшие большую часть компьютеров ДГМА. Студенты и преподаватели имеют практически неограниченный доступ к работе в глобальной сети Интернет. Выпускники академии по всем специальностям имеют достаточно высокую компьютерную подготовку, что также не может оставаться незамеченным со стороны потенциальных работодателей.

Значительно возрос объем литературы, как приобретаемой, так и издаваемой профессорско-преподавательским коллективом Академии. Библиотечный фонд уже давно превысил 600 тысяч экземпляров.

За годы независимости, несмотря на сложности с бюджетным финансированием, основные фонды академии увеличились на 75%. Только за последние 5 лет основные фонды Академии выросли на 57%.

Основой эффективной подготовки специалистов является научная работа студентов под руководством ведущих ученых Академии. Причем ряд исследовательских вопросов внедрен в академические дисциплины, разрабатывается в курсовых и дипломных проектах. Молодые люди, избравшие путь науки еще на студенческой скамье, успешно реализуют свои способности и знания в программе работы с одаренными студентами.

Наиболее способные выпускники продолжают обучение в аспирантуре. Сейчас около 40% преподавателей Академии – ее выпускники.

Основы успешной научной деятельности в академии были заложены в начале 60-х годов, когда в вуз пришли работать ведущие специалисты предприятий и научных организаций. Они принесли с собой опыт, идеи и научные связи, продолжая сотрудничать с предприятиями, разрабатывая и внедряя новую технику и технологии. С тех пор научно-техническая деятельность в академии является неотъемлемой составной частью подготовки специалистов с высшим образованием и направлена на создание и внедрение новой техники, технологий и материалов в различных отраслях производства.

В последние 35 лет в академии сложились известные в стране и за рубежом научные школы, лаборатории, научные коллективы. Среди них – научные школы по проблемам разработки ресурсосберегающих технологий и машин обработки давлением; разработки режущего инструмента и станков для тяжелого машиностроения; создания новых и совершенствования существующих технологий, оборудования и средств автоматизации в прокатном производстве; разработки материалов для дуговой сварки и наплавки с высокими эксплуатационными характеристиками из отечественного сырья и др.

За годы работы аспирантуры было подготовлено около 400 специалистов по 13 специальностям. В 1991 году открыта докторантура, в которой подготовка ведется по 3 специальностям.

За годы работы академии было подготовлено свыше 25 тысяч специалистов для народного хозяйства. Академию окончили многие руководители ведущих предприятий и не только Донбасса. На многих крупных предприятиях Краматорска, Славянска, Дружковки, других городов среди дипломированных специалистов с высшим образованием доля выпускников ДГМА составляет более 50 процентов.

В области механообработки тяжелого машиностроения ДГМА работает с момента его создания в тесном сотрудничестве не только с заводами г. Краматорска, но и еще с более чем 40 заводами Советского Союза, которые решали свои проблемы в сотрудничестве с научными руководителями нашей академии.

С 1974 года коллектив Отраслевой лаборатории повышения эффективности тяжелых станков включился в работу по созданию Общемашиностроительных нормативов резания, выполняемую согласно постановлению Совета Министров №625 СССР. Эта работа продолжается до сих пор. Создано около 20 различных нормативов резания, охватывающих почти все виды обработки.

Отраслевой лабораторией Минстанкопрома разработаны и поставлены на производство инструменты блочных конструкций для тяжелых станков, созданы стандарты оценки качества инструментов, выполнено большое количество хоздоговорных работ, направленных на решение насущных проблем тяжелого машиностроения и станкостроения.

Хаєт Г.Л., Еськов А.Л., Медведева О.А.

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск

ИССЛЕДОВАНИЕ ЧЕЛОВЕКО-МАШИНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ И ГУМАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

50 лет исполняется Донбасской государственной машиностроительной академии и почти столько же исследованиям, которые рассматриваются в настоящей статье.

Цель работы – повышение эффективности производства, качества продукции и удовлетворенность работников (технологов, станочников, менеджеров, ученых-разработчиков, смежников, например, производителей инструмента, потребителей) своим трудом.

Для реализации этой цели была основана научная школа, которая сначала функционировала в рамках лаборатории резания НКМЗ, потом отраслевой лаборатории тяжелых станков Минстанкопрома при Краматорском индустриальном институте (теперь – ДГМА), а в последнее время на базе инженерно-экономического факультета ДГМА, причем работы выполнялись в содружестве с отделом труда и зарплаты АО НКМЗ и кафедрой психологии СГПУ.

Основные принципы работы этой школы следующие:

1 Системный подход, полнота исследований объекта и происходящих с ним процессов.

2 Учет стохастической природы ряда явлений, показателей, их вероятностная оценка.

3 Особое внимание к качеству продукции и к людям, которые его обеспечивают, стремление анализировать, количественно оценивать качество и управлять им.

4 Личностно-ориентированный менеджмент, оплата по результатам труда, с высокими социальными гарантиями.

5 Широкая система мотивации труда, прежде всего мотивации моральной, управление через ценности, через культуру.

6 Глобальная многокритериальная оптимизация, причем один из важнейших критериев – удовлетворенность работника своим трудом вследствие реализации материальных, интеллектуальных и духовных ценностей.

7 Гуманизация производства.

В связи с развитием системного подхода, прежде всего, расширился объект исследования и проектирования. Этот процесс показан на рисунок 1.

Начиная с п. 5 рассматриваются не только технические, но и человеко-машинные системы, не только процесс резания, но и процесс труда станочника. Далее (п. 6) изучается также система управления качеством инструмента и его эксплуатации, а также качество других элементов ЧМТС. Наконец (п. 7) в зону внимания включается управление персоналом, в частности управление через систему мотивации и корпоративную культуру.

1 Р – резец цельный или напайный						
2 РБ – резец блочный						
3 МСРО – многофункциональная система инструментального оснащения						
4 ТС – технологическая система: станок – приспособление – инструмент - деталь						
5 ЧМТС – человеко-машинная технологическая система						
6 ЧМТС+СУК: система управления качеством элементов ЧМТС						
7 ЧМТС+СУК+УКМ: управление через мотивацию и культуру						

Рисунок 1 – Расширение объекта исследования и проектирования

Элементы системного подхода, отраженные на рисунке, содержались уже в книге, опубликованной заводскими авторами в 1951 г., но далее они развивались многими работниками ДГМА, НКМЗ и СГПУ: РБ и МСРО разрабатывались В.С. Гузенко, Е.В. Мироненко, Г.Д. Василюком, Н.Я. Ильченко, Ю.Н. Высоцким и др., ЧМТС впервые изучались М.Г. Коткиной и Л.М. Богдановой, а затем Г.А. Коваленко и Л.М. Подгорой, СУК – В.В. Скибиным, Т.Г. Ивченко, Г.П. Клименко, а методы обеспечения качества – Л.В. Сергеевым и Л.Г. Хаеом, УМК – В.И. Кулийчуком, О.А. Медведевой и др.

Системный подход означает не только расширение объекта исследования, изучения среды его функционирования, но и рассмотрение этого объекта с разных сторон, что влечет за собой многоаспектность, междисциплинарность. Так, например, на последних этапах кроме результатов исследования технологии машиностроения, резания металлов, режущего инструмента и других технических дисциплин используются достижения менеджмента, социологии, психологии, культурологии, различные математические методы. Поэтому здесь следует упомянуть

методологические разработки В.Н. Черномаза, Л.Г. Хаета, Г.Г. Коткина, Т.В. Казаковой, а также авторское информационно-программное обеспечение Г.Г. Коткина и В.Л. Аносова.

Рассмотрим процесс принятия решений, например, при механообработке с точки зрения удовлетворенности человека, например станочника, своим трудом. Под ним понимается эмоционально-оценочное отношение личности к выполняемой работе, условиям ее выполнения и результатам.

На основе процессуальной теории мотивации М. Поретра и Э. Лоулера [7], и с учетом наших работ по теории проектирования [5], а также теории принятия решений [6] рассмотрим более подробно мотивационно-поведенческий процесс человека.

Схема этого процесса дана на рисунке 2.

Отметим, что элементы процесса вычленены условно, так как дизъюнкция в данной области знаний невозможна.

Прежде всего, необходимо отметить, что процесс принятия решений рассматривается в широком плане. Он включает неразрывно связанные между собой 3 стадии: целеполагание; собственно принятие решений; и оценку их результатов. Совместное изучение мотивации и принятия решений - результат когнитивного подхода к мотивации. Рассмотрение трудового поведения, действия необходимо потому, что оценка его результатов усиливает или ослабляет мотивацию.

Если обратиться к Х. Хекхаузену [7], то мы увидим, что он выделяет 4 взгляда на поведение: первый - учет личностных факторов, второй - ситуационных факторов, третий - их взаимодействия и четвертый - учет возможностей.

На стадии 1 нашей схемы этому соответствуют модули 1.2 «внутренняя мотивация», 1.1 «внешняя мотивация» - стимуляция, линия связи между ними, а также блок 2.1 «возможности». В схеме добавлен модуль 1.3 «Надперсональная мотивация» (этические нормы, по А. Маслоу – «Трансперсональные потребности» [3]).

При внутренней мотивации имеет место причинно-следственная цепочка этапов рассматриваемого процесса: потребности – ценности – мотивы – цели. При этом цель - это осознанный образ предвосхищаемого результата, соединенный в психике с неким предварительным «проектом» действий.

В реальности существует не одна потребность, ценность, мотив, результат, а их дерево, что и обуславливает многокритериальность задачи. Это обстоятельство усложняет задачу целеполагания. Вместе с тем в работах по исследованию режущего инструмента, технологических систем важность проблемы целеполагания недооценивается.

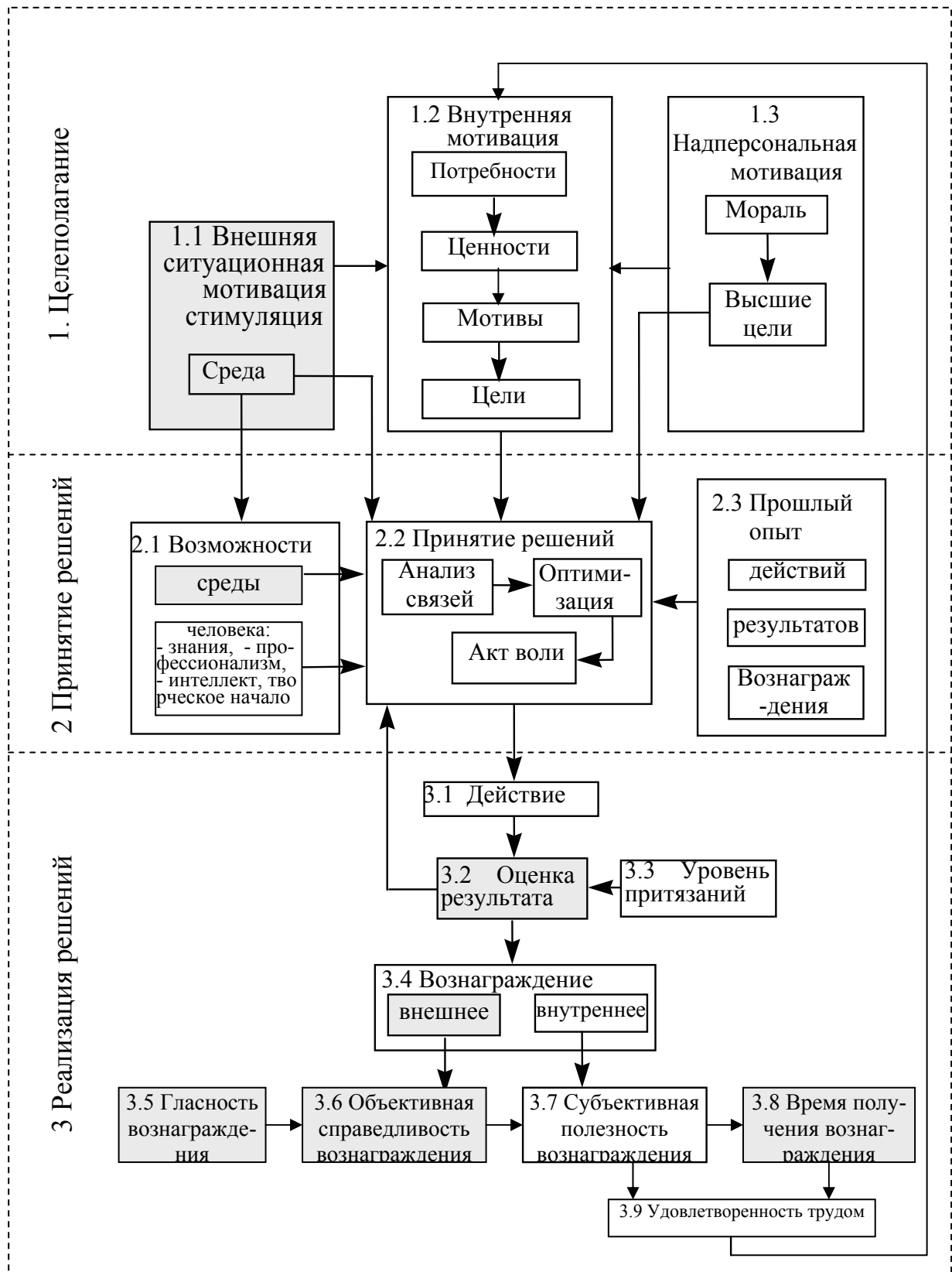


Рисунок 2 – Принятие решений при механообработке с позиций теории мотивации и психологической теории принятия решений

На стадии 2 при формировании решений кроме целей, среды, возможностей учитывается много других факторов. Большое значение имеет учет прошлого опыта человека, использование содержания его долговременной памяти (модуль 2.3).

На стадии 3 большое значение имеет оценка результата действия (3.2) с учетом уровня притязаний (3.3) и, конечно, вознаграждение (3.4), но действенность внешнего вознаграждения зависит от его гласности (3.5), справедливости (3.6), субъективной полезности (3.7), времени получения вознаграждения (3.8) и т.п. Потребность в справедливости относится к важнейшим социальным потребностям. Поэтому более высокое, но менее справедливое, по мнению субъекта, вознаграждение может не только оказаться неэффективным, но даже изменить направленность трудового поведения. Роль поощрения, вознаграждения, в частности - материального вознаграждения, часто принижается, так как отождествляется с прямым действием - «платой за труд». На самом деле существует немало эффектов, сопровождающих процесс вознаграждения, если он осуществляется правильно: 1) подтверждается польза труда для общества и конкретной деятельности организации; 2) успех становится гласным, признанным; 3) резко усиливается эмоциональный компонент вознаграждения; 4) внушается уверенность в том, что успешный труд будет вознаграждаться всегда.

Необходимо особо отметить роль заключительного элемента схемы - удовлетворенности трудом. Этот элемент является самоценным. Процесс труда осуществляется не только для достижения целей организации, но и его сотрудников. Ранее уже говорилось о важности конвергенции интересов фирмы и ее сотрудников.

Схема включает важные обратные связи, которые являются субъективными оценками ценности результата и вознаграждения, общей удовлетворенности трудом.

Трудовая деятельность человека часто предусматривает повторение ряда одинаковых или сходных действий (трудовых операций, приемов). При этом каждый раз осуществляется повторение мотивационного процесса и процесса принятия решений, но формы его при этом видоизменяются. В определенной мере процесс циклически повторяется и в новой ситуации, но при каждом цикле процесса принятия решений его элементы становятся все менее интуитивными, эмоционально-образными и все более аналитическими, когнитивными, все более сложными, структурированными, в полной мере осуществляется процесс оптимизации. Наоборот, при длительной работе в сходной ситуации этапы

аналитического характера становятся все более свернутыми, обеспечивая возникновение поведенческого стереотипа, автоматизма в действиях.

Оценки результата труда и вознаграждения накапливаются в хранилище прошлого опыта. Поэтому человек может оценивать субъективную вероятность результата и вознаграждения. Здесь следует обратить внимание на тот факт, что для мотивации важны именно эти субъективные оценки ценности и вероятности, которые могут существенно отличаться от объективных оценок.

Необходимо отметить, что представленная схема процесса мотивации является гипотетическим конструктом: ее нельзя до конца проверить. Важно, чтобы она была полезна для теории и практики. Эта схема сильно интеллектуализирует процесс мотивации. Поэтому, используя ее, нельзя забывать о том, что далеко не все мотивы поведения осознаются человеком. Большую роль играет подсознание, неосознаваемые влечения, установки.

Отмеченная интеллектуализация нашей схемы, с точки зрения авторов, обоснована. Она соответствует настоящему этапу развития психологии и позволяет довести анализ до математических моделей и пакетов прикладных программ, что, в свою очередь, делает теорию более наукоемкой и удобной для практического использования.

Модуль принятия решений в схеме является центральным. Большая часть стрелок - прямых связей - выходит из него и входит в него в виде обратных связей. Вместе с тем модули мотивации являются не только начальными и конечными пунктами схемы. Удовлетворенность трудом и оценка его результата в какой-то мере продолжают формировать трудовые ценности как черты личности и после акта воли. Так, например, значимость творческой работы не может быть особенно высокой у человека, который не вкусил радости вдохновенного труда. Установлено, что удовлетворенность трудом усиливает или ослабляет влияние факторов среды.

В рассмотренной схеме анализируется процесс принятия решений человеком, непосредственно выполняющим определенную работу, например, станочником, причем подчеркивается, внутренняя, субъективная компонента этого процесса: ценности человека, его оценка вероятности результата, акт воли, внутреннее вознаграждение (удовольствие от выполняемой работы), субъективная полезность вознаграждения и т.д. Но целесообразно выделить и внешние объективные по отношению к рабочему компоненты, на которые влияет менеджмент: внешняя ситуация, наличие инструмента необходимого качества,

организация рабочего места, оценка результата труда (вознаграждение), гласность этой оценки, ее справедливость, время получения вознаграждения и т.д. Положительно влияя на эти внешние факторы, можно содействовать гуманизации труда.

Целесообразна также широкая информационная поддержка с целью использования прошлого опыта. Это, например, можно сделать путем установки на каждом тяжелом станке и у групп мелких станков персональных компьютеров с соответствующими базами данных и программами. При этом мало затрагивается «горячая» память, но многократно расширяется «холодная» память.

Учитывая, что для полной удовлетворенности трудом необходима самореализация человека, осознание полезности его труда, его личностный рост, необходимо нравственное воспитание, развитие личностных возможностей (профессионализма, творческого потенциала, воспитание здорового образа жизни), а также целая система методов моральной мотивации труда. Эти мероприятия входят в программу гуманизации производства.

Необходимо отметить, что применительно к конкретным трудовым действиям потребность в сознании человека, принимающего решения, претерпевает дальнейшую трансформацию [6]. Цепочка понятий дополняется еще одним звеном и выглядит так: потребности – ценности – мотивы – цели – критерии. Далее устанавливается зависимость критериев от оптимизируемых переменных трудового поведения и, наконец, осуществляется оптимизация.

Наиболее сложным является вопрос, как человек учитывает наличие нескольких критериев оптимальности. Уже отмечалось, что его стратегия может быть компенсационной. На основании таких предположений были, например, предложены следующие модели.

Общая сила мотивации M_o , является аддитивной сверткой взвешенных частных сил мотивации M_i , смещенных с учетом уровня притязаний субъекта:

$$M_{oi} = \sum_{i=1}^{Nm} (M_i + Fy_i) B_i, \quad (1)$$

где : Nm - число частных мотивов; Fy_i - функция учета притязаний субъекта по мотиву i ; B_i – весомость мотива i ;

В свою очередь, сила отдельной мотивации равна:

$$M_i = Z_i F_{B_i} F_{n_i} F_{t_i} F_{c_i} F_{cn_i}, \quad (2)$$

где : Z_i – значимость мотива i ; F_{Bi} – функция субъективной вероятности результата действия согласно мотиву i ; F_{n_i} – функция поощряемости результата действия согласно мотиву i ; F_{t_i} – функция учета времени поощрения действия согласно мотиву i ; F_{c_i} – функция учета справедливости поощрения действия согласно мотиву i ; F_{cn_i} – функция субъективной полезности поощрения согласно мотиву i .

Модели этих функций частично рассмотрены в работе [6].

Необходимо помнить, что формулы (1) и (2) являются лишь некоторым приближением к реальности. Каждый член уравнения (2) является комплексным показателем, зависящим от многих факторов. Например, субъективная вероятность результата действия зависит от интеллектуальных и физических способностей человека, его профессионализма, свойств внешней среды, характера человека и т.д.

В модели (1) следует учесть, что суммируются не просто частные силы мотивации, а лишь ее составляющая. Речь идет о силах, действующих в одинаковом направлении, то есть обуславливающих однонаправленное действие. В ряде случаев процесс принятия решений лучше отражается не линейной (компенсационной) стратегией, а конъюнктивной стратегией. В этом случае может применяться функция:

$$M_{o_i} = \prod_{i=1}^{Nm} M_i^{B_i} \quad (3)$$

Ю.Козелецкий описывает также альтернативную и конфигурационную стратегии [2]. Последняя предусматривает взаимодействие при оценке составляющих и является наиболее сложной. Рассмотрены и многие другие методы учета различных мотивов-ценностей человека. Например, можно предположить, что существуют некоторые трудовые типы, число которых существенно меньше числа возможных ценностей, и трудовое поведение человека определено этими типами. Выявить указанные типы формально можно путем факторного анализа. Например, путем анализа 15-20 ценностей 1200 респондентов нескольких профессиональных групп было выявлено 5 главных латентных факторов (типов):

1 Трудоецентрист, тип «мастер», для которого главные ценности – совершенство в работе, познание, самореализация.

2 Социоецентрист, тип «альтруист», для которого главное – польза труда людям, иногда – общение, товарищи.

3 Социоезер (использующий социум), тип «управленец», главное – возможность управлять людьми, власть.

4 Биоцентрист, тип «заработчик», для которого главное – заработок, социальные гарантии.

5 Биоцентрист, тип «сибарит», главное – легкая, спокойная работа.

Исследования показали, что в некоторых случаях в психологическом портрете человека сочетаются, например, два трудовых типа. И все же в большинстве случаев он выбирает тот вид трудового поведения, который соответствует его доминирующему типу. В качестве примера дается фрагмент таблицы факторных нагрузок, который выявляет упомянутые типы для трех групп работающих (таблица 1).

Таблица 1 – Результаты факторного анализа трудовых ценностей (факторные нагрузки для различных трудовых типов) трех совокупностей респондентов

Трудовые ценности	А			Б			В		
	«Мастер»	«Управленец»	«Заработчик»	«Мастер»	«Сибарит»	«Заработчик»	«Мастер» + «Заработчик»	«Управленец»	«Альтруист»
Совершенство в работе	0,64	0,36	0,11	0,67	0,06	0,12	0,74	0,01	0,40
Знания	0,69	0,11	0,17	0,37	-0,21	0,51	0,72	0,04	0,34
Самореализация	0,61	0,40	0,07	0,76	0,13	0,15	0,31	0,05	0,47
Творчество	0,19	0,68	0,06	0,48	0,42	-0,12	0,13	0,46	0,39
Участие в управлении	0,20	0,72	0,00	0,37	0,09	0,21	-0,13	0,73	0,22
Достижение целей	0,61	0,19	0,07	-0,02	-0,03	0,26	0,25	0,63	-0,09
Отсутствие давления	-0,17	0,47	0,56	0,16	0,84	0,14	0,12	0,69	-0,01
Спокойная работа	-0,17	0,47	0,58	0,05	0,70	0,29	0,04	0,54	0,35
Польза обществу	0,31	0,54	0,27	0,11	0,27	0,35	0,04	0,03	0,82
Заработок	0,19	0,00	0,76	0,14	0,32	0,66	0,77	0,05	-0,04
Число респондентов, %	23	19	32	21	27	15	15	21	27

Для аналитического изучения принятия решений в механообработке и управлении персоналом использованы как широко известные [1], так и авторские программы [4].

Описанный подход был использован не только при проектировании технических систем, но и разработке методов мотивации труда, разработке программ развития корпоративной культуры, методов управления персоналом.

В [6] показано как ценности человека, а, следовательно, и трудовой тип наряду с квалификацией (оценивалась разрядом) влияют на выбор критерия затупления инструмента и режимов резания.

Решение может приниматься поэтапно. Сначала определяются значения критериев, оптимальные по Парето. Это те значения, которые нельзя улучшить, не ухудшив другие. Затем с помощью какого-либо решающего правила выбирается окончательное решение. Указанные методы – есть способы отбрасывания явно худших решений. Например, человеку предлагают несколько мест работы. В одних случаях работа интересней, в других – место работы ближе к дому, в третьих – заработок выше. Но вполне естественно отбросить предложения, где все показатели не являются хорошими. Факторный анализ и оптимизация по Парето – это методы редукции, уменьшения числа ценностей, критериев, с которыми приходится иметь дело человеку, чтобы принять окончательное решение.

Литература.

- 1 Боровиков В.П., Боровиков И.П. STATISTICA: Статистический анализ: обработка данных в среде WINDOWS. – М.: Филин, 1998. – 608с.
- 2 Козелецкий Ю. Психологическая теория решений. – М.: Прогресс, 1979. – 504с.
- 3 Маслоу А. Психология бытия / Пер. с англ. – М.: Рефл-бук; К.: Ваклер, 1997. – 304с.
- 4 Системный анализ: оптимизация и принятие решений в металлообработке / Г.Г. Коткин, В.С. Гузенко, А.Л. Еськов и др; Под общ. Ред. В.С. Гузенко. – Краматорск: ДГМА, 1998. – 234с.
- 5 Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация / Г.Л. Хаеа, В.С. Гузенко, Л.Г. Хаеа и др; Под общ. ред. Г.Л. Хаеа. – Краматорск: ДГМА, 1994. – 370с.
- 6 Хаеа Г.Л., Еськов А.Л. Управление мотивацией труда и оптимизация его среды. – Донецк: Институт экономики и промышленности НАН Украины, 2000. – 553с.
- 7 Хекхаузен Х. Мотивация и деятельность / Пер. с нем. – М.: Педагогика, 1986, Т.1 – 408с., Т.2 – 392 с.

Раздел 1

Процессы механической обработки и надежность инструмента

УДК 621.9

Равская Н.С., Мамлюк О.В.

**Национальный технический университет Украины „КПИ”
Киевский авиационный техникум**

ТОЛЩИНА СРЕЗА ПРИ ОБРАБОТКЕ МНОГОЗУБЫХ ДЕТАЛЕЙ ДОЛБЯКАМИ С НАКЛОННОЙ ОСЬЮ

Рассматриваются задачи определения толщины среза для различных точек режущих кромок зуборезного долбяка с наклонной осью аналитическим методом. На основании анализа толщин среза и формы сечения среза предложена конструкция долбяка с дополнительной вершинной кромкой.

ВСТУПЛЕНИЕ

Степень совершенства конструкции режущего инструмента, наряду с другими параметрами, характеризуется загрузкой режущей части. Для успешного решения актуальной задачи создания прогрессивной конструкции инструмента необходимо анализировать характер загрузки режущей части, что влияет на интенсивность износа различных участков режущих кромок и стойкость инструмента.

Известно, что нагрузка исследуемой точки режущей кромки характеризуется скоростью резания, толщиной среза, временем контакта с заготовкой, а также принятой схемой срезания припуска различными участками режущих кромок [3, 4, 5, 6], и во многом определяет работоспособность инструмента.

Поэтому с целью создания прогрессивных конструкций долбяков с наклонной осью с улучшенными схемами срезания припуска в данной работе рассматривается задача определения толщины среза при обработке деталей таким инструментом.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОЛЩИНЫ СРЕЗА

Размеры слоя материала, срезаемого исследуемой точкой режущей кромки инструмента, характеризуются толщиной среза a .

Толщиной среза a называют расстояние от поверхности резания до внешней поверхности срезаемого в исследуемый момент времени слоя материала. Толщину среза a измеряют по нормали к поверхности резания. В общем случае толщина среза a , в рассматриваемой точке режущей кромки, изменяется в процессе резания.

Толщина среза a у различных инструментов определяется по формуле [1]:

$$a = \frac{(\vec{N}_p \vec{S})}{|\vec{N}_p|},$$

где: \vec{N}_p – вектор нормали к поверхности резания; \vec{S} – вектор смещения, соединяющий исследуемую точку режущей кромки с внешней поверхностью срезаемого слоя.

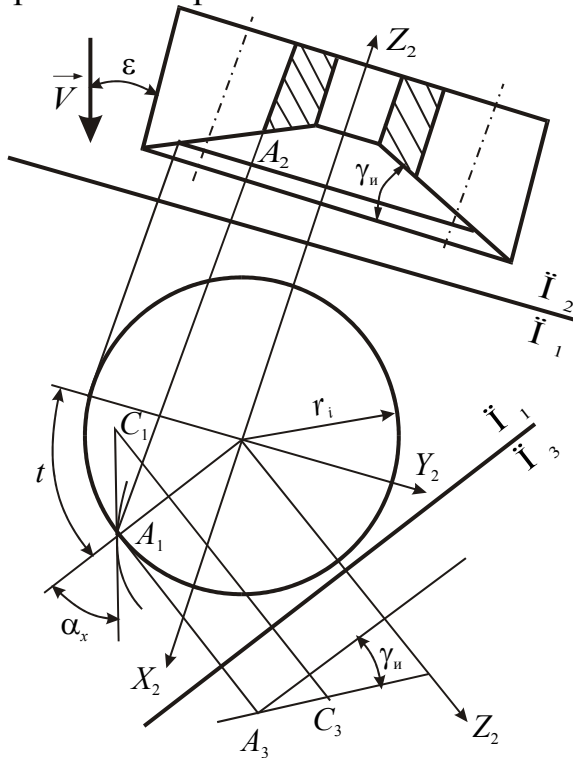


Рисунок 1 — Схема определения толщины среза при обработке долбяком с наклонной осью

На режущей кромке долбяка с наклонной осью рассмотрим выбранную точку A (рисунок 1).

В системе $X_2Y_2Z_2$, связанной с долбяком, положение точки A характеризуется, в рассматриваемый момент времени, углом t и радиусом r_i .

Нормаль \vec{N}_p к поверхности резания в точке A определяется как векторное произведение вектора скорости резания \vec{V} и вектора \vec{P} , идущего по касательной к режущей кромке.

В системе $X_2Y_2Z_2$ вектор \vec{V} скорости резания будет равен:

$$\vec{V} = \vec{j} \sin \varepsilon - \vec{k} \cos \varepsilon.$$

Вектор \vec{P} , идущий по касательной к режущей кромке, в точке A будет равен:

$$\vec{P} = AC = \vec{i} \sin(\alpha_x + t) + \vec{j} \cos(\alpha_x + t) - \vec{k} \operatorname{tg} \gamma_n \cos \alpha_x.$$

Вектор нормали \vec{N}_p к поверхности резания:

$$\vec{N}_p = [\vec{P} \times \vec{V}] = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ \sin(\alpha_x + t) & \cos(\alpha_x + t) & -\operatorname{tg} \gamma_n \cos \alpha_x \\ 0 & \sin \varepsilon & -\cos \varepsilon \end{vmatrix}.$$

Раскрывая определитель, получим:

$$\begin{aligned} \vec{N}_p &= \vec{i} [-\cos(\alpha_x + t) \cos \varepsilon + \operatorname{tg} \gamma_n \cos \alpha_x \sin \varepsilon] - \\ &- \vec{j} \sin(\alpha_x + t) \cos \varepsilon + \vec{k} \sin(\alpha_x + t) \sin \varepsilon. \\ \vec{N}_p &= \vec{i} N_{px} + \vec{j} N_{py} + \vec{k} N_{pz}. \end{aligned}$$

Модуль вектора нормали \vec{N}_p к поверхности резания в точке A режущей кромки будет равен:

$$|\vec{N}_p| = \sqrt{[\operatorname{tg} \gamma_n \cos \alpha_x \sin \varepsilon - \cos(\alpha_x + t) \cos \varepsilon]^2 + \sin^2(\alpha_x + t)}.$$

При обработке зуборезными долбяками с наклонной осью движение подачи сводится к качению без скольжения круглой конической поверхности, связанной с заготовкой, по круглой конической поверхности, связанной с инструментом (рисунок 2,а).

Рассмотрим следующие прямоугольные системы координат (рисунок 2,б):

$X_1Y_1Z_1$ – система координат, связанная с заготовкой;

$X_2Y_2Z_2$ – система координат, связанная с долбяком с наклонной осью;

Ось Z_1 идет по оси начального конуса детали;

Ось Z_2 идет по оси начального конуса инструмента;

Оси X_1 и X_2 в начальный момент времени совпадают и идут перпендикулярно плоскости, в которой располагаются оси Z_1 и Z_2 .

В процессе резания система $X_1Y_1Z_1$ вращается вокруг оси Z_1 . Угол поворота системы $X_1Y_1Z_1$ обозначим τ_1 . Система $X_2Y_2Z_2$ вращается вокруг оси Z_2 . Угол поворота системы $X_2Y_2Z_2$ обозначим τ_2 .

Углы τ_1 и τ_2 связаны зависимостью:

$$\frac{\tau_1}{\tau_2} = \frac{\omega_1}{\omega_2} = \frac{\sin \varepsilon_2}{\sin \varepsilon_1} = \frac{Z}{Z_0},$$

где: Z – число зубьев обрабатываемой детали; Z_0 – число зубьев долбяка с наклонной осью.

Формулы преобразования координат от системы $X_2Y_2Z_2$ к системе $X_1Y_1Z_1$ будут такими:

$$\begin{aligned} X_1 &= X_2 (\cos \tau_1 \cdot \cos \tau_2 - \sin \tau_1 \cdot \sin \tau_2 \cdot \cos \varepsilon) + Y_2 (\cos \tau_1 \cdot \sin \tau_2 + \\ &+ \sin \tau_1 \cdot \cos \tau_2 \cdot \cos \varepsilon) + Z_2 \sin \tau_1 \cdot \sin \varepsilon. \end{aligned}$$

$$Y_1 = X_2 (-\sin \tau_1 \cdot \cos \tau_2 - \sin \tau_2 \cdot \cos \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) + Y_2 (-\sin \tau_1 \cdot \sin \tau_2 + \cos \tau_2 \cdot \cos \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) + Z_2 \sin \varepsilon \cdot \cos \tau_1.$$

$$Z_1 = X_2 \sin \tau_2 \cdot \sin \varepsilon + Y_2 (-\cos \tau_2 \cdot \sin \varepsilon) + Z_2 \cos \varepsilon.$$

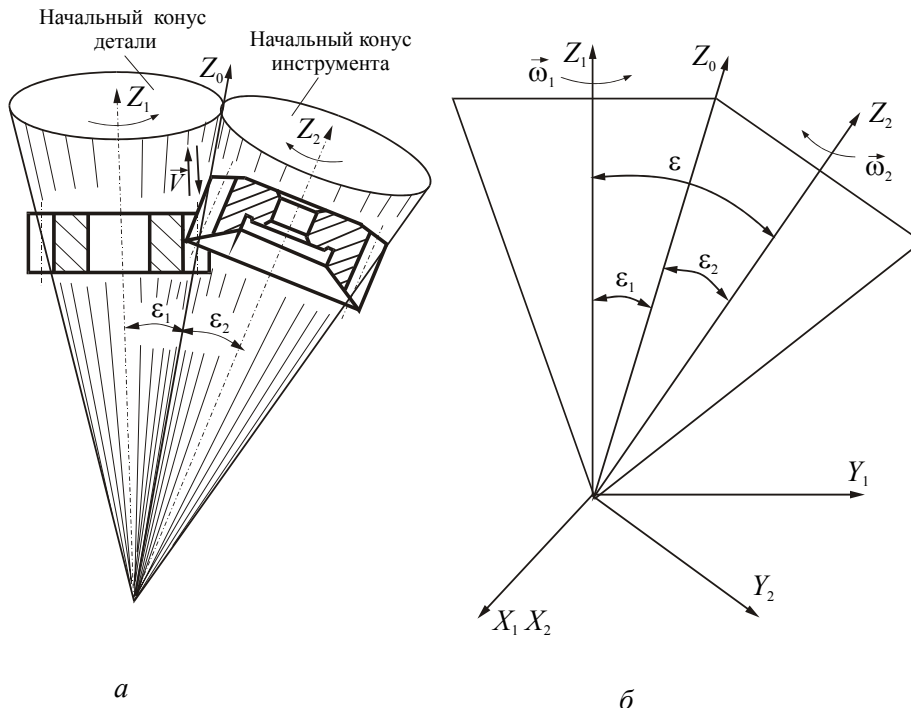


Рисунок 2 — Схема обработки зубчатого колеса долбяком с наклонной осью:
 а – схема обработки долбяком;
 б – системы координат заготовки $X_1Y_1Z_1$ и инструмента $X_2Y_2Z_2$

Формулы перехода от системы $X_1Y_1Z_1$ к системе $X_2Y_2Z_2$ будут такими:

$$X_2 = X_1 (\cos \tau_1 \cdot \cos \tau_2 - \sin \tau_2 \cdot \sin \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) + Y_1 (-\cos \tau_2 \cdot \sin \tau_1 - \sin \tau_2 \cdot \cos \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) + Z_1 \sin \tau_2 \cdot \sin \varepsilon.$$

$$Y_2 = X_1 (\cos \tau_1 \cdot \sin \tau_2 + \cos \tau_2 \cdot \sin \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) + Y_1 (\cos \tau_1 \cdot \cos \tau_2 \cdot \cos \varepsilon - \sin \tau_2 \cdot \sin \tau_1) - Z_1 \cos \tau_2 \cdot \sin \varepsilon. \quad (1)$$

$$Z_2 = X_1 \sin \tau_1 \cdot \sin \varepsilon + Y_1 \cos \tau_1 \cdot \sin \varepsilon + Z_1 \cos \varepsilon.$$

На режущей кромке зуба долбяка рассмотрим точку A с координатами:

$$X_2 = r_i \sin t; Y_2 = r_i \cos t; Z_2 = r_i \operatorname{ctg} \varepsilon_2 \text{ (рисунок 1)}.$$

В рассматриваемый начальный момент, по формуле преобразования координат, определим координаты точки A в системе $X_1Y_1Z_1$:

$$X_{1A} = X_2;$$

$$Y_{1A} = Y_2 \cos \varepsilon + Z_2 \sin \varepsilon;$$

$$Z_{1A} = Z_2 \cos \varepsilon - Y_2 \sin \varepsilon.$$

Угол τ_2 поворота долбяка вокруг его оси, приходящийся на один двойной ход долбяка, и соответствующий окружной подаче S на окружности радиуса $r_{\omega 2}$, равен:

$$\tau_2 = \frac{S}{r_{\omega_2}}, \text{ (радиан).}$$

Соответствующий угол поворота заготовки τ_1 будет равен:

$$\tau_1 = \frac{\sin \varepsilon_2}{\sin \varepsilon_1} \tau_2, \text{ (радиан)}$$

Определим, по формулам преобразования координат (1), положение точки A в системе $X_2Y_2Z_2$, которое она займет после одного двойного хода долбяка:

$$X_2^* = X_{1A} (\cos \tau_1 \cdot \cos \tau_2 - \sin \tau_2 \cdot \sin \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) + Y_{1A} (-\cos \tau_2 \cdot \sin \tau_1 - \sin \tau_2 \cdot \cos \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) + Z_{1A} (\sin \tau_2 \cdot \sin \varepsilon).$$

$$Y_2^* = Y_{1A} (\cos \tau_1 \cdot \cos \tau_2 \cdot \cos \varepsilon - \sin \tau_2 \cdot \sin \tau_1) + X_{1A} (\cos \tau_1 \cdot \sin \tau_2 + \cos \tau_2 \cdot \sin \tau_1 \cdot \cos \varepsilon) - Z_{1A} (\cos \tau_2 \cdot \sin \varepsilon).$$

$$Z_2^* = X_{1A} \sin \tau_1 \cdot \sin \varepsilon + Y_{1A} \cos \tau_1 \cdot \sin \varepsilon + Z_{1A} \cos \varepsilon.$$

Вектор смещения \vec{S} , для рассматриваемой точки A , будет равен:

$$\vec{S} = \vec{i} (r_i \sin t - X_2^*) + \vec{j} (r_i \cos t - Y_2^*) + \vec{k} (r_i \operatorname{ctg} \varepsilon_2 - Z_2^*).$$

Скалярное произведение векторов \vec{N}_p и \vec{S} будет равно:

$$(\vec{N}_p \cdot \vec{S}) = N_{px} (r_i \sin t - X_2^*) + N_{py} (r_i \cos t - Y_2^*) + N_{pz} (r_i \operatorname{ctg} \varepsilon_2 - Z_2^*).$$

Зная скалярное произведение векторов \vec{N}_p и \vec{S} и длину вектора \vec{N}_p , определяем толщину среза в точке A в рассматриваемый момент времени:

$$a = \frac{N_{px} (r_i \sin t - X_2^*) + N_{py} (r_i \cos t - Y_2^*) + N_{pz} (r_i \operatorname{ctg} \varepsilon_2 - Z_2^*)}{\sqrt{(N_{px})^2 + (N_{py})^2 + (N_{pz})^2}}. \quad (2)$$

В различные моменты времени при вращении долбяка угол t для исследуемой точки A будет изменяться, соответственно будет изменяться и толщина среза a , рассчитываемая по рассматриваемому алгоритму.

Аналогично точке A , определяются толщины среза для других точек режущей кромки долбяка в различные моменты времени. Анализ показывает, что наибольшие толщины среза a наблюдаются на вершинной кромке, а наименьшие – на выходной боковой режущей кромке долбяка. Анализ полученной зависимости для определения толщины среза долбяков с наклонной осью и форм сечений среза показывает, что при нарезании колес одновременно работают и вершинные и боковые режущие кромки долбяка, в результате чего создается неблагоприятная П-образная форма сечения среза. Для повышения работоспособности инструмента за счет улучшения схемы срезания припуска, целесообразно в конструкцию долбяка ввести дополнительную вершинную режущую кромку (рисунок3).

Дополнительные вершинные режущие кромки создаются за счет фасонной заточки режущей части, когда на определенном расстоянии от

основной конической передней поверхности создается дополнительная передняя поверхность.

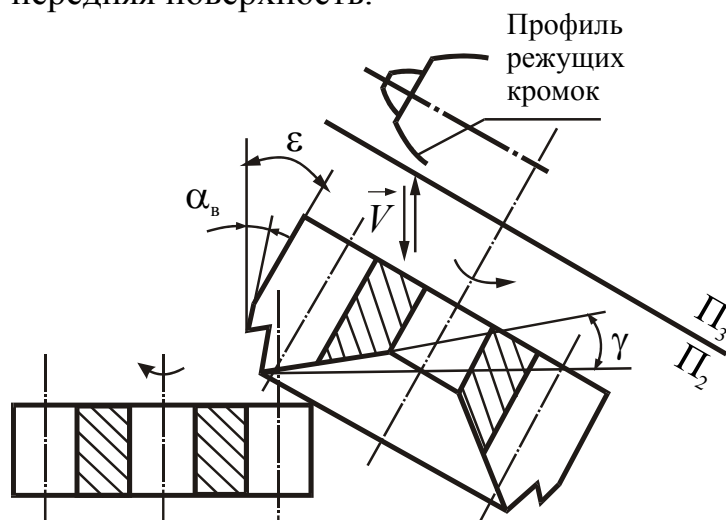


Рисунок 3 — Долбяк с наклонной осью и дополнительной подрезающей вершинной кромкой

За счет боковых задних углов ширина дополнительной вершинной кромки меньше ширины основной вершинной кромки. Размеры вершинных кромок выбираются из учета обеспечения рациональных схемы и толщин среза припуска, определяемых по зависимости (2), с целью снижения нагрузки основной режущей кромки.

При этом передний угол на дополнительной вершинной режущей кромке выбирается оптимальной величины, независимой от величины переднего угла на основных режущих кромках долбяка.

ВЫВОД

Аналитическое решение задачи определения толщины среза в любой точке режущей кромки долбяка, являясь универсальным аппаратом, позволяет оценивать загрузку режущих кромок долбяков с наклонной осью и на этой основе создавать новые конструкции инструмента.

Литература.

1. Родин П.Р. Основы теории проектирования режущих инструментов. – К.: Машгиз., 1960, 160 с.
2. Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием. – К.: Вища школа. 1977, 192 с.
3. Шевченко Н.А. Геометрические параметры режущей кромки инструментов и сечение среза. – М.: Машгиз, 1957. – 161 с.
4. Равська Н.С., Родін П.Р., Ніколаєнко Т.П., Мельничук П.П. Основи формування поверхонь при механічній обробці. – Ж., 2000. – 169 с.
5. Семенченко И.И., Матюшин В.М., Сахаров Г.Н. Проектирование металлорежущих инструментов. – М.: Машгиз, 1962. – 952с.
6. Сахаров Г.Н., Арбузов О.Б., Боровой Ю.Л. и др. Металлорежущие инструменты. – М.: Машиностроение, 1989. 328 с.

УДК 621.9

Клименко Г.П.
Донбасская государственная машиностроительная академия,
г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

The researches of the indexes of condition was make on basis of information bank of the cutting facts for heavy lathers. That gave possibility to find out the distribution of indexes to determine the disseminations chances of cutting process for heavy lathers.

Рассмотрение условий механообработки деталей, исследование параметров среды функционирования технологической системы являются неременным этапом системного подхода к исследованию процесса эксплуатации станков и инструментов. Ранее для тяжелого машиностроения рассматривались лишь отдельные вопросы, связанные с системой механической обработки и ее составной части - системы эксплуатации инструмента. Кроме того, такие характерные особенности обработки деталей на тяжелых станках, как большие габариты станков и обрабатываемых заготовок, большие материальные затраты на проведение экспериментальных исследований, не только сдерживали системный подход в исследованиях механической обработки деталей на тяжелых станках, но и требовали совершенно новых методологических решений, основанных на обработке статистических данных самого процесса.

Стохастический характер динамических процессов станков, большое рассеивание свойств обрабатываемых и инструментальных материалов и других параметров условий обработки приводит к необходимости вероятностного подхода к определению конструктивных параметров, который нуждается в разработке применительно к режущему инструменту, что особенно важно для тяжелых станков.

Наблюдение за эксплуатацией твердосплавных резцов на тяжелых токарных станках показали, что наряду с износом, значительное место занимает разрушение режущей части, и в виде выкрашиваний и поломок.

Наличие неустраняемых отказов резцов (поломок) оказывает большое влияние на эффективность обработки крупных деталей. Поэтому выбор конструкции инструментов и режимов резания должны производиться с учетом закономерностей не только износа, но и разрушения режущих инструментов.

Характеристики условий обработки на тяжелых станках получены из усовершенствованного информационного банка данных, который в настоящее время насчитывает свыше 2000 случаев обработки деталей тяжелого машиностроения [1]. Значительное развитие информационных технологий раскрывает новые возможности для создания

информационных банков данных на базе современной вычислительной техники. Опыт создания банков данных накоплен в разных областях человеческой деятельности [2,3], в том числе при анализе эксплуатации инструмента некоторыми зарубежными фирмами и институтами. В Англии была разработана система удовлетворения потребностей фирм в уточненных режимах обработки. Ее основу составил банк, созданный путем анализа исходных данных для выбора инструмента и режимов резания, а также инструмента и режимов, применяемых на предприятиях различных фирм. Банк содержит 10000 улучшенных рекомендаций. Во Франции ассоциация «АДЕРА» разработала банк технологических данных токарной обработки. Его основу составляет базовый банк, который должен содержать не менее 5000 режимов. Заинтересованным предприятиям выделяются мини-банки. При выборе режимов резания учитывается 71 технический параметр. Банки данных, используемые для определения параметров резания, созданы также в ФРГ [4], Японии [5], США [6].

Однако, информация банков распространялась на область эксплуатации режущего инструмента только на мелких и средних станках, не всегда имела полный набор факторов, влияющих на процесс эксплуатации инструмента.

Особенности развития отечественной металлообработки в последние годы несколько изменили характер производства в тяжелом машиностроении, что повлияло на условия эксплуатации инструмента на тяжелых станках. Система заказов продукции изменила номенклатуру деталей. Трудности инструментального обеспечения, возникшие в Украине в 90-е годы XX столетия, привели к значительному снижению уровня эксплуатации инструмента, в частности, правильности выбора марок инструментальных материалов, конструкции инструмента и т.п. Появление новых высоких технологий привело к совершенствованию режущих инструментов. Поэтому информационный банк обработки деталей на тяжелых станках был пополнен новыми статистическими данными, были привлечены современные математические аппараты и аппаратные средства для обработки данных.

В настоящей работе исследованы условия обработки детали на тяжелых станках с помощью статистического анализа данных заводов различных отраслей промышленности. Изучались средние значения параметров, характеризующих условия обработки, и их распределения для каждого типоразмера станка. Рассматривались тяжелые токарные станки размерно-конструктивного ряда, выпускаемого Краматорским заводом тяжелого станкостроения (ОАО КЗТС) с наибольшим диаметром устанавливаемого над станиной изделия $D_C = 1250 \dots 4000$ мм. Менее подробно анализировались условия обработки на станках с $D_C = 1000$ мм.

Математическая обработка статических данных об условиях обработки на тяжелых токарных станках показала, что распределение всех параметров, в том

числе и характеристика заготовок, не противоречит логарифмически - нормальному закону.

Плотность вероятности распределения в этом случае определяется:

$$f(y) = \frac{1}{\sigma_1 y} \phi_0 \left(\frac{\lg y - \lg y_0}{\sigma_1} \right) = \frac{M}{\sigma_2 y} \phi_0 \left(\frac{\ln y - \ln y_0}{\sigma_2} \right), \quad (1.1)$$

где: σ_1, σ_2 – параметры закона распределения, связанные между собой зависимостью $\sigma_2 = M\sigma_1$; $M=0,4343$ – коэффициент перехода от натуральных к десятичным логарифмам.

Максимальное значение параметров распределения условно принималось равным максимальному значению соответствующего параметра, встречающегося в информационном массиве банка данных. Например, на рисунке 1, D_{\max} обозначены наибольшие значения диаметров заготовок, зафиксированные при сборе статистической информации на станках данного типоразмера.

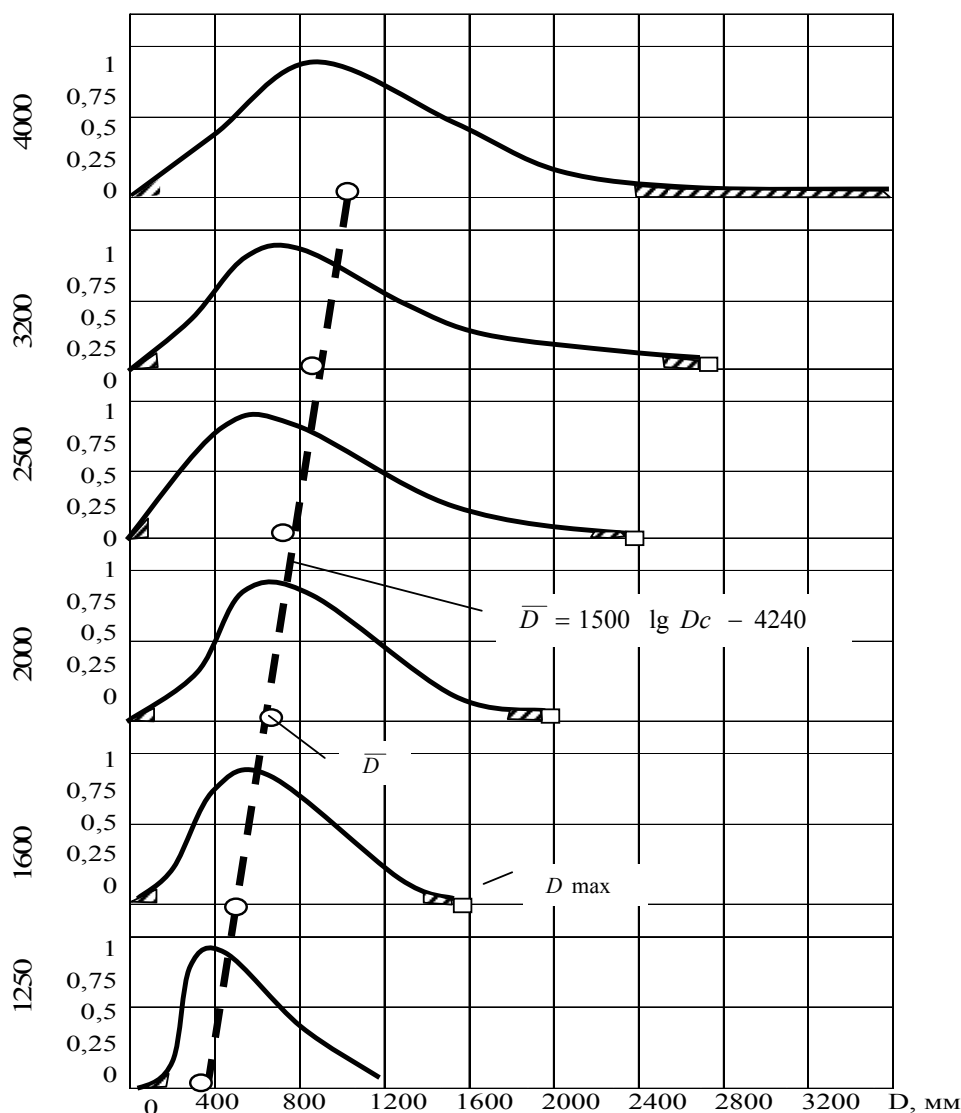


Рисунок 1 — Распределение диаметров заготовок, обрабатываемых на тяжелых токарных станках.

Область широкого применения длин заготовок занимает 80% площади плоской фигуры (рисунок 2.), ограниченной кривой плотности вероятности и осью длин L .

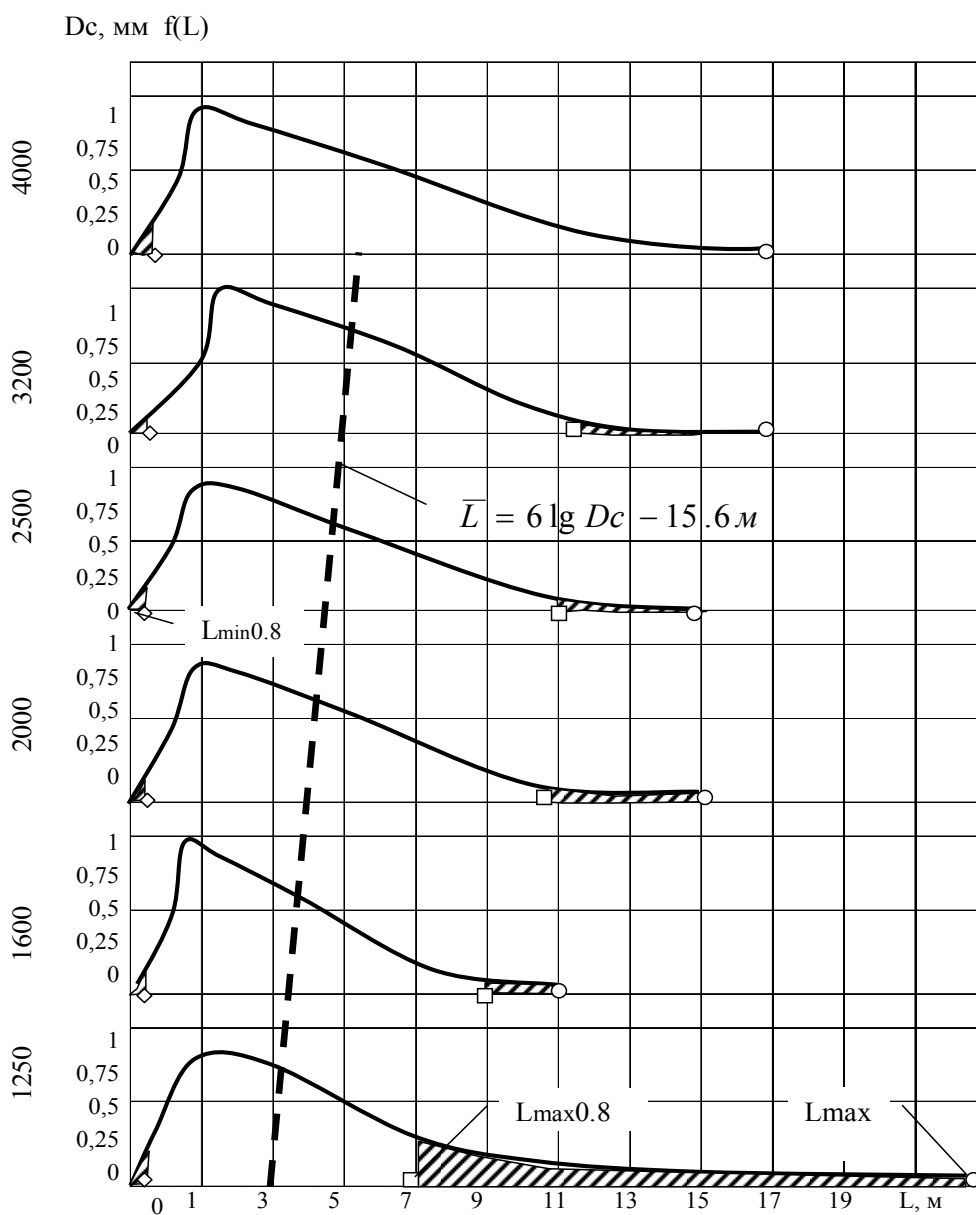


Рисунок 2 — Распределение длин заготовок, обрабатываемых на тяжелых токарных станках

Ординаты, ограничивающие указанную область, соответствуют минимальному ($L_{MIN} 0.8$) и максимальному ($L_{MAX} 0.8$) значению длин заготовок с вероятностью 0,8.

Параметры условий обработки на тяжелых станках с $D_c \geq 1250$ мм подвержены значительному рассеиванию. Масса заготовок изменяется от 0,5 до 230 тонн (см. рисунок 3), диаметры заготовок – от 50 до 3750 мм. Значительное рассеивание значений параметров условий обработки на

станках различных типоразмеров, характеризуемое коэффициентом вариации параметра, свидетельствует о том, что не всегда параметры детали соответствуют размеру станка. Это объясняется тем, что ввиду повышенной стоимости станков на некоторых предприятиях нет необходимости иметь всю размерную гамму тяжелых станков. Иногда применение сравнительно более тяжелого станка требуется в связи с повышенной длиной заготовки при малом диаметре или большом диаметре при малой массе (сварная трубчатая заготовка).

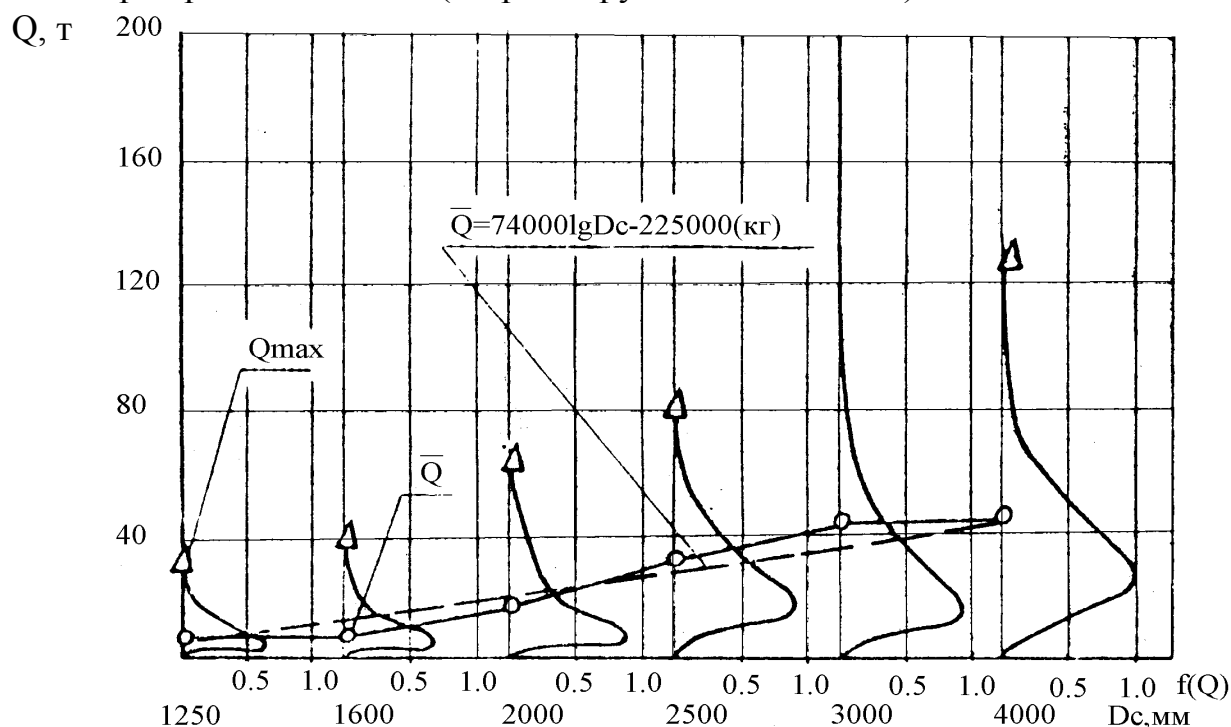


Рисунок 3 — Распределение массы заготовок, обрабатываемых на тяжелых токарных станках с различным D_c .

Значения длин заготовок колеблется в очень широких пределах. Наибольшее рассеивание L наблюдается на станках с $D_c = 1250$ мм, где длины деталей достигают свыше 20 м. Это свидетельствует о том, что несмотря на большие массы заготовок, обрабатываемых на тяжелых станках, жесткость деталей иногда падает до крайне малой величины.

Номенклатура марок материалов, обрабатываемых на тяжелых станках, очень широка. Установлено, что 88% (по времени обработки) составляют заготовки из сталей, около 60% легированных преимущественно никелем, вольфрамом, ванадием и молибденом (рисунок 4). Время обработки чугуна составляет всего 2,3%, цветных металлов и сплавов – 0,5%.

Для труднообрабатываемых материалов (аустенитных и закаленных сталей, отбеленного чугуна и др.) - не превышают 2%.

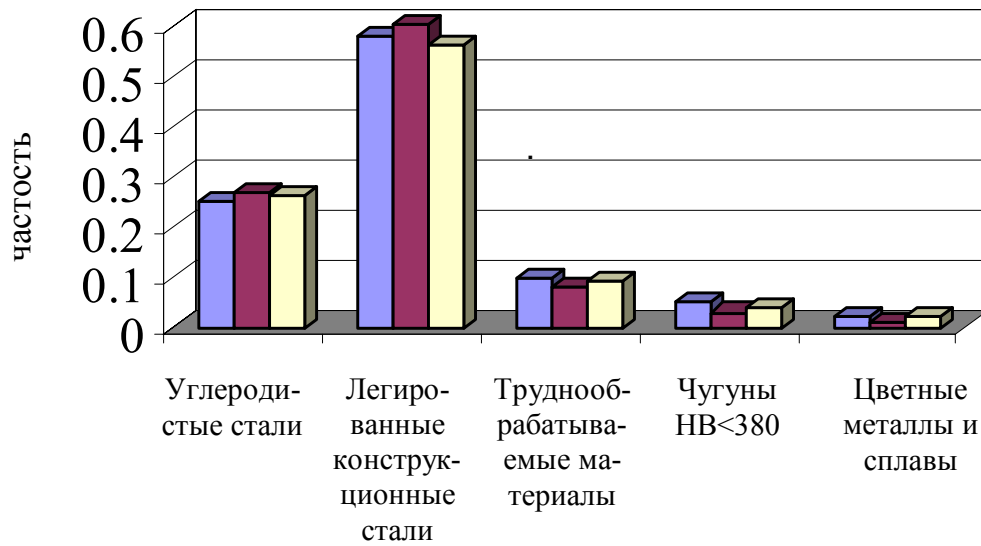


Рис. 4. Диаграмма распределения материала заготовок, обрабатываемых на тяжелых токарных станках
■ станки с Dc =1250, 1600
■ станки с Dc =2000, 2500
■ станки с Dc =3000, 4000

На рисунке 5 представлена плотность вероятности распределения твердости заготовок, обрабатываемых на тяжелых станках. Наиболее часто обрабатывают заготовки с твердостью HB150...330. Коэффициент вариации твердости различных заготовок равен 0,48. В пределах одной детали, обрабатываемой на тяжелом токарном станке, также наблюдается значительное колебание твердости по диаметру и длине заготовки.

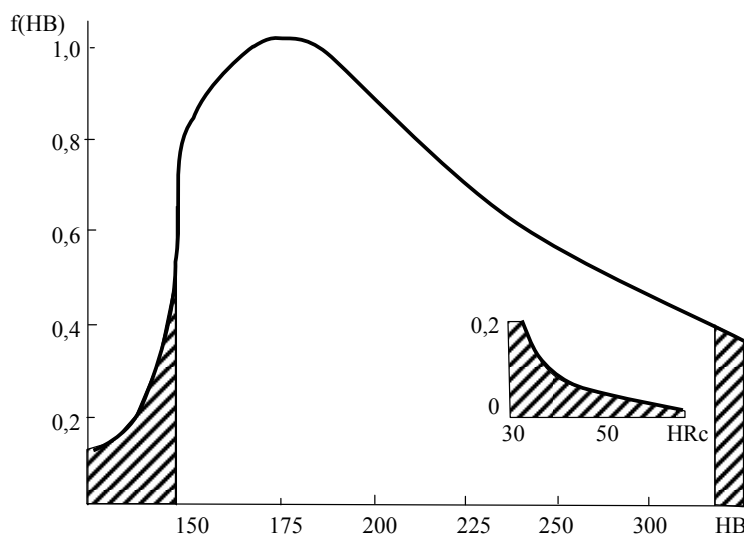


Рисунок 5 — Распределение твердости обрабатываемых материалов

На тяжелых токарных станках выполняются самые различные операции (рисунок 6). Однако, 94% составляют переходы, выполненные резцами, причем, продольное точение в среднем 47%, а на черновых станках – 70%. Данные о применении различных инструментальных материалов приведены на рисунке 7. На тяжелых токарных станках в 89%

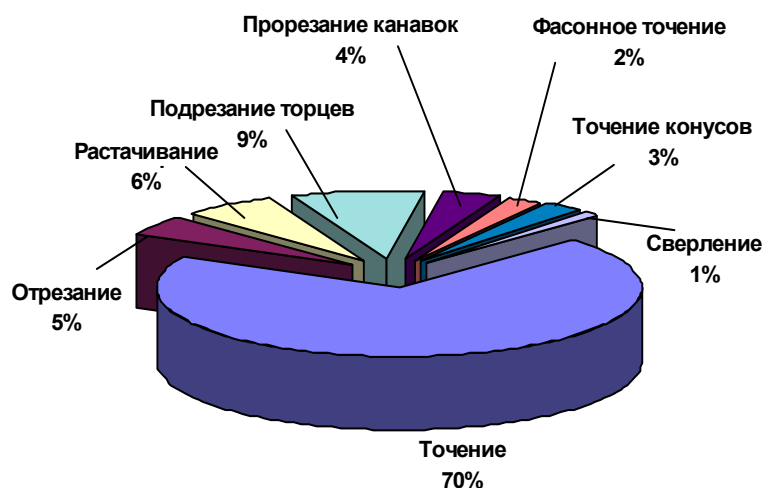


Рисунок 6 — Распределение технологических переходов на черновых тяжелых токарных станках

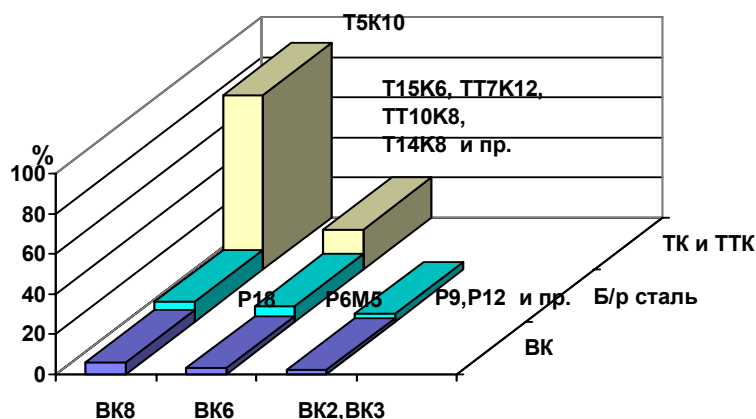


Рисунок 7 — Распределение инструментальных материалов при обработке на тяжелых станках

случаев используется твердосплавный инструмент, в том числе из сплавов группы ТК и ТТК – в 86% случаев.

Результаты исследований условий обработки деталей на тяжелых станках позволили выявить области наибольшего распространения параметров, определить количественные характеристики их распределений, которые учитывались при выборе и проектировании режущих инструментов и разработке регламентов их эксплуатации в условиях тяжелого машиностроения.

Литература.

1. Клименко Г.П. Анализ условий обработки деталей на тяжелых станках на основе информационного банка данных //Резание и инструмент в технологических системах.- Харьков: ХГПУ, 1997.- Вып. 51.- С. 122 – 127.
2. Организация банков данных. Материалы семинара.- М.:Московский дом научно-технической пропаганды, 1975.- 42с.
3. Aminfreier KSS// Technica (Suisse). 1997. 46. N13-14.- P.43-45.
4. Autorencollctive. Entwicklungsstand des Information Zentrums fur Schnitwerte (INFORS). Indus trieanzeiger 989 (1974) Nr 92. s.2072/76
5. Sata T.N., Fujita Y., Hiramatsa, K. Kokubo and M.Takeyama. The present stage and future of the Machinability Data Service in Japan. Proceedings of the Fourteenth International Machine Tool Decision and Research Conference, 1973.
6. Machining Data Handbook. Machinability Data Center Metcut Research Associates Inc., Cincinnati, 1972.

УДК 621.9: 658.5

Ивченко Т.Г.

Донецкий государственный технический университет, Донецк, Украина

ВЕРОЯТНОСТНАЯ МОДЕЛЬ ОТКАЗОВ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

The problem of creation probability models of the cutting tool refusals under condition of different distribution of the cutting process parameters and non-linear character of their change in time is solved in the present work.

В исследованиях надежности режущего инструмента весьма актуально изучение его отказов. Имеющаяся в настоящее время информация об отказах режущего инструмента получена экспериментальным путем. Однако для современных условий управления надежностью функционирования инструмента представляет интерес разработка теоретических моделей отказов, позволяющих прогнозировать его поведение в любых условиях эксплуатации.

Несмотря на достаточно большое количество исследований, существующие теоретические модели изнашивания и разрушения режущего инструмента не позволяют адекватно описать его поведение в реальных условиях эксплуатации вследствие сложного характера процессов в зоне резания и наличия многочисленных возмущающих факторов. Разработанные ранее вероятностные модели отказов режущего инструмента, основанные на нормальном законе распределения параметров процесса резания и линейном характере их изменения во времени, имеют ограниченное применение и адекватны только в случае незначительного рассеивания параметров [1].

В настоящей работе решается задача создания вероятностной модели отказов режущего инструмента при условии распределения параметров его прочности и износостойкости по закону Вейбулла и нелинейном характере изменения этих параметров во времени. Такая модель является более точным приближением к реальным условиям функционирования режущего инструмента при значительном рассеивании параметров процесса резания и позволяет в аналитическом виде представлять основные закономерности случайного изменения во времени параметров процесса изнашивания и разрушения лезвия инструмента.

На рисунке 1 представлены графики зависимости от времени величины износа по задней поверхности лезвия $h(\tau)$, силы резания $P_z(\tau)$, характеризующей действующую на лезвие режущего инструмента нагрузку и предельно допустимой силы резания $P_{ин}(\tau)$, характеризующей уровень его эксплуатационной прочности.

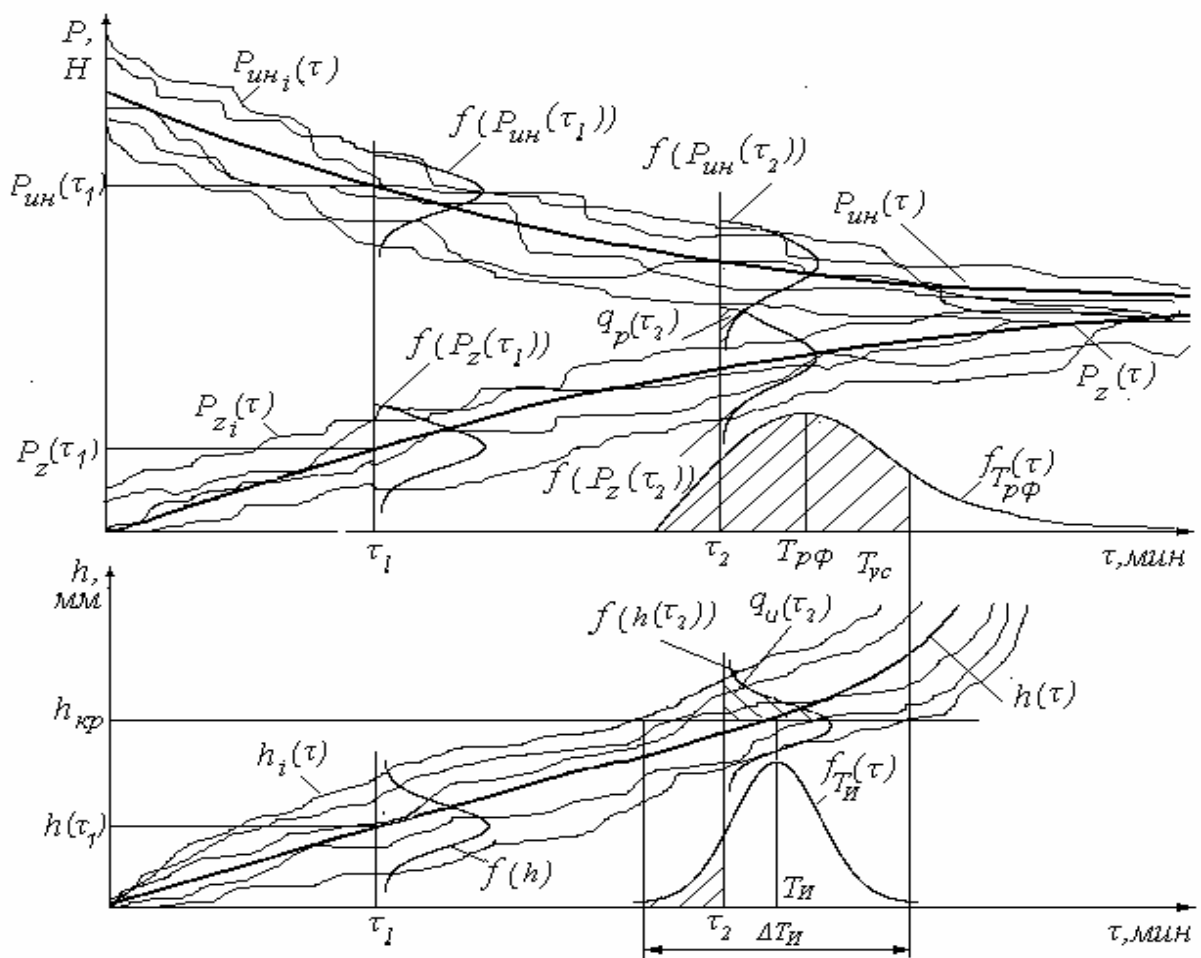


Рисунок 1 — Графики изменения во времени параметров процесса изнашивания и разрушения лезвия инструмента

Процесс изнашивания лезвия инструмента является случайным и для отдельной реализации величины износа по задней поверхности лезвия $h_i(\tau)$ характерны случайная скорость изнашивания $s_{hi} = \partial h_i(\tau) / \partial \tau$ и случайное приращение величины износа $\Delta h_i(\tau)$ за некоторый промежуток времени $\Delta \tau_i$. Всю совокупность реализаций износа предполагается характеризовать нормальным законом распределения величины износа по задней поверхности лезвия в любой момент времени τ_i . Для моментов времени τ_1 и τ_2 на рисунке 1 представлены графики плотностей вероятности нормальных законов распределения износа по задней поверхности $f(h)$ и $f(h(\tau_2))$ с параметрами: $h(\tau_1)$ и $h(\tau_2)$ – средними значениями износа в моменты времени τ_1 и τ_2 и среднеквадратичным отклонением σ_h . Изменение во времени средних значений износа описывается функцией $h(\tau)$, которая с достаточной точностью в пределах зоны нормального

износа может быть принята линейной с постоянной скоростью изнашивания c_h : $h(\tau) = h + c_h\tau$.

При заданном критерии затупления $h_{кр}$ отказ инструмента, связанный с достижением предельно допустимого износа, наступает в момент, когда $h_i(\tau) = h_{кр}$. Вероятность отказа режущего лезвия в связи с износом может быть определена как вероятность того, что износ превышает критерий затупления для всех возможных значений износа в любой момент времени τ :

$$q_u(\tau) = P(h_i(\tau) \geq h_{кр}) = P((h + c_h\tau) \geq h_{кр}) = P(h \geq (h_{кр} - c_h\tau)) = \int_{(h_{кр} - c_h\tau)}^{\infty} f(h)dh. \quad (1)$$

Из представленных графиков следует, что в момент времени τ_1 вероятность отказа режущего лезвия в связи с износом $q_u(\tau_1)$ практически равна 0. В момент времени τ_2 вероятность отказа режущего лезвия в связи с износом $q_u(\tau_2)$ графически представлена заштрихованной областью на графике плотности вероятности распределения износа по задней поверхности $f(h(\tau_2))$.

Для нормального закона распределения износа вероятность достижения предельно допустимого износа режущего лезвия в заданный момент времени τ может быть определена следующим образом:

$$q_u(\tau) = \Phi\left[-\left(\frac{h_{кр} - c_h\tau}{\sigma_h}\right)\right] = \Phi\left[-\left(\frac{h_{кр}}{c_h} - \tau\right)\left(\frac{\sigma_h}{c_h}\right)\right], \quad (2)$$

где: $\Phi(z)$ – нормированная функция Лапласа.

Полученное выражение позволяет от закона распределения износов перейти к закону распределения стойкости режущего инструмента до достижения предельно допустимого износа $T_{и}$, который также является нормальным с параметрами: средним периодом стойкости $T_{и} = h_{кр}/c_h$ и среднеквадратичным отклонением $\sigma_T = \sigma_h/c_h$. При этом коэффициент вариации стойкости $V_T = \sigma_T/T_{и}$ равен коэффициенту вариации износов V_h . График плотности вероятности нормального закона распределения стойкости $f_{T_{и}}(\tau)$ с указанными параметрами представлен на рисунке1 ($\Delta T_{и} = 6\sigma_T$).

Нагрузка, действующая на лезвие режущего инструмента и характеризуемая силой резания $P_z(\tau)$, а также его прочность, характеризуемая предельно допустимой силой $P_{инн}(\tau)$, представленные на рисунке1, изменяются во времени случайным образом. Для отдельных реализаций этих силы $P_{zi}(\tau)$ и $P_{иннi}(\tau)$ характерны случайные скорости изменения $c_{1i} = \partial P_{zi}(\tau)/\partial\tau$ и $c_{2i} = \partial P_{иннi}(\tau)/\partial\tau$, а также случайное их приращение $\Delta P_{zi}(\tau)\Delta$ и $P_{иннi}(\tau)$ за некоторый промежуток времени $\Delta\tau_i$. Всю совокупность реализаций сил, характеризующих нагрузку и прочность,

предполагается характеризовать законами распределения Вейбулла в любой момент времени τ_i .

Вероятность разрушения режущего лезвия устанавливается на основании сопоставления уровня прочности режущего лезвия $P_{ин}$ с уровнем действующей на него нагрузки P_z и для закона Вейбулла распределения показателей прочности и нагрузки равна [2]:

$$q_P = \int_0^{\infty} \exp \left[- \left(\beta \eta y^{(1/b_n)} \right)^{b_n} - y \right] dy, \quad (3)$$

где: $\eta = P_{ин}/P_z$ - коэффициент безопасности, равный отношению показателей прочности и нагрузки (оценка η возможна как на основании теоретических расчетов прочности инструмента и действующей на него нагрузки, так и на основании экспериментальных исследований); b_p, b_n - параметры формы закона Вейбулла соответственно для прочности и нагрузки; коэффициент

$$\beta = \Gamma(1 + 1/b_n) / \Gamma(1 + 1/b_n).$$

Для моментов времени τ_1 и τ_2 на рисунке 1 представлены графики плотностей вероятности закона Вейбулла распределения сил $f(P_z(\tau_1))$ и $f(P_{ин}(\tau_1))$, а также $f(P_z(\tau_2))$ и $f(P_{ин}(\tau_2))$, свидетельствующие о том, что в момент времени τ_1 вероятность разрушения $q_p(\tau_1)$ практически равна 0, а в момент времени τ_2 вероятность разрушения $q_p(\tau_2)$ графически представляется заштрихованной областью пересечения графиков $f(P_z(\tau_2))$ и $f(P_{ин}(\tau_2))$.

В большинстве случаев условия рассеивания показателей прочности и нагрузки одинаковы, что позволяет принять $b_p = b_n$ с коэффициентом вариации $V_p = \sigma_p / P_z$. Тогда вероятность разрушения режущего лезвия равна:

$$q_P = \int_0^{\infty} \exp \left[- y \left(\eta^{b_n} + 1 \right) \right] dy = 1 / \left(\eta^{b_n} + 1 \right), \quad (4)$$

Изменение во времени средних значений этих сил описывается нелинейными функциями $P_z(\tau)$ и $P_{ин}(\tau)$, которые с достаточной точностью могут быть приняты степенными с показателями c_1 и c_2 :

$$P_z(\tau) = P_z \tau^{c_1}, \quad P_{ин}(\tau) = P_{ин} \tau^{-c_2}. \quad (5)$$

Вероятность разрушения режущего лезвия в зависимости от времени его работы равна:

$$q_P(\tau) = 1 / \left(\eta^{b_n} \tau^{-cb_n} + 1 \right) \approx \exp \left[- \eta^{b_n} \tau^{-cb_n} \right], \quad (6)$$

где: $c = c_2/c_1$ - коэффициент, характеризующий одновременное нелинейное изменение прочности и нагрузки во времени.

Полученное распределение времени работы режущего инструмента до разрушения представляет собой известное распределение

экстремальных (наибольших) значений [2] с функцией распределения $F_{T_{рф}}$ и плотностью распределения $f_{T_{рф}}$, представленной на рисунке 1:

$$F_{T_{рф}}(\tau) = \exp\left[-\left(\tau^c/\eta\right)^{-b_n}\right], \quad f_{T_{рф}}(\tau) = \frac{\partial}{\partial \tau} \exp\left[-\left(\tau^c/\eta\right)^{-b_n}\right]. \quad (7)$$

Средний период стойкости до разрушения, наблюдаемый в эксплуатации, исходя из плотности распределения стойкости до разрушения $f_{T_{рф}}(\tau)$ с учетом усечения $T_{ус}$, представленный на графике $f_{T_{рф}}(\tau)$ (см. рисунок 1) заштрихованной областью равен [1]:

$$T_P = \int_0^{1,9T_{и}} f_{T_{рф}}(\tau) d\tau; \quad (8)$$

С учетом отказов режущего инструмента, связанных с разрушением, средний период стойкости T выражается следующим образом:

$$T_{ср} = T (1 - (1 - T_P/T)q_p). \quad (9)$$

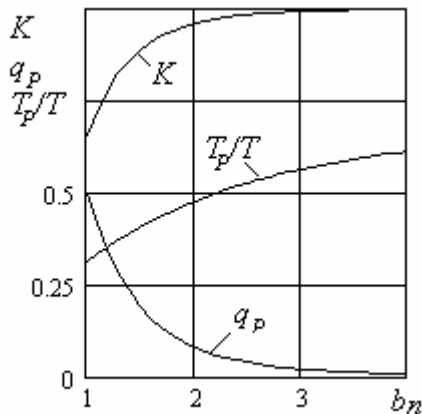


Рисунок 2 — Графики зависимости q_p , T_p/T , K от параметра формы b_n .

На рисунке 2 представлены графики зависимости от параметра формы b_n вероятности разрушения режущего лезвия q_p ; соотношения среднего периода стойкости до разрушения T_p и нормативного периода стойкости T , определяемого по известным стойкостным зависимостям - T_p/T , а также поправочного коэффициента на среднюю стойкость в сравнении с нормативным $K = T_{ср}/T$ ($c = 0,75$, $\eta = 3$) при полученном в настоящей работе распределении

экстремальных значений стойкости режущего инструмента до разрушения.

Представленные зависимости свидетельствуют о том, что в области малых значений параметра b_n , что соответствует значительному рассеиванию показателей прочности и износостойкости, весьма велика вероятность разрушения и мала средняя стойкость до разрушения, что значительно снижает среднюю стойкость и свидетельствует о необходимости учета указанного поправочного коэффициента K .

Результаты сравнения теоретических и экспериментальных методов определения вероятности разрушения, средней стойкости до разрушения и среднего периода стойкости двух вариантов сборных твердосплавных резцов различной прочности, подтверждающие достаточно хорошее их совпадение, представлены в таблице 1.

Сравнение производилось для следующих условий обработки: обрабатываемый материал – сталь 45, материал квадратной пластины сборного резца – T15K6, скорость резания $v = 116$ м/мин, подача $s = 0,47$ мм/об., глубина резания $t = 4$ мм. Соответствующие этим режимам сила резания $P_z = 2,9$ кН, стойкость инструмента $T_H = 45$ мин., коэффициент ее вариации $V_H = 0,3$. Режимы при испытаниях на прочность двух вариантов резцов: скорость резания $v = 20$ м/мин, глубина резания $t = 6$ мм, разрушающие подачи $s_{p1} = 1,83$ мм/об., $s_{p2} = 2,51$ мм/об. Сила резания, необходимая для разрушения инструмента, $P_{ин1} = 18$ кН, $P_{ин2} = 23$ кН, коэффициенты ее вариации $V_{п1} = 0,3$. Коэффициенты безопасности $\eta_1 = 6,2$, $\eta_2 = 7,8$.

Таблица 1 — Теоретическое и экспериментальное определение среднего периода стойкости

№	Коэффициент безопасности η	Фактическая стойкость до разрушения $T_{рф}$, мин	Среднее квадратичное отклонение $S_{рф}$, мин	Средняя стойкость до разрушения T_p , мин	Вероятность разрушения q_p	Средний период стойкости и расчетный T , мин	Средний период стойкости и экспериментальный $T_{э}$, мин
1	6,2	130	47	5	0,18	43	42
2	7,8	170	60	11	0,09	39	35

Таким образом, на основании проведенных исследований разработана и экспериментально проверена вероятностная модель отказов режущего инструмента в случае распределения параметров его прочности и износостойкости по закону Вейбулла и нелинейном характере изменения этих параметров во времени. Представленные зависимости позволяют для любых условий эксплуатации прогнозировать вероятность разрушения сборного режущего инструмента, период его стойкости до разрушения, а также средний период стойкости.

Литература.

1. Ивченко Т.Г., Разработка вероятностной модели отказов сборного режущего инструмента / Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2003. Вып. 24. — С.60-64.
2. Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем.—М.: Мир, 1980. – 606 с.

УДК 621.923

Киричок П.О., Гавриш О.А.

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», Київ, Україна

ПРОГРЕСИВНИЙ ІНСТРУМЕНТ ДЛЯ ОЗДОБЛЮВАЛЬНО-ЗМІЦНЮЮЧОЇ ОБРОБКИ МЕТАЛЕВИХ ПОВЕРХОНЬ

The work is devoted question of the analysis of progressive instruments for work the metal surfaces by steel brushes.

В сучасному машинобудуванні для оздоблювальної обробки металевих поверхонь деталей і зняття продуктів корозії та окалини широко застосовуються різні типи інструментів на основі використання сталюого дроту у вигляді відповідних сталевих щіток.

Серед значної кількості використовуваних для обробки сталевих щіток на практиці широке розповсюдження отримали дискові сталеві щітки (ДСЩ) з гнучкими робочими елементами (ГРЕ).

Однією з різновидностей даного типу інструментів є комбінована ДСЩ, особливість конструкції якої полягає у послідовному чергуванні секцій ГРЕ, до яких під'єднана одна фаза електроструму, та секцій, що ізольовані від такого контакту [1]. Розроблений інструмент (рисунок 1) складається з корпусу 1 та фланців 2, приєднаних до нього болтами 3. Струмopовідні секції 4, довжина вільного вильоту ГРЕ яких на (3...5) мм менша від щіткового металевого ворсу секцій очищування 5, формується у касеті 6 та фіксується болтами 7.

Одна фаза електроструму під'єднується до інструменту за посередництвом шпінделя верстату (установки) та корпусу 1, який на ньому закріплюється, отже вся зовнішня поверхня ДСЩ та більшість її деталей знаходиться під струмом. Для забезпечення надійного ізолювання від контакту із струмом секції очищування, встановлені суміщені прокладки 8 (текстоліт листовий $\delta_1 = 2,5$ мм - ГОСТ 5689-73; пароніт $\delta_2 = 2,0$ мм - ГОСТ 481-71), а кріпильні болти 7 ізольовані від деталей інструменту втулками з діелектричного матеріалу (смола полікарбонатна - ТУ 6-05-1668-74).

Матеріалом для ГРЕ струмопровідних секцій слугує легований пружний дріт з сталі 60С2А (ГОСТ 14963-78) з діаметром в межах від 0,8 до 1,2 мм. Для секцій очищування рекомендується застосовувати пружний дріт діаметром (0,4...0,8) мм II класу (ГОСТ-9389-60) або дріт з сталі 65Г (ГОСТ 1542-71)[2].

Дисковий фланець 10, що фіксується на корпусі 1 за допомогою гайки 11 та шайби 12, має можливість переміщуватись вздовж корпусу, що дозволяє замінювати касети інструменту, варіюючи таким чином (в залежності від характеру корозії та вимог до степені зміцнення

поверхневого шару матеріалу) як шириною B контактуючої поверхні ДСЩ, так і довжиною L вільного вильоту ГРЕ.

З метою прискорення процесу переналагоджування в ДСЩ наведеного геометричного параметру B , розроблена [3] і експериментально випробувана конструкція ДСЩ, в якій колом корпусу 1 (рисунок 2) почергово встановлені не ізольовані від корпусу секції 2 металевого ворсу 3 та касети 4 з діелектричного матеріалу. Кожна секція 4 виконана у вигляді циліндра із зрізаними боковими гранями і Т-видним виступом у його основі та встановлена в Т-видний паз корпусу 1 з можливістю повертання навколо своєї осі, перпендикулярній до осі обертання інструменту, і закріплення за допомогою двох болтів 5.

Ізольована від корпусу секція складається із кількох (не менше двох) підсекцій 6, які відрізняються одна від іншої діаметром металевого ворсу, причому, кожна наступна за напрямом обертання ДСЩ підсекція має діаметр ГРЕ менший від попередньої, тобто, якщо, наприклад, 1-а підсекція матиме $\varnothing 0,8$ мм, 2-а - 0,6 мм, 3-я - 0,4 мм тощо.

Принцип роботи інструменту полягає в періодичному контактуванні різних за характером впливу на поверхню секцій ГРЕ, внаслідок чого поверхня виробу підлягає періодичному впливові високотемпературного дугового розряду і динамічного удару. Наслідком такої послідовної взаємодії є поверхнева оздоблювально-зміцнююча обробка (ПОЗО) термомеханічним обробленням (ТМО), результати якої детально викладені в роботах [4-6] де, зокрема, окремо розглядається і питання виникнення внутрішніх залишкових напружень.

Наведена конструкція інструменту дозволяє, регулюючи кут повороту касети 4, змінювати ширину робочої поверхні контакту секції механічної взаємодії з поверхнею обробки, регулюючи силою динамічного впливу, внаслідок чого в поверхневих шарах матеріалу виникатимуть внутрішні напруження стиску, які є стабілізуючою протидією напруженням розтягу, що виникатимуть внаслідок теплового впливу дугового розряду. Крім того, зміна положення робочих торців ГРЕ даної секції дозволяє здійснювати періодичне їх загострювання у процесі контактування з поверхнею виробу, а встановлення підсекцій різних за діаметрами ГРЕ сприяє якісному формуванню поверхні основного металу виробу [7].

Принцип подачі електроструму прийнятої для ТМО системи «деталь-інструмент» полягає в під'єднанні від джерела однієї фази - струму до поверхні виробу, а іншої - до ДСЩ. На рисунку 2 наведено схему реалізації даного принципу для обробки поверхонь металопрокату.

Такий спосіб під'єднання є надійним, але вимагає суворого дотримання правил техніки безпеки згідно вимог нормативних матеріалів СН-181-61 та СН-203-62 при роботі з обладнанням та інструментом, що працюють під струмом.

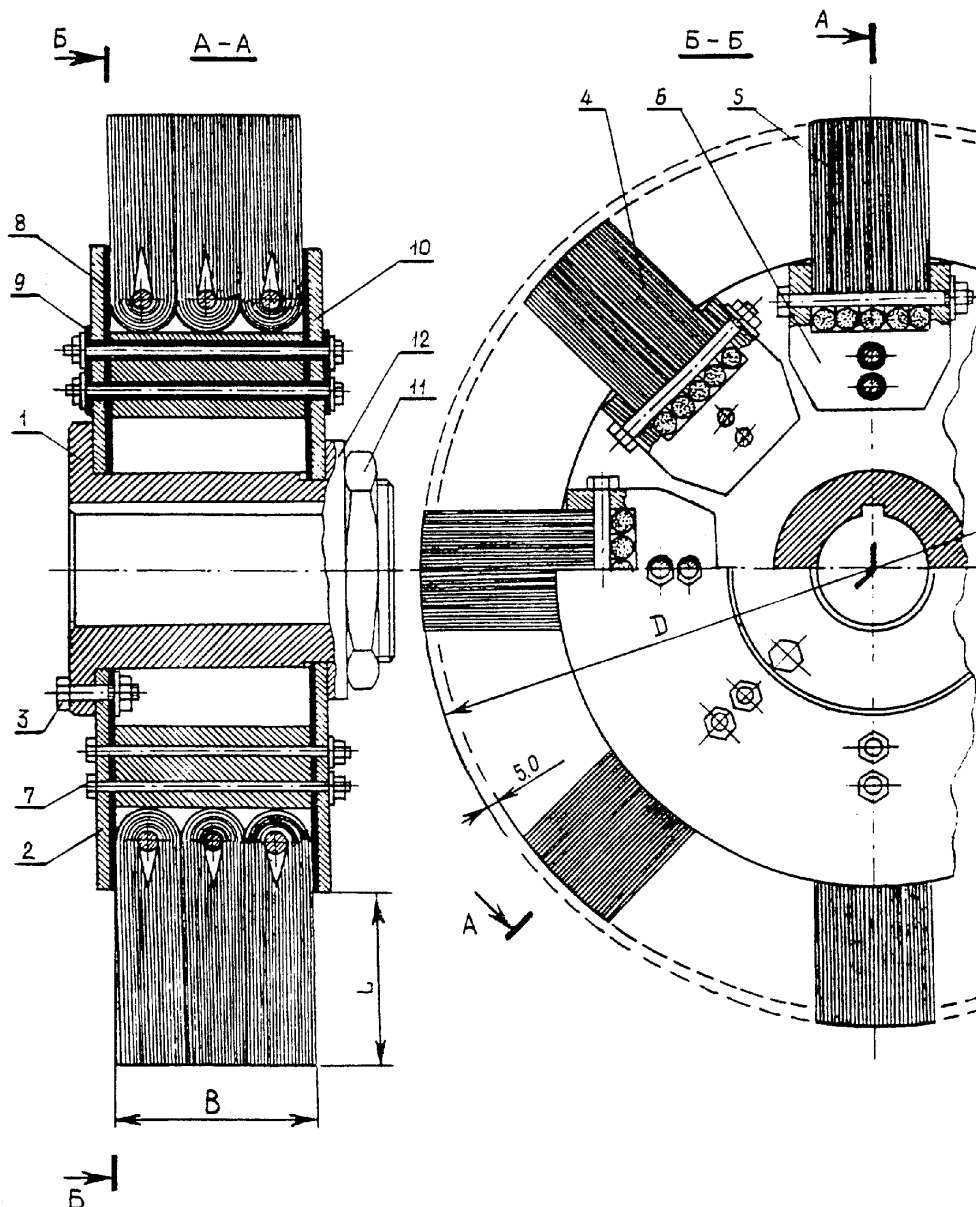


Рисунок 1 — Диска секційна щітка для поверхневої очисно-зміцнюючої обробки із застосуванням електроструму.

Маючи за мету здійснити процес ПОЗО ТМО більш доступним для широкого впровадження, розроблений пристрій для оброблення поверхонь за допомогою дугового розряду, коли дві фази електроструму під'єднуються безпосередньо до секцій ГРЕ, залишивши абсолютно безпечними корпус інструменту і деталь, що підлягає обробленню [8].

Пристрій за своєю конструкцією має ряд спільних ознак з наведеними вище конструкціями ДСЩ, яких об'єднує корпус 1 (рисунок 4) з закріпленими на ньому фланцями 2, до яких встановлені колом щіткові секції 3. Особливість конструкції даного пристрою полягає в ізолюванні

секцій ГРЕ від контакту з корпусом, фланцями та між собою. Ряд секцій ГРЕ (попередньо через одну) з'єднуються з одним струмопровідним кільцем 4, а ряд інших – з другим кільцем 5, які в свою чергу під'єднані до струмоз'ємних шин 6 та 7, що закріплені на корпусі 1 і ізолювані від нього і між собою втулкою 8, виготовленої з діелектричного матеріалу. До кожної з шин під'єднана одна з фаз електричного струму, який періодично розподіляється через однофазний мостовий випрямляч 9.

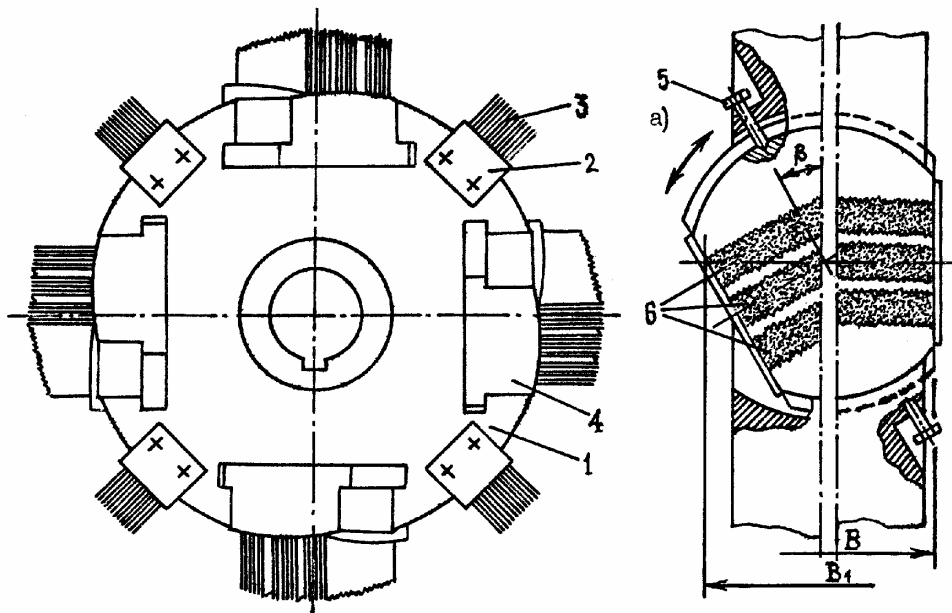


Рисунок 2 — Диска секційна щітка з регульованими поворотними секціями ГРЕ; а) зміна ширини контактуючої поверхні B від повороту касети на кут β .

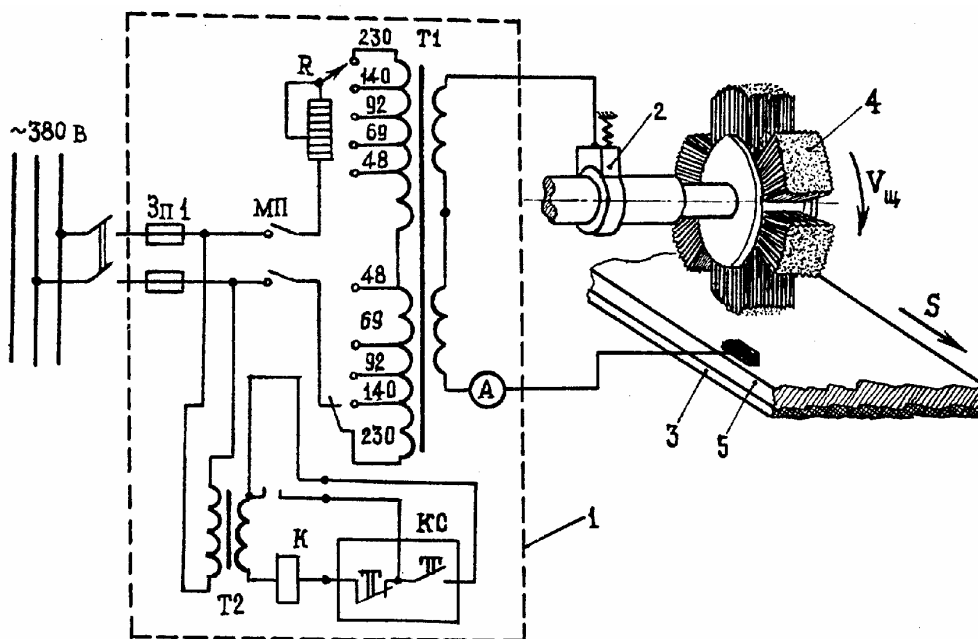


Рисунок 3 — Установка для поверхневого оброблення листового прокату, змонтована на базі металорізального верстату.

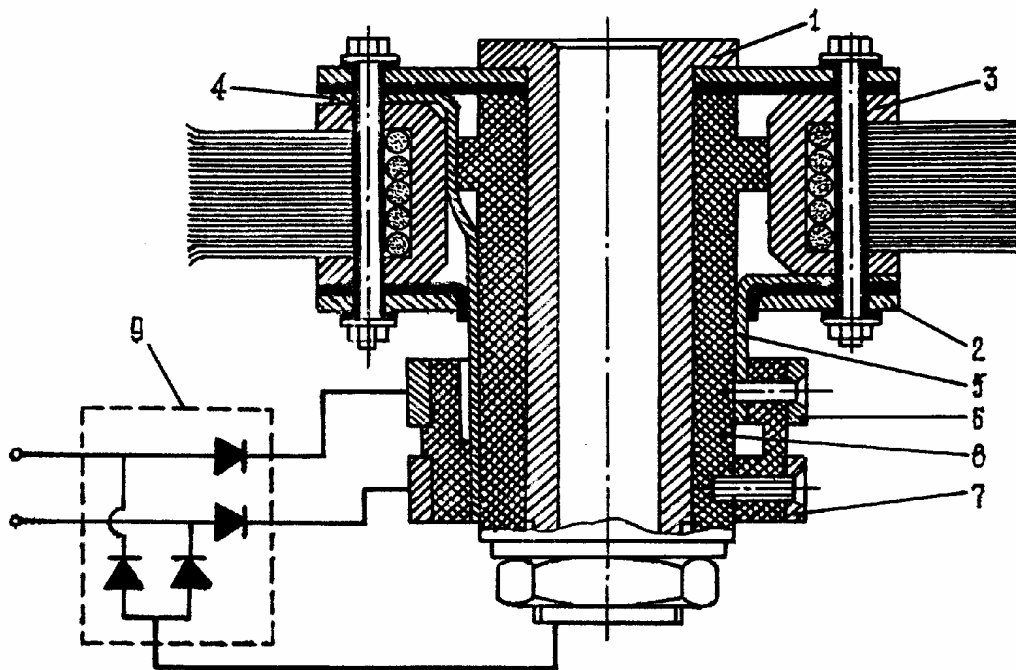


Рисунок 4 — Пристрій для ПОЗО з під'єднанням електроструму через однофазний мостовий випрямляч.

Принцип роботи пристрою для ПОЗО ТМО полягає в тому, що у процесі прямого контактування з поверхнею обробки будь-якої секції ДСЦ, вона знаходитиметься під нульовим потенціалом відносно корпусу 1, тобто, ізолювана від контакту з струмом і фактично працюватиме лише в режимі механічного ковзання, здійснюючи поверхневе очищення. В той же час дві сусідні (попереду і позаду відносно напрямку обертання ДСЦ) секції знаходяться під струмом і між ними, при посередництві поверхні обробки, виникає дуговий розряд, який і вражає своїм тепловим впливом поверхню виробу. З виходом секції із прямого контакту з поверхнею вона стає струмопровідною і сприяє виникненню чергового дугового розряду, а секція ГРЕ що знаходилась позаду неї виконує функції механічного очищення.

Така конструкція інструменту для ПОЗО ТМО є безпечною і досить ефективною в експлуатації ще й з причини рівномірного зношування ГРЕ всіх секцій інструменту, що позитивно впливає на термін його експлуатації.

Процес ПОЗО ТМО широколистового прокату, здійснюється за принциповою схемою (рисунок 5) каскадного контактування кількох встановлених шириною листа прокату 1 дискових інструментів 2, які закріплені на двох паралельних приводних валах 3 (рисунок 5,а). Горизонтальне переміщення прокату відбувається з допомогою рухомих роликів рольгангу 4, а регулювання величиною натягу ГРЕ - гвинтовими механізмами 5. Під'єднання електроструму до листа та каскаду

інструментів здійснено від одного силового трансформатора. Така схема під'єднання вимагає дотримання певних умов геометричних характеристик та параметрів ДСЩ - кількість струмопровідних і механічних (очищувальних) секцій та їх розташування між собою.

Виникнення електродугового розряду у процесі ТМО ДСЩ ґрунтується на умові переривання контакту струмопровідних секцій ГРЕ з поверхнею оброблення, а період існування ефективного розряду характеризується максимальною довжиною дуги H_d до її розриву. Особливим критерієм конструкції інструменту для процесу ПОЗО при каскадній схемі розташування ДСЩ є кут α , між двома (без врахування проміжної секції очищування) сусідніми струмопровідними секціями (рисунок 5,б), адже з поверхнею обробки вступають в контакт одночасно кілька ДСЩ, що негативно впливатиме на потужність кожного (елементарного) дугового розряду. Необхідно передбачити інтервал між цілковитим виводом з контакту і розривом дугового розряду однієї струмопровідної секції з початком контактування ГРЕ наступної аналогічної секції.

Величина кута розташування даних секцій ДСЩ встановлюється: згідно наступного виразу:

$$\alpha = \varphi - \frac{L_c}{R} = \frac{4\pi}{C} - \frac{\pi d^2 N_{\Sigma k}}{4RBk_{\dot{u}}}$$

де $\varphi = 4\pi / C$,

де L_c - довжина робочої поверхні струмопровідної секції; $C = (C_1 + C_2)$ - загальна кількість секцій ДСЩ; C_1 - струмопровідні секції; C_2 - секції механічного очищування; $N_{\Sigma k}$ - кількість ГРЕ однієї секції; $k_{\dot{u}}$ - коефіцієнт заповнення секцій ГРЕ; d, R, B - відповідно, діаметр одиничного ГРЕ, радіус та ширина робочої поверхні ДСЩ.

Згідно наведеної залежності можливе або попереднє виставлення секцій ГРЕ на визначений кут для кожної з ДСЩ каскаду, або встановлення однакових за геометричними характеристиками ДСЩ одна відносно іншої на даний кут, витримавши основну умову ефективності існування дугового розряду процесу ТМО.

Однією з різновидностей оброблення у процесі ПОЗО як широколистового так і фасонного прокату є використання механічного інструменту з торцевим комбінованим розташуванням ГРЕ - торцеві щітки (ТЩ), які здатні одночасно охопити одним інструментом як зону оброблення діаметром (200...850) мм, так і незначні за розмірами важкодоступні фасонні поверхні.

На Петровському заводі стінових матеріалів і конструкцій (м. Київ) впроваджена установка підготовки поверхні листового прокату для

наступного отримання заготовок закладних деталей металевих каркасів будівельних конструкцій і нанесення на них антикорозійного покриття - алюмінієвого напилення методом електродугової металізації.

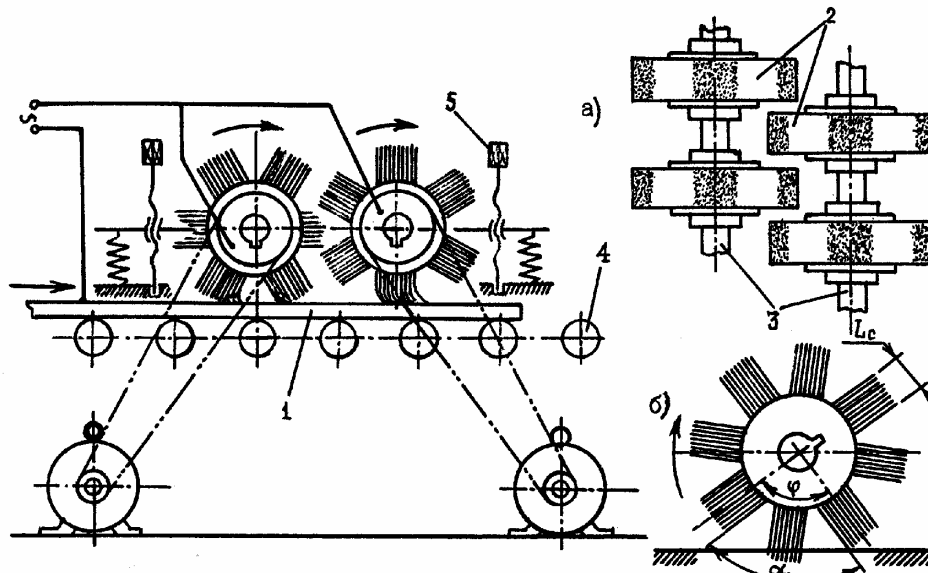


Рисунок 5 – Схема установки очисно-зміцнюючої обробки листового прокату у процесі ТМО ДСЦ: а) двоступеневий каскад розміщення ДСЦ; б) схема розташування струмопровідних секцій ДСЦ.

Конструкція установки (рисунок 6) передбачає на базі існуючого механізованого рольгангу ливарного цеху даного підприємства встановлення каскаду ТЩ для ТМО одночасно з двох сторін листового прокату з сталі 20 (ГОСТ 19903-74) товщиною (6...8) мм і габаритами 700 x 2000 мм, покритого прокатною окалиною з товщиною шару (0,4...0,7) мм. Оброблення листового прокату 1 одночасно з двох сторін торцевим інструментом 2 із наданням необхідного рівномірного натягу ГРЕ на всій поверхні здійснюється за допомогою важільного механізму 3, який регулюється гвинтовим механізмом 4. Надійність зчеплення ГРЕ ТЩ з поверхнею прокату забезпечується механізмом притискування 5. Діаметр зовнішнього кільця ТЩ прийнятий рівним $\varnothing 460$ мм, що за умови закріплення інструментів з кроком 700 мм забезпечує перекриття всієї поверхні прокату.

Конструкція ТЩ (рисунок 7) для ТМО складається з двох незалежних між собою кільцевих щіток з суцільним наповненням ГРЕ -зовнішньої 1, закріпленої в корпусі 2 та ізольованої від контакту з електрострумом діелектричними прокладками 3, втулками 4 і кільцевим сегментом 5, та внутрішньої струмопровідної 6 закріпленої в рухомому корпусі 7. Корпус щітки 7 встановлений на валу 8, у процесі обертання корпусу 2 обертається навколо своєї осі, здійснюючи періодичне вертикальне переміщення при посередництві сталевих гартованих кульок 9, що ковзають евольвентною канавкою в корпусі зовнішньої ТЩ. Таке періодичне вертикальне

переміщення необхідне для переривання контакту ГРЕ струмопровідної ТЩ, внаслідок чого між робочими торцями ГРЕ та поверхнею оброблення виникає стабільний електродуговий розряд.

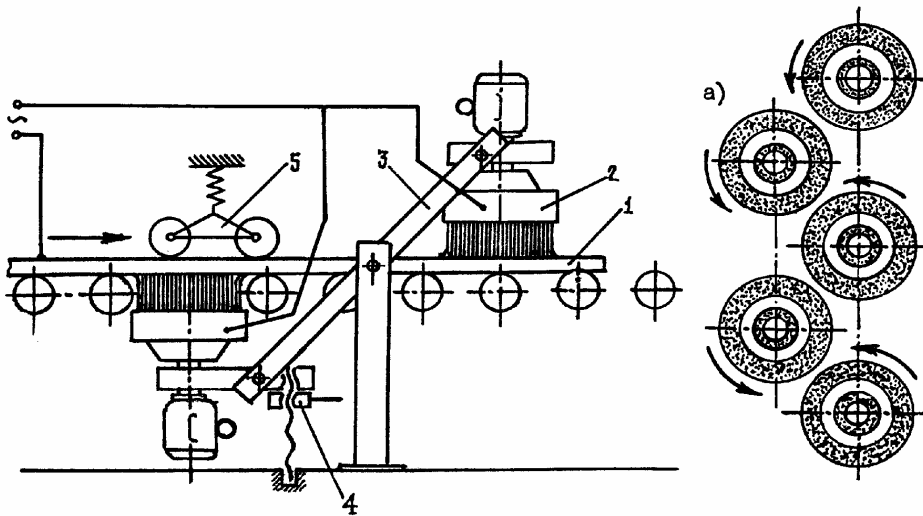


Рисунок 6 — Схема установки для поверхневого очищення листового прокату торцевими щітками у процесі ТМО:
а) каскадне розміщення інструментів.

Контактування різних марок матеріалів з яких виготовлено корпус 2 (сталь 30) та внутрішній струмопровідний корпус 7 (Ал2) за посередництвом сталевих кульок приводить до того, що частота обертання цих двох корпусів різна. Така різниця швидкостей сприяє тому, що за умови переміщення поверхні обробки вона, вражена спочатку висококонцентрованими локальними тепловими джерелами, більш тривалий час механічно оброблюється торцями ГРЕ зовнішньої щітки, очищуючи від продуктів корозії та формуючи поверхню основного металу прокату з шорсткістю $R_a = (3,8 \dots 12,5)$ мкм [9]. Наведена конструкція ТЩ для процесу ТМО передбачена в першу чергу для очищення поверхні від незначного за товщиною корозійного нашарування, що підтвердилось результатами промислового її впровадження.

У випадку необхідності здійснення процесу ПОЗО ТМО широколистового прокату ТЩ, викликаній значними за розмірами площами поверхні заготовки вкритої товстою (в межах 0,8...2,5 мм) багат шаровою (масляно-жировий бруд, крихка іржа, старе лакофарбове покриття, прокатна окалина тощо) корозією, рекомендується застосування комбінованої механічної ТЩ.

Конструкція даного інструменту (рисунок 8) передбачає під'єднання однієї фази змінного ($f=50$ Гц) електроструму до мідного струмоз'ємного кільця 1 за допомогою мідно-графітових щіток (на рисунку не показані), забезпечуючи надійний контакт з приводним валом 2 на якому встановлена і закріплена перехідна втулка 3. В нижній частині корпусу 4 розташована кільцева щітка 5 з суцільним наповненням ГРЕ, яка за

посередництвом діелектричних прокладок 8 ізольована від контакту із струмом. На валу 2 встановлений кільцевий корпус 11 з можливістю вільного переміщення вздовж осі валу за допомогою сталевих кульок і конічним зубчатим зачепленням в торцевій його площині. У нижній частині корпусу 11 розміщена торцева струмопровідна щітка 7, а до верхньої частини приєднані чотири куліси 12 із встановленими валами-шестернями 10 конічного зубчатого зачеплення на яких закріплені секційні ТЩ 6. За посередництвом шестерні 9 з внутрішнім зубчатим конічним зачепленням передається крутячий момент валу-шестерні 10, який в свою чергу обертає щітку 6. Надійність зчеплення зубчатих коліс відбувається у випадку контактування ТЩ 7 з поверхнею обробки, внаслідок чого відбувається одночасне обертання навколо своєї осі корпусу 11 з щіткою 7, куліси 12 та секційних ТЩ 6.

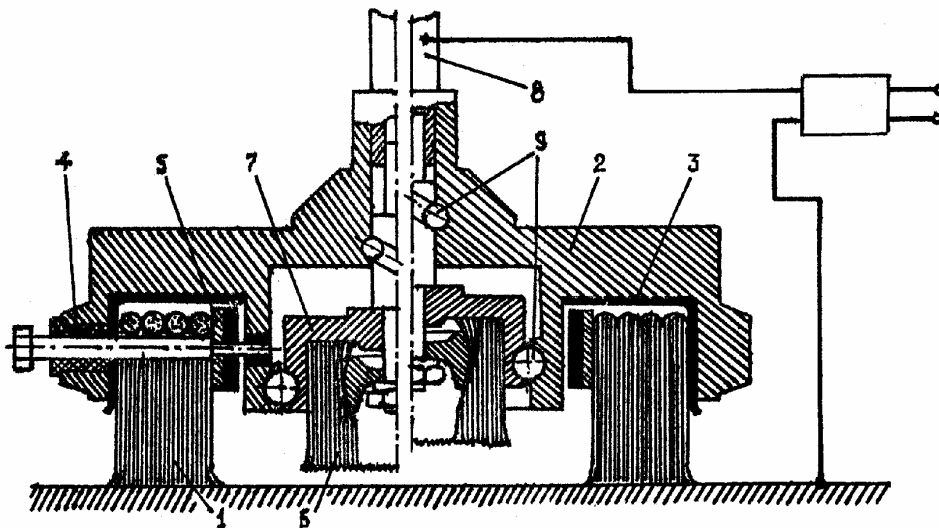


Рисунок 7 — Торцева щітка для поверхневого ТМО листового прокату

Внаслідок обертання інструменту і контактування з прокатом між ГРЕ секційної щітки 6 і поверхнею виникає дуговий розряд, руйнуючи своїм тепловим впливом корозійне нашарування. Прилягання до поверхні еластичних ГРЕ суцільної кільцевої щітки 7 і утворення ними певного натягу не приводить до виникнення дугового розряду, оскільки щіткові ГРЕ слугують провідниками електроструму, знаходиться в постійному контакті з поверхнею, виконуючи лише механічне очищення зруйнованого дугою корозійного шламу. Остаточне формування мікропрофілю поверхні здійснюється ГРЕ кільцевої щітки 5.

Наведені вище види конструкцій інструментів для ПОЗО ТМО в більшості випадків призначені для їх експлуатації у виробничих (стаціонарних) умовах, добре себе зарекомендували і забезпечують високоякісну обробку. Для проведення поверхневого оброблення елементів великогабаритних ажурних конструкцій (ферм перекриття та мостів, металевих опор ліній високонапружових передач, вишок радіо- та

телевізійних ретрансляторів тощо) з метою усунення старих лакофарбових покриттів та підготовки поверхні для нанесення нового антикорозійного покриття слід застосовувати переносну установку, конструкція якої передбачає швидку заміну інструменту в залежності від профілю поверхні оброблення.

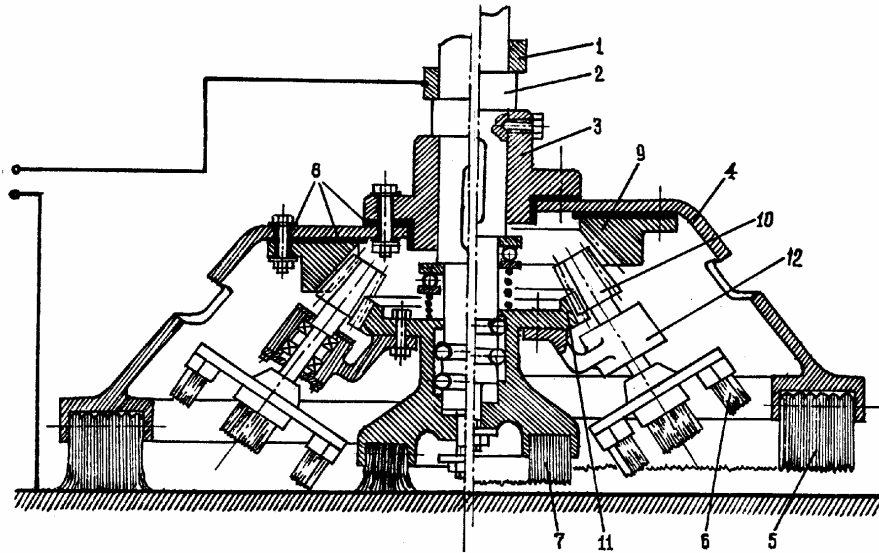


Рисунок 8 — Комбінована механічна торцева щітка процесу ПОЗО для ТМО широколистового прокату, вкритого товстим шаром корозії.

Література.

- 1.Куліченко А.Я., Перепічка Е.В. Електромеханічна обробка поверхні деталей металевими щітками. Зб.: «Технология и организация производства», №4, 1991, с.55-56.
- 2.Краткий справочник металлста (под ред. П.Н. Орлова). М. Машиностроение, 1987, 960 с.
- 3.Куліченко І.Я. Щітка для очищення поверхонь. Зб. «Промислова власність», №4, 1996, с. 2-6.
- 4.Гавриш А.П., Киричок П.О., Підберезний М.П. Зміцнення поверхонь деталей машин та механізмів. Кмів, Наукова думка, 1995, 173 с.
5. Афтаназів І.С., Гавриш А.П., Киричок П.О. Підвищення надійності деталей машин поверхневим пластичним деформуванням. Вид. Житом. інж.-техн. ін-ту, Житомир, 2001, 516 с. 6.
6. Гавриш О.А. Поверхнева очисно-зміцнююча обробка деталей. Зб.: «Вестник национ. техн. ун-та України» Киевский полит. ин-т» (Машиностроение), №43, 2002, с. 72-78.
7. Комнацький О.Л., Гавриш О.А. Формування поверхневого шару металу термомеханічним обробленням дисковими сталевими щітками. Зб.: «Артиллерийское и стрелковое вооружение», изд. НТЦ АСВ, Киев, №6, 2002, с. 62-72.
8. Куліченко А.Я. Термомеханічна поверхнева очисно-зміцнююча обробка металу. Вид. Кобзар, Львів, 1997, 216 с.
9. Гавриш О.А. Експериментальне дослідження впливу технологічних параметрів процесу на шорсткість поверхні при термомеханічному обробленні сталевими щітками. Сб.: Научные труды Донец. национ. техн. ун-та, №1, 2003, с. 52-60.

УДК 621.9.025

Мироненко Е.В.

Донбасская государственная машиностроительная академия

АНАЛИТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ АГРЕГАТНО-МОДУЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ИНСТРУМЕНТА

The technique of analytical research tensely - deformed conditions of агрегатно - modular designs of the tool is offered.

Общие тенденции развития машиностроения связаны с повышением надежности машин, созданию конкурентоспособной продукции и использования наукоемких технологий. Машиностроение развивается путем повышения гибкости производства и качества продукции

Результаты деятельности многих предприятий в значительной степени зависят от эффективности обработки деталей на тяжелых уникальных станках. Стоимость этих станков в 20-50 раз, а стоимость станкочаса их работы в 3-7 раз больше по сравнению со средними станками. Для инструмента, работающего на этих станках, расходуется до 30% твердого сплава, применяемого в машиностроении. Для решения важной народнохозяйственной задачи обеспечения тяжелых уникальных станков современным инструментом созрела необходимость разработки не отдельных конструкций, а гибких инструментальных систем на основе агрегатно-модульного инструмента.

Модуль – инструментальный блок, состоящий из рабочей части (сменной многогранной пластины) и корпуса, рассчитанного на закрепление в оправке, установленной на рабочей позиции станка. В одной оправке можно монтировать разнообразные модули, что придает инструментальной системе гибкость.

Инструмент, собираемый из унифицированных узлов и агрегатов, переналаживают применительно к изменению обрабатываемых деталей простой компоновкой унифицированных взаимозаменяемых узлов. Традиционный инструмент заменяется комплектами, составленными из унифицированных агрегатов и узлов, с их частичной или полной разборкой для последующей сборки в другом сочетании. Такая конструкция позволяет заказать не просто инструмент определенного типа, а систему инструмента с необходимыми сменными устройствами.

Система агрегатно-модульного инструмента является эффективным средством удовлетворения требований потребителей к комплексному оснащению станков с ЧПУ, позволяющим уменьшить число индивидуальных заказов.

Проведенный анализ существующих систем сборного модульного инструмента позволяет сделать вывод, что не разработаны системы

агрегатно-модульного інструмента для унікальних станків, способних выдерживать нагрузки до 100000 Н и обладающие повышенной жесткостью и прочностью.

Для определения напряженно-деформированного состояния модульного резца предназначенного для унікальных токарных станков, предложена методика расчета, которая учитывает специфику и особенности работы інструмента агрегатно-модульной конструкции. При этом используется метод конечных элементов (МКЭ). (1, 2)

Основная идея МКЭ состоит в том, что любую непрерывную величину, такую как давление и перемещение, можно аппроксимировать дискретной моделью, которая строится на множестве кусочно-непрерывных функций. В общем случае непрерывная величина заранее известна, и нужно определить значение этой величины в некоторых внутренних точках области. После этого можно перейти к общему случаю. При построении дискретной модели непрерывной величины поступали следующим образом:

- В рассматриваемой области фиксировали конечное число точек. Эти точки называются узловыми точками или узлами.
- Значение непрерывной величины в каждой точке считали переменной, которая должна быть определена.
- Область определения непрерывной величины разбивалась на конечное число областей, называемых элементами. Эти элементы имели общие узловые точки и в совокупности аппроксимировали форму области.
- Непрерывная величина аппроксимируется на каждом элементе полиномом, который определяется с помощью узловых значений этой величины. Для каждого элемента определяется свой полином, но полиномы подбираются таким образом, чтобы сохранилась непрерывность величины вдоль границ элемента (его называют функцией элемента).

В общем случае функция перемещения $\{f\}$ для этого случая имеет вид

$$\{f\} = \left| \frac{l-z}{l}; \frac{z}{l} \right| \cdot \begin{Bmatrix} U_i \\ U_j \end{Bmatrix}, \quad (1)$$

где: U_i и U_j – перемещения узлов i и j .

$\frac{l-z}{l} = N_1$ и $\frac{z}{l} = N_2$ – функции формы, они меняются от 1 до 0.

Для конструкции в целом уравнение метода конечных элементов имеет вид:

$$|K| \{\delta\} = \{R\}, \quad (2)$$

где: $|K|$ – матрица жёсткости конструкции в целом, она представляет собой сумму матриц жёсткости конечных элементов, из которых состоит конструкция.

$$|K| = \sum_{i=1}^n |K|^e, \quad (3).$$

где: n – число конечных элементов, $\{\delta\}$ – вектор перемещения всех узлов, $\{R\}$ – вектор узловых нагрузок.

Любая задача МКЭ в конечном итоге сводится к системе уравнений (2). Её порядок равняется произведению числа узлов на количество степеней свободы узла.

Анализируя степень свободы каждого узла была составлена пространственно-расчетная схема с клиновым креплением (рисунок 1). Для построения дискретной модели расчетной схемы определяем конечное число основных узловых точек элементов их связи, которая в

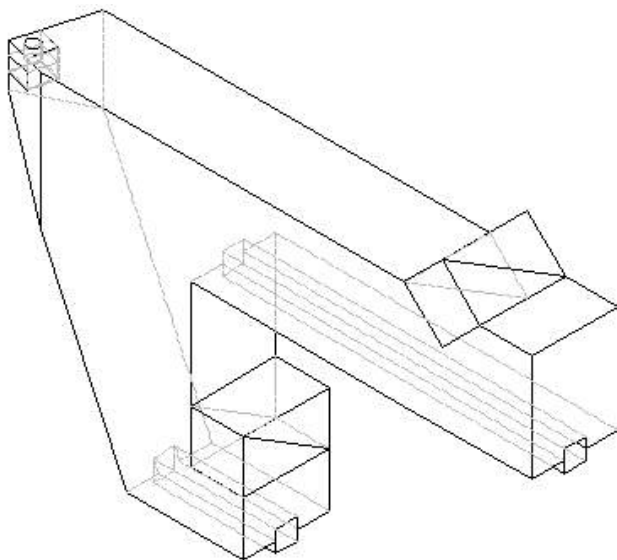


Рисунок 1 - Агрегатно- модульный резец с клиновым креплением

совокупности аппроксимирует форму области исследования. Расчет проводился по программе STERGV-MODULS.

Анализируя результаты расчета (в таблице 1) внутренних усилий возникающих в элементах и узлах модульного резца с учетом анализа эпюр продольных, поперечных сил в различных плоскостях, изгибающих и крутящих моментов были определены наиболее нагруженные элементы модуля. На схеме (рисунок 2) это узлы 3 и 4 .

Для оценки прочности агрегатно-модульного резца определяем в его характерных сечениях нормальные напряжения от возникающих усилий по формуле:

$$\sigma_{\max} = \frac{N}{F} + \frac{M_x}{W_x} + \frac{M_z}{W_z} \leq [\sigma],$$

где: N - продольная сила возникающая в элементе модульного резца, M_x -изгибающий момент действующий относительно оси X, M_z - изгибающий момент действующий относительно оси Z, W_x и W_z - моменты сопротивления поперечного сечения элементов модульного резца.

Решая задачу МКЭ, получаем систему алгебраических уравнений, вместо дифференциальных уравнений.

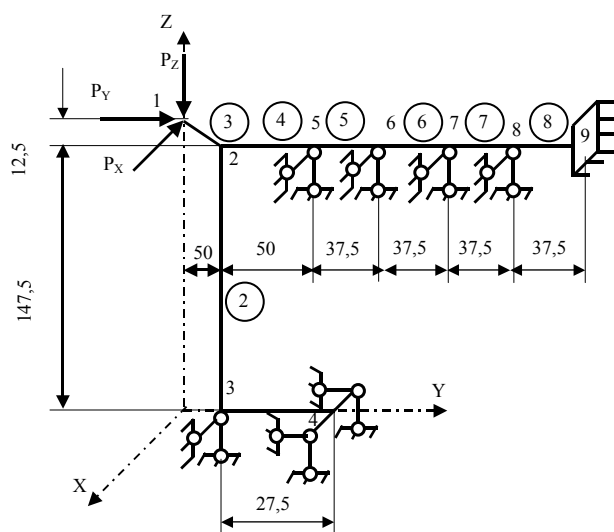


Рисунок 2 - Расчетная схема агрегатно-модульного резца с клиновым креплением

Применительно к пространственным стержневым системам МКЭ представляет собой дальнейшее развитие метода перемещений при раскрытии статической неопределенности, где за неизвестные принимаются линейные и угловые перемещения. В случае пространственной системы незакрепленный узел имеет шесть неизвестных перемещений: три линейных смещения вдоль координатных осей и три угловых перемещения

относительно осей, параллельных координатным осям.

Для получения математической модели агрегатно-модульного резца (рисунок 1) с клиновым креплением был проведен анализ действия составляющих сил резания с учетом конструктивных особенностей крепления модуля.

С учетом проведенных теоретических исследований напряженно деформированного состояния модульных резцов были изготовлены модели, для дальнейших стендовых статических и динамических исследований жесткости. Статическое исследование жесткости указанных моделей сводилось к фиксированию фактических смещений модульных резцов под действием силы по величине и направлению совпадающей с осевой силой P_x . Состояние модуля при нагружении фиксировалось с использованием тензодатчиков с обеих сторон модуля. Анализ деформации по различным элементам агрегатно-модульных резцов полученных экспериментально полностью подтвердил данные полученные методом аналитического расчета.

Предложенная методика исследования позволяет анализировать состояние агрегатно-модульных резцов в пластинчатом суппорте токарного станка на стадии проектирования.

Литература.

- 1 Варнак В.М. Метод конечных элементов. - К.: Вища школа, 1981. -176с.
- 2 Дарков А.В. Сопротивление материалов. М,: Выш. Школа, 1989. - 624с.
- 3 Зинкевич О. Метод конечных элементов в технике. - М.: Мир. 1975 -541с.

Таблиця 1 – Результати расчета внутренних усилий и нормальных напряжений в стержнях агрегатно-модельного реза

Элт-т	N кН	Qy, кН	Qz, кН	Mx, кН*см	My, кН*см	Mz, кН*см	B, см	H, см	I _y , см ⁴	W _y , см ³	I _z , см ⁴	W _z , см ³	F, см	σ, МПа
1	-5.0	6.5	0.0	4.0	8.3	17.5	2.0	2.5	2.6	2.1	1.7	1.7	5.0	154.7
	5.0	-6.5	0.0	-4.0	-8.3	0.0	2.0	2.5	2.6	2.1	1.7	1.7	5.0	50.0
2	-32.7	-0.5	5.0	-8.3	-17.5	-4.0	2.0	3.0	4.5	3.0	2.0	2.0	6.0	132.3
	32.7	0.5	-5.0	8.3	-56.8	-2.7	2.0	3.0	4.5	3.0	2.0	2.0	6.0	257.1
3	15.5	23.8	30.9	0.0	0.0	0.0	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	15.5
	-15.5	-23.8	-30.9	0.0	-159.4	122.4	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	573.9
4	20.0	-12.7	29.6	2.7	151.0	-62.0	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	387.2
	-20.0	12.7	-29.6	-2.7	-298.8	-1.3	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	382.4
5	20.0	0.4	-101.0	2.7	298.8	1.3	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	382.4
	-20.0	-0.4	101.0	-2.7	80.1	0.3	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	117.2
6	20.0	-0.1	27.1	2.7	-80.1	-0.3	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	117.2
	-20.0	0.1	-27.1	-2.7	80.1	0.3	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	46.2
7	20.0	0.0	-7.4	2.7	21.6	-0.1	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	46.2
	-20.0	0.0	7.4	-2.7	6.2	0.0	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	27.5
8	20.0	0.0	2.5	2.7	-6.2	0.0	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	27.5
	-20.0	0.0	-2.5	-2.7	-3.1	0.0	2.0	5.0	20.8	8.3	3.3	3.3	10.0	23.8

УДК 621.9

Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И.
ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ

The analytical determination of temperature of a cutting tool is introduced at thermoclutch handling of flat surfaces. It is established, that for determination of intensity of development of heat on the disc it is necessary to decide a problem of the theory of a thermal conduction. The thermal field of the instrument from a high-speed point source of a heat is defined.

Тепловые явления в процессе резания металлов играют исключительно важную роль, ибо именно они определяют температуру в зоне резания, оказывающую существенное влияние на интенсивность затупления инструмента и его стойкость. Таким образом, исследования, направленные на определение температурного поля инструмента при термофрикционной обработке металлов, представляют научный и практический интерес.

Термофрикционная обработка (ТФО) плоских поверхностей заготовок режущим диском (РД) в настоящее время является одним из наиболее прогрессивных и конкурентоспособных способов обработки металлов резанием. Способ основан на использовании теплоты работы трения и стального диска в качестве инструмента, изготовление которого из дешевых конструкционных материалов позволяет экономить дорогостоящие высоколегированные, быстрорежущие стали, титановые и твердые сплавы.

Решение проблемы определения температурного поля инструмента, отражено в работах ряда авторов [1, 3, 4], где рассмотрены специфика и схемы образования и распространения тепла при резании материалов, влияние различных факторов на температуру в зоне резания. Однако, так как схема ТФО отличается от традиционных, исследованию температурного поля инструмента было уделено недостаточное внимание.

На рисунке 1 представлена расчетная схема определения температуры РД. Температура в характерной точке О контакта РД с заготовкой определяется по формуле [1]:

$$\Theta_0 = \frac{qa\psi}{\pi\lambda}, \quad (1)$$

где $q = Q_3/S$ – интенсивность тепловыделения, соответствующая заготовке, Дж/(м²·с).

Здесь S – площадь среза ($S=a \cdot b$), м²;

$$Q_3 = P_T V_D - Q_D, \quad (2)$$

где P_T – окружная сила трения, Н; V_D – скорость вращения диска, м/с; Q_D – теплота, уходящая из зоны резания в диск, Дж/с;

$$Q_D = q_D a_0 b_0, \quad (3)$$

где a_0 и b_0 – высота и ширина контакта режущего диска с металлом, м; q_D – средняя интенсивность тепловыделения на диске, Дж/(м²·с); ψ – безразмерная функция [1].

Таким образом,

$$q = \frac{P_T V_D - q_D a_0 b_0}{ab} = \frac{N_{\text{Э}} - q_D a_0 b_0}{ab}, \quad (4)$$

где $N_{\text{Э}}$ – эффективная мощность вращения диска, Вт.

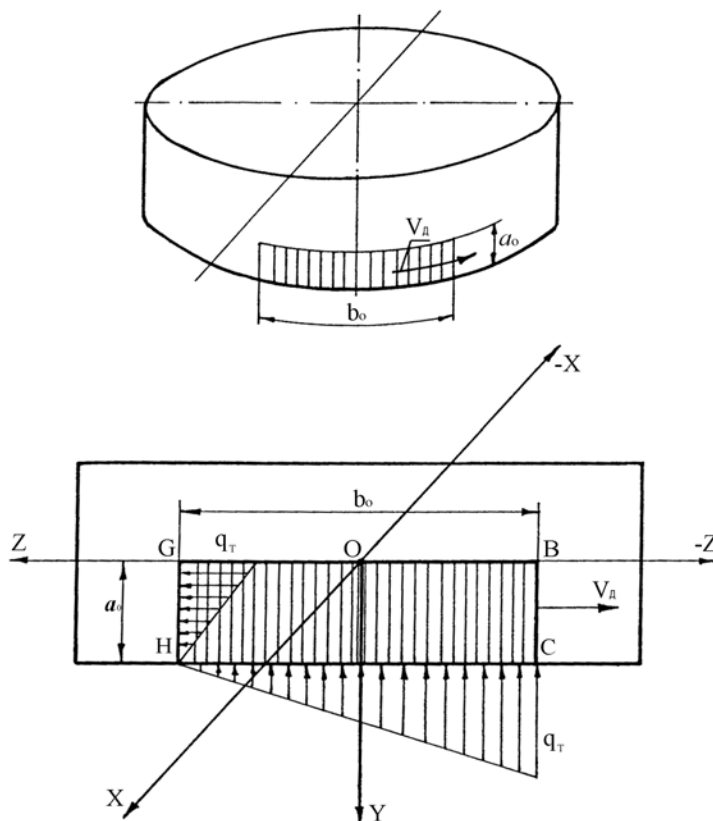


Рисунок 1 — Расчетная схема определения температуры диска

Подставив формулу (2) в (1), окончательно получим:

$$\Theta_0 = \frac{(N_{\text{Э}} - q_{\text{Д}} a_0 b_0) \psi_0}{\pi \lambda b}. \quad (5)$$

Решая относительно $N_{\text{Э}}$, получим:

$$N_{\text{Э}} = \frac{\pi \lambda b \Theta_0}{\psi_0} + q_{\text{Д}} a_0 b_0. \quad (6)$$

Для определения $q_{\text{Д}}$ решаем специальную задачу теории теплопроводности об отводе теплоты в диск.

По нижней части цилиндрической поверхности режущего диска с большой скоростью движется прямоугольный источник теплоты (рисунок 1) ГВСН со сторонами a_0 и b_0 переменной интенсивности в направлении осей Y и Z (интенсивность изменяется по закону треугольника).

С целью приближения границ теплообмена принимаем на передней границе источника максимум интенсивности q_{T} (Дж/(м²·с)) (вдоль оси Z) [3]

$$q_{Z_0} = 0,5 \left(1 - \frac{z_0}{b_0/2} \right). \quad (7)$$

Задача сводится к определению q_{T} через какую-либо характерную температуру внутри действующего подвижного источника (рисунок 2).

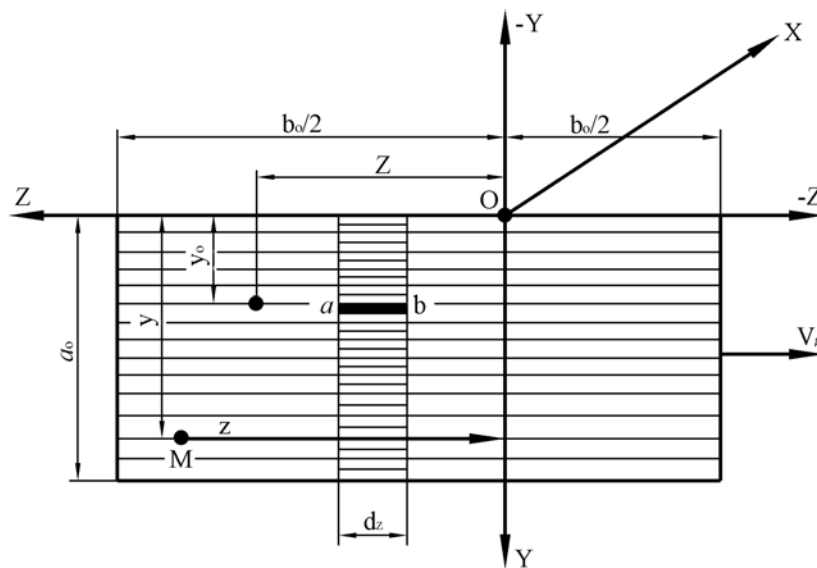


Рисунок 2 — Расчетная схема определения температурного поля от быстродвижущегося источника теплоты

Принимаем в качестве нее температуру режущего диска в точке O ($z=0$; $y=0$; $x=0$), которая должна быть равна (из физических соображений) температуре в точке O заготовки.

Чтобы найти решение для температурного поля от действия на поверхность режущего диска, принимаемого за полубесконечное тело, быстродвижущегося прямоугольного источника теплоты, необходимо найти выражение для точечного быстродвижущегося источника и далее проинтегрировать полученное решение с пределами по z_0 : от $-(b_0/2)$ до z и по y_0 : от 0 до a_0 .

Заметим, что при действии быстродвижущихся источников на любую точку, расположенную внутри источника, действует лишь та часть источника, которая расположена впереди этой точки, так как она движется быстрее распространения теплоты в твердом теле.

Определяем температурное поле от быстродвижущегося точечного источника теплоты. Выделяем слой толщиной dz в полубесконечном теле (полубесконечная пластина dz). Если на ее поверхности подействовал мгновенно линейный источник теплоты $ab=dz$ с координатами $x_0=0$ и y_0 , то уравнение температурного поля имеет вид [1]:

$$\Theta = \frac{q}{2\pi\lambda(\tau - \tau_1)} e^{-\frac{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2}{4a_1(\tau - \tau_1)}} \quad (8)$$

Рассматривая температуру лишь вдоль оси Z ($x=0$, $y=0$), получим:

$$\Theta = \frac{q_0}{2\pi\lambda(z - z_0)} e^{-\frac{V_D y_0^2}{4a_1(z - z_0)}} \quad (9)$$

Переходя к прямоугольному источнику путем замены точечного источника M на источник в виде элементарной площадки $dz_0 dy_0$, получим:

$$\Theta = \frac{q_T}{2\pi\lambda} \int_{-\frac{b_0}{2}}^z \frac{dz_0}{z - z_0} \left(0,5 - \frac{z_0}{b_0} \right) \int_0^{a_0} e^{-\frac{V_D y_0^2}{4a_1(z - z_0)}} \left(1 - \frac{y_0}{a_0} \right) dy_0, \quad (10)$$

$$\Theta = \frac{q_T}{2\pi\lambda} \left(0,5 \int_{-\frac{b_0}{2}}^z \frac{dz_0}{z - z_0} - \frac{1}{b_0} \int_{-\frac{b_0}{2}}^z \frac{z_0 dz_0}{z - z_0} \right) \cdot \left(\int_0^{a_0} e^{-\frac{V_D y_0^2}{4a_1(z - z_0)}} dy_0 - \right)$$

$$\left. -\frac{1}{a_0} \int_0^{a_0} e^{-\frac{V_D y_0^2}{4a_1(z-z_0)}} y_0 dy_0 \right) \quad (11)$$

Пусть:

$$u = \frac{V_D a_0^2}{4a(z-z_0)}; \quad u_1 = \frac{V_D a_0^2}{4a(z+b_0/2)}; \quad u_2 = \infty;$$

$$z-z_0 = \frac{V_D a_0^2}{4au}; \quad z_0 = z - \frac{V_D a_0^2}{4au}; \quad dz_0 = \frac{V_D a_0^2}{4au} du.$$

Поэтому расчетом на ПК можно получить упрощенную формулу вида:

$$\psi = c \cdot Pe^u \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{u_1}, \quad (12)$$

где Pe – критерий Пекле ($Pe=Va_1/a$).

Теперь считаем, что ψ - известная до опыта безразмерная величина. Тогда из формулы (11) получим [1]:

$$q_T = \frac{4\sqrt{\pi\lambda_D C\rho_D V_D} \Theta_0}{\sqrt{a_0 \psi}}, \quad (13)$$

где ψ – определяется по формуле (12); λ_D ; $C\rho_D$ – коэффициент теплопроводности и удельная объемная теплоемкость материала диска ($Вт/м \cdot К$ и $Дж/кг \cdot К$).

Переходя к средней интенсивности, получим при $q_D = 0,25q_T$

$$q_D = \sqrt{\frac{\pi\lambda_D C\rho_D V_D}{a_0}} \cdot \frac{\Theta_0}{\psi}. \quad (14)$$

Подставляя выражение (14) в уравнение (6), после преобразований получим:

$$N_{\text{Э}} = \frac{\pi \lambda b \Theta_0}{\psi_0} \left(1 + \sqrt{\frac{Pe}{\pi}} \cdot \frac{\lambda_D b_0 \psi_0}{\lambda b \psi} \right), \quad (15)$$

где $Pe = \frac{V_D a_0}{a_D}$, a_D – коэффициент температуропроводности материала диска, м²/с;

$$\psi = c F_0^u; \quad \psi_0 = c_1 Pe^{u_1} \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{u_2}; \quad F_0 = \frac{a \tau_0}{a_1^2} = \frac{a \cdot \ell}{a_1^2 V_3} \quad \text{– критерий Фурье.}$$

При определении мощности $N_{\text{Э}}$ необходимо задаваться Θ_0 , исходя из приобретения обрабатываемым материалом высокого пластического состояния в зоне трения.

Таким образом, $N_{\text{Э}} = f(\lambda, \lambda_D, a_1, a_D, a, b, a_0, b_0, V_D, V_3, \tau, \Theta_0 = f(\text{HB}, \sigma_B))$ учитывает 12 параметров процесса.

Теплота, уходящая в режущий диск, равна, (Дж/с):

$$Q_D = \sqrt{\pi(\lambda C \rho_D V_D a_0)} b_0 \frac{\Theta_0}{\psi}. \quad (16)$$

Практическое использование полученных выражений позволяет определить температурное поле режущего диска и эффективную мощность привода его вращения при термофрикционной обработке плоских поверхностей заготовок, что позволяет выбрать материал диска, а также оптимальные режимы и технологические условия обработки.

Литература.

1. Зарубицький Є.У. Розробка й дослідження процесу ефективності термофрикційної обробки матеріалів.-Київ: 1993.-76 с.
2. Силин С.С. Методы подобия при резании металлов.-М.: Машиностроение, 1983.-152 с.
3. Талантов Н.В. Контактные процессы и износ режущих поверхностей // Совершенствование процессов резания и повышения точности металлорежущих станков.-Ижевск, 1969.-107 с.
4. Якимов А.В., Ткаченко Б.О., Зимин С.Г., Якимов А.А. и др. Основы теории тепловых явлений при шлифовании деталей машин.-Одесса: ОГПУ, 1997.-272 с.

УДК 621.923

Азарова Н.В., Матюха П.Г.
ДонНТУ, Донецьк Україна

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ЗАПЯТООБРАЗНОГО СРЕЗА РАВНОВЫСОКИМИ ЗЕРНАМИ ПРИ ПЛОСКОМ ШЛИФОВАНИИ С ВИБРАЦИЯМИ

The formula for calculation of maximum thickness and length of comma-shaped cut taking into account the vibration of the grinding wheel axis are deduced.

Определение выходных технологических показателей шлифования с помощью математических моделей позволяет уменьшить трудоемкость поиска оптимальных режимов и является актуальной задачей. Одним из факторов, влияющих на эффективность процесса шлифования, являются параметры единичных срезов, которые, как известно, определяют силы, возникающие на единичном зерне, и температуру.

В настоящее время шлифование с вибрациями, в основном, исследовано в направлении виброустойчивости конструкций станков и их узлов, влияния вибраций на качество обработанной поверхности [1, 2] и изменение электрического сопротивления межэлектродного промежутка при алмазно-электроэрозионном шлифовании [3]. Вместе с тем исследования по влиянию вибраций на параметры единичных срезов в литературе отсутствуют.

Выведем зависимости для определения максимальной толщины и длины запятообразного среза равновысокими зернами при плоском шлифовании с вибрациями, приняв за траекторию абразивного зерна в месте контакта с поверхностью детали окружность (рисунок 1).

В процессе обработки шлифовальный круг радиуса R_k вращается со скоростью V_k , а его центр в обращенном движении перемещается со скоростью V_d в противоположном направлении перемещению детали. Угол поворота шлифовального круга, соответствующий расстоянию l_ϕ между двумя последовательно расположенными контактирующими зернами 1 и 2, которые в момент контакта с деталью перемещаются по траекториям I и II

$$\varepsilon = l_\phi / R_k. \quad (1)$$

За время поворота круга на угол ε центр круга переместится в горизонтальном направлении на расстояние

$$S_z = \frac{V_d R_k}{60 V_k} \varepsilon. \quad (2)$$

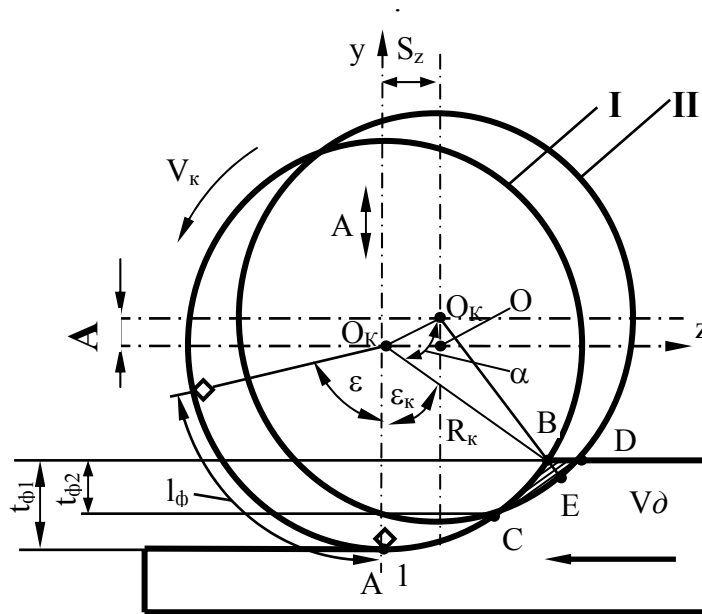


Рисунок 1 - Схема для определения параметров запытообразного среза при плоском шлифовании с вибрациями с использованием упрощенной траектории-окружности

В это же время центр шлифовального круга под влиянием колебаний с амплитудой A и частотой f переместится в вертикальном направлении на величину :

$$A_y = A \sin \frac{2\pi f R_K}{1000 V_K} \varepsilon \quad (3)$$

и центр шлифовального круга из положения O_{K1} переместится в положение O_{K2} .

Максимальную толщину среза, измеренную по нормали к траектории зерна 2, которая проходит через точку В выхода зерна 1 из обрабатываемого материала, определим из выражения:

$$a_{z \max} = R_K - O_{K2} B, \quad (4)$$

Из треугольника $O_{K1} O_{K2} B$ находим:

$$O_{K2} B = \sqrt{O_{K1} O_{K2}^2 + R_K^2 - 2 O_{K1} O_{K2} \cdot R_K \cdot \cos \alpha}. \quad (5)$$

$O_{K1} O_{K2}$ определим из треугольника $O_{K1} O_{K2} O$:

$$O_{K1} O_{K2} = \sqrt{O_{K1} O^2 + O_{K2} O^2} = \sqrt{S_z^2 + A_y^2}. \quad (6)$$

Угол α найдем по формуле:

$$\alpha = (90^\circ - \varepsilon_K) + \arctg \frac{A_y}{S_z}. \quad (7)$$

Подставив в (5) значения $O_{K1} O_{K2}$ из (6) и α из (7) получим:

$$O_{k2}B = \sqrt{S_z^2 + A_y^2 + R_k^2 - 2R_k \sqrt{S_z^2 + A_y^2} \cdot \cos\left(90^\circ - \varepsilon_k + \arctg \frac{A_y}{S_z}\right)} =$$

$$= \sqrt{S_z^2 + A_y^2 + R_k^2 - 2R_k \sqrt{S_z^2 + A_y^2} \cdot \sin(\varepsilon_k - \arctg \frac{A_y}{S_z})}. \quad (8)$$

Тогда, с учетом (1), (2), (3), (4) и $\varepsilon = \arccos\left(1 - \frac{t_{\phi 1}}{R_k}\right)$, будем иметь:

$$a_{z_{\max}} = R_k - \sqrt{\left(\frac{V_{\partial} l_{\phi}}{60V_k}\right)^2 + A^2 \sin^2 \frac{2\pi f l_{\phi}}{1000V_k} + R_k^2 -$$

$$- 2R_k \sqrt{\left(\frac{V_{\partial} l_{\phi}}{60V_k}\right)^2 + A^2 \sin^2 \frac{2\pi f l_{\phi}}{1000V_k}} \sin\left(\arccos\left(1 - \frac{t_{\phi 1}}{R_k}\right) - \arctg \frac{A \sin \frac{2\pi f l_{\phi}}{1000V_k}}{\frac{V_{\partial} l_{\phi}}{60V_k}}\right) \quad (9)$$

Формула (9) позволяет определить максимальную толщину запятообразного среза при плоском шлифовании с учетом колебаний оси шлифовального круга в вертикальном направлении.

Длина запятообразного среза определяется длиной дуги CD (смотри рисунок 1):

$$L=CD=R_k \cdot \angle CO_{k2}D .$$

Угол $CO_{k2}D$ определим по формуле:

$$\angle CO_{k2}D = \arccos\left(1 - \frac{t_{\phi} - A_y}{R_k}\right).$$

Тогда, с учетом (1) и (3), формула для определения длины запятообразного среза примет вид:

$$L = R_k \arccos\left(1 - \frac{t_{\phi}}{R_k} + \frac{A}{R_k} \sin \frac{2\pi f l_{\phi}}{1000V_k}\right). \quad (10)$$

Проанализируем влияние расстояния l_{ϕ} между последовательно контактирующими равновысокими зернами на параметры запятообразного среза. Для этой цели выполним расчеты максимальной толщины и длины среза по формулам (9) и (10) для следующих условий и режимов плоского шлифования: $R_k=125\text{мм}$, $t_{\phi}=0,015\text{мм}$, $V_k=35\text{м/с}$, $V_d=6\text{м/мин}$, $A=0,004\text{ мм}$, $f=45,90,140,190,290,450,1500\text{ Гц}$ при различных расстояниях l_{ϕ} между зернами, в пределах которых существует запятообразный срез:

$$0 < l_{\phi} < \frac{60V_k}{V_{\partial}} R_k \sin\left(\arccos\left(1 - \frac{t_{\phi}}{R_k}\right)\right).$$

Данные расчета максимальной толщины запытообразного среза и длины дуги контакта сравним с результатами расчета по соответствующим формулам, предложенным в работе [1] для условий плоского шлифования без вибраций:

$$a_{z_{\max}} = R_{\kappa} - \sqrt{\left(\frac{V_{\partial} l_{\phi}}{60V_{\kappa}}\right)^2 + R_{\kappa}^2} - 2 \frac{V_{\partial} l_{\phi} R_{\kappa}}{60V_{\kappa}} \sqrt{\frac{2t_{\phi}}{R_{\kappa}}} \quad (11)$$

$$L_m = R_{\kappa} \arccos\left(1 - \frac{t_{\phi}}{R_{\kappa}}\right) \quad (12)$$

Результаты вычислений сведем в таблице 1.

Проанализируем случаи, при которых зерно в результате вибраций не будет удалять обрабатываемый материал (рисунок 2).

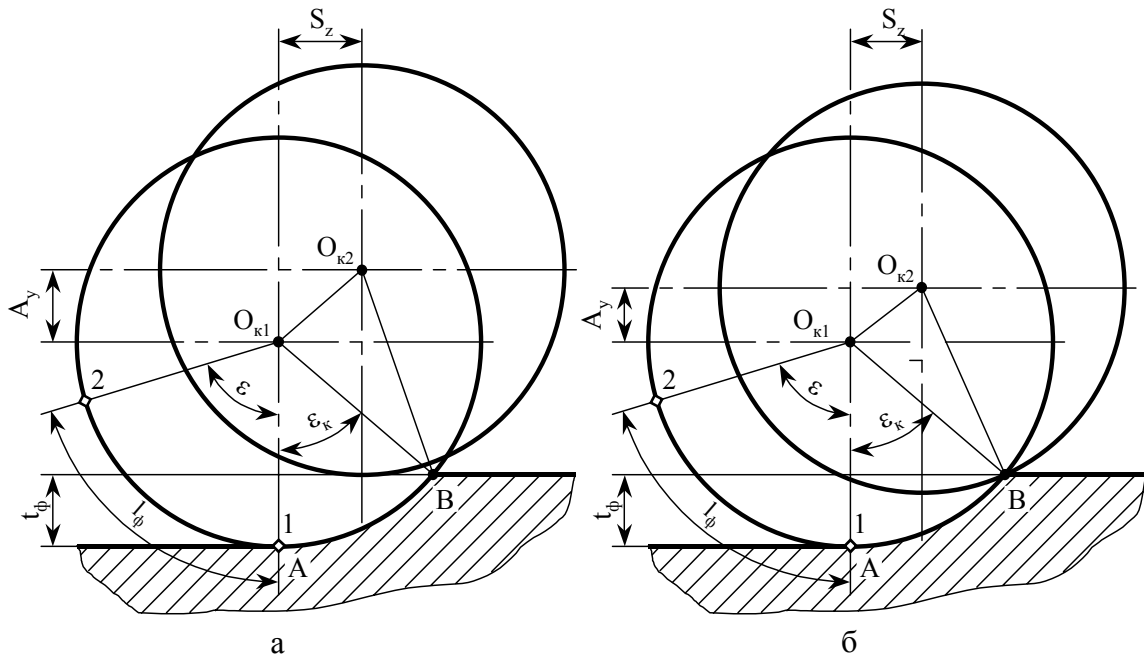


Рисунок 2 — Схема для определения условий существования запытообразного среза при плоском шлифовании с вибрациями с использованием упрощенной траектории-окружности

- а) нет контакта ($O_{\kappa 2}B > R_{\kappa}$);
- б) контакт только в одной точке ($O_{\kappa 2}B = R_{\kappa}$).

Зерно 2 будет срезать обрабатываемый материал, если $O_{\kappa 2} < R_{\kappa}$.

С учетом формулы (8) условие удаления материала срезом запытообразной формы примет вид

$$\sqrt{R_{\kappa}^2 + A_y^2 + S_z^2 + 2R_{\kappa} \sqrt{A_y^2 + S_z^2} \cdot \cos\left(90^\circ - \varepsilon_{\kappa} + \arctg \frac{A_y}{S_z}\right)} < R_{\kappa}. \quad (13)$$

Таблица 1 — Толщина и длина среза с учетом вибраций и расстояний между зернами

Расстояние между зернами, L, мм	Толщина среза $a_{z_{max}}$, мм							Длина среза L, мм							
	Частота вибраций f, Гц							Частота вибраций f, Гц							
															Без вибраций
Без вибраций	45	90	140	190	290	450	1500	Без вибраций	45	90	140	190	290	450	1500
3	0,0001325	0,00003557	'*	'	'	'	'		1,9024	'	'	'	'	'	'
50	0,002132	0,000559	'	'	'	0,000080	0,005258		1,8322	'	'	'	1,7992	2,1288	'
63	0,002659	0,0007101	'	'	'	0,003210	0,006378	0,0064664	1,8063	'	'	'	1,9718	2,1533	2,1682
72	0,003018	0,0008202	'	'	0,0004847	0,005298	0,004817	0,0009664	1,7890	'	'	1,7654	2,0785	2,0494	1,7992
84	0,003488	0,0009771	'	0,0000578	0,002396	0,007259	0,001561	0,005838	1,7670	'	1,7007	1,8647	2,1664	1,8078	2,0828
98,9	0,004058	0,001192	0,00005995	0,001619	0,004977	0,007683	0,00009514	0,00006881	1,7417	1,6584	1,7720	1,9949	2,1579	1,6611	1,6591
									1,9365						

* прочерки в таблице означают отсутствие контакта зерна 2

После возведения в квадрат обеих частей неравенства (13) и соответствующих преобразований с учетом (1), (2), (3), получим:

$$\sqrt{A^2 \sin^2 \frac{2\pi f l_\phi}{1000V_\kappa} + \left(\frac{V_\delta l_\phi}{60V_\kappa}\right)^2} - 2R_\kappa \sin \left(\arccos \left(1 - \frac{t_\phi}{R_\kappa} \right) - \operatorname{arctg} \frac{A \sin \frac{2\pi f l_\phi}{1000V_\kappa}}{\frac{V_\delta l_\phi}{60V_\kappa}} \right) < 0 \quad (14)$$

Полученное неравенство при определенном расстоянии между равновысокими зернами l_ϕ позволяет определить диапазон частот f , при которых зерно будет удалять обрабатываемый материал, либо рассчитать расстояние между контактирующими зернами при фиксированных частотах колебаний.

Выводы.

1. Получены формулы для определения максимальной толщины и длины запятообразного среза с вибрациями на базе упрощенной траектории-окружности позволяю изучить влияние вибраций на условия контактирования и параметры запятообразных срезов.

2. При некоторых соотношениях частот и расстояний между зернами контакт зерна с обрабатываемым материалом может отсутствовать, либо при наличии контакта не будет производиться сьем обрабатываемого материала. В условиях анализируемых исходных данных, толщина запятообразного среза при плоском шлифовании с вибрациями по сравнению с параметрами среза при плоском шлифовании без вибраций в ряде случаев увеличиваются в 1,5-2,5 раза, а в ряде случаев уменьшаются до 60...70 раз. Длина запятообразного среза может уменьшаться в 1,02...1,17 раз и увеличиваться в 1,02...1,11 раза.

Литература.

1. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга. Автореферат дис. на соискание ученой степени д.т.н., Харьков, 1996.-48с.
2. Кудинов В.А., Камышев А.И., Хлебанов Е.В. Динамический расчет плоскошлифовальных станков с помощью ЭВМ //Станки и инструмент,-1974,-11,-С.12-31.
3. Голубев И.В. Круглое наружное шлифование со стабилизацией режущей способности токопроводящим инструментом электрическими разрядами. Дис. канд. техн. наук: 05.03.01.-М.:ЭНИМС, 1985,-269 с.

УДК 621.9

Мельничук П.П., Степчин Я.А.
ЖДТУ, Житомир, Україна

КОНТРОЛЬ ТА ПРОГНОЗУВАННЯ СПРАЦЮВАННЯ ТОКАРНИХ РІЗЦІВ ЗА ДИНАМІЧНИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ ПРОЦЕСА РІЗАННЯ

The article deals with the problems of prognosis is size wear down of head-alloyed tool over the frequency characteristics sistem lathe-cattting. Proposes evaluations tear tool be narrow spectrum vibrations system lathe-cattting.

В переліку елементів, що лімітують надійність функціонування гнучких виробничих модулів, відмови різального інструмента в залежності від умов експлуатації можуть становити більше 60% від загальної кількості порушень роботи верстата. Тому, особливо в умовах автоматизованого виробництва, постає необхідність у методах, що забезпечують надійний контроль стану кожного різального інструмента безпосередньо на верстаті, прогнозуючи можливості його подальшого використання та керування технологічною обробною системою в залежності від стану різального інструмента.

Одним з перспективних методів контролю та прогнозування стану різального інструмента є метод “акустичної емісії” [1, 2, 3, 5, 8]

При вивченні віброакустики зони різання напрямки і методи дослідження значно відрізнялися.

У роботі [8] досліджувався спектр до 19 кГц, який поділявся на три області, умовно названих високочастотною, середньочастотною та низькочастотною. В роботі [1] спектр сигналу поділявся на два відрізки і як характеристика процесу приймалося співвідношення сигналів у цих полосах. У роботі [2] для оцінки спрацювання різця виконано дослідження широкополосних ефективних значень віброакустичного сигналу. Спектральним показником віброакустики та усталеності процесу різання встановлено (у даній роботі) сигнал “загального рівня” (його ефективне значення).

Але питання діагностики процесу різання на основі сигналу акустичної емісії вимагають подальшого дослідження для визначення зв'язків з параметрами процесу різання та станом інструмента. Використання високочастотних діапазонів (50 – 10000 кГц) зменшує потужність та суцільність спектральних характеристик шумової складової, зменшує втрату сигналу, але вимагає особливих умов для приймачів хвиль віброакустичної емісії та підсилення і збереження інформативної частини сигналу, що у виробництві досить складно досягнути.

Для діапазону середніх частот (1 – 50 кГц) призначено більшість розроблених методик, а низькочастотні коливання ігноруються, у зв'язку з великими шумовими складовими сигналу та його розсіюванням.

Але якщо для виділення корисного сигналу в низькочастотній області спектра забезпечити збільшення чутливості діагностичної ознаки за рахунок дослідження сигналу в зоні резонанса механічної системи (технологічної обробної системи), виникає можливість діагностувати прицеси (до яких слід віднести і повільно зростаюче спрацювання інструмента), які мають малу коливальну потужність.

Таким чином, метою роботи є дослідження умов створення надійної системи діагностики стану різального інструмента (при чистовому точінні) контролем низькочастотних коливань ТОС.

Для виконання експериментальних досліджень використовувалася дослідна установка на основі плати LC202F (виробництва LCard) - 4-х каналного прецизійного 16-бітного модуля АЦП с широкими динамічними характеристиками; з набором вбудованих фільтрів з автоматичним регулюванням діапазонів частот та підсилювачів.

На верстаті КА-280 було виконано декілька груп дослідів, які умовно розділені на дві частини:

попередні: з метою визначення перших частот власних коливань основних складових частин пружної системи верстата за методом вільних коливань (як на непрацюючому верстаті так і при різанні) [4, 6];

основні: з метою визначення залежності потужності вібраційного сигналу з зони різання від частоти, величини та характеру спрацювання інструмента, режимів різання, параметрів різальної частини та матеріала оброблюваної деталі.

Запис вібраційного сигналу виконувався з п'єзоакселерометрів, встановлених на різці, шпindelній бабці та супорті (по напрямкам вісей складових сили різання P_z та P_y). Виконувалося точіння заготовок з сталі 45, суцільної жорсткої $\varnothing 60$ мм (виліт заготовки 100 мм), труби $\varnothing 60$ мм, суцільної нежорсткої $\varnothing 40$ мм (виліт 250 мм, з підтримкою заднім центром), а також з сірого чавуну $\varnothing 80$ мм. Швидкість різання змінювалася від 75 до 150 м/хв, подача від 0,05 до 0,2 мм/об, глибина різання від 0,3 до 1 мм. Порівняння амплітудних спектрів коливань в діапазоні частот 50 – 4450 Гц в залежності від величини та характеру спрацювання різця представлено на рисунку 1 та рисунку 2.

На рисунку 1 представлено характерний приклад зміни потужності коливань при збільшенні фаски спрацювання по задній поверхні від 0 до 1 мм. При цьому потужність сигналу на всьому діапазоні зростає (спочатку повільно –1,5 дБ на 0,1 мм збільшення фаски спрацювання,

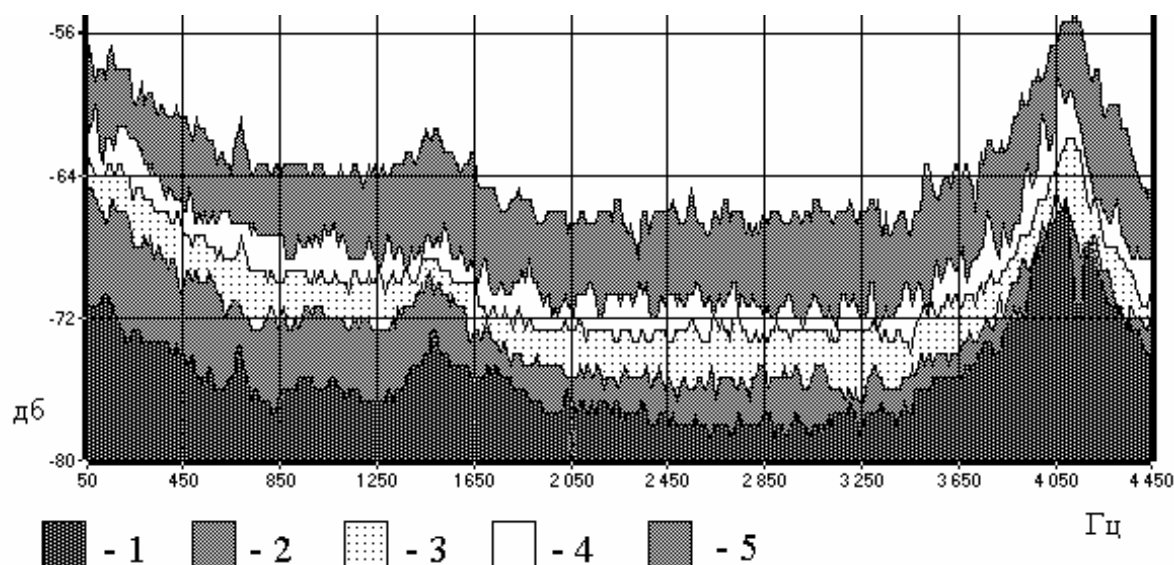


Рисунок 1 — Амплітудні спектри коливань в залежності від величини фаски спрацювання h різця по задній поверхні: 1: $h = 0$ мм, 2: $h = 0.3$ мм, 3: $h = 0.45$ мм, 4: $h = 0.6$ мм, 5: $h = 0.75$ мм. Точіння консольно встановленої заготовки $\varnothing 60$ мм, $L = 150$ мм. $V = 120$ м/хв, $S = 0,1$ мм/об, $t = 0.5$ мм. Оброблюваний матеріал – сталь 45.

а при досягненні величини фаски у $0,6 \dots 0,65$ мм – стрибкоподібно).

Слід відмітити значну нерівномірність розподілення потужності сигналу по частотам, а також більш швидке зростання потужності при спрацюванні різця у діапазоні частот $50 \dots 1650$ Гц, що пояснюється розташуванням у цьому діапазоні перших частот власних коливань складових пружної системи верстата [4, 6] Але стабільну віброактивність на загальному спектрі (рисунок 1) є можливість відмітити тільки на частоті власних коливань супорта верстата по осі y . Представлений на рис 1 спектр є характерним для більшості (90%) експериментальних досліджень при точінні жорстких заготовок.

На рисунку 2 представлено залежність спектрів коливань при зростанні фаски спрацювання та виникненні тріщини на різальній кромці різця, що привела до її викрошування. Виконувалося точіння труби $\varnothing 60$, що збільшило віброактивність ТОС. Перші ознаки реакції ТОС на виникнення мікротріщини простежуються вже при $h = 0,3$ мм, тоді як викрошування різальної кромки відбулося при $h = 0,075$ мм, відповідно після мікроруйнування різальної кромки значно зросла потужність вібраційного сигналу та зникла група піків на частотах $2 \dots 2,2$ кГц.

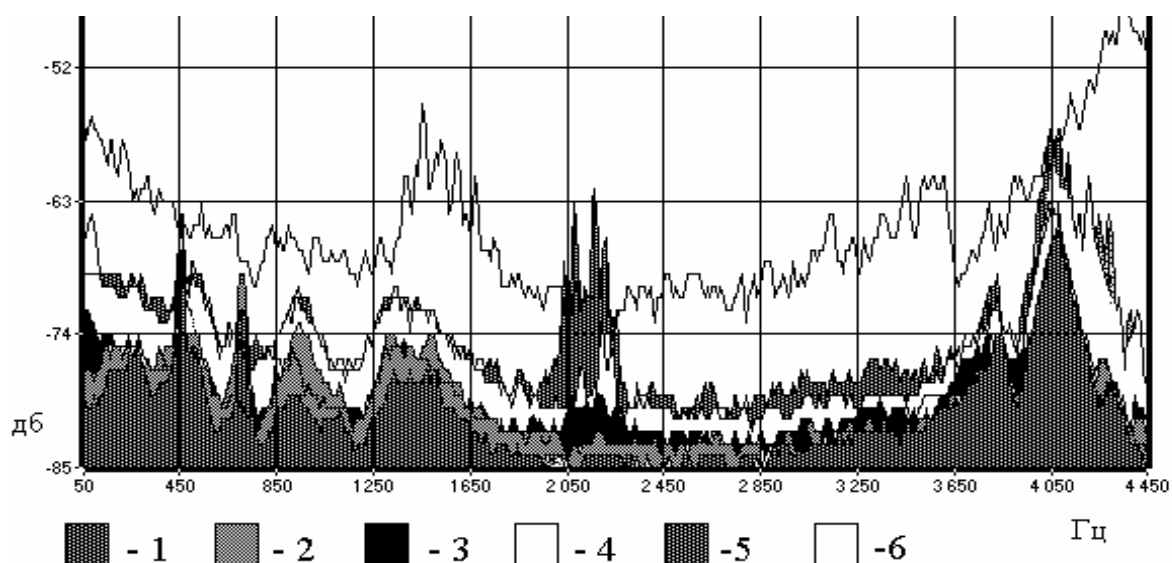


Рисунок 2 — Амплітудні спектри коливань в залежності від величини фаски спрацювання h різця по задній поверхні, утворення тріщини та викрошування різальної кромки: 1: $h = 0$ мм, 2: $h = 0.15$ мм, 3: $h = 0.3$ мм, 4: $h = 0.45$ мм, 5: $h = 0.6$ мм, 6: $h = 0.75$ мм. Точіння консольно встановленої заготовки $\varnothing 60$ мм, $L = 150$ мм. $V = 120$ м/хв, $S = 0,05$ мм/об, $t = 0.3$ мм. Оброблюваний матеріал – сталь 45.

Таким чином, відслідковуючи загальний спектр вібраційного сигналу на присутність та розвиток аномальних викидів, є можливість не тільки діагностувати стан різального інструмента, але і прогнозувати розвиток його спрацювання.

При аналізі широких спектрів вібраційних сигналів обробки всього комплексу дослідів відмічається значна розбіжність у початковому рівні потужності сигналів та розподіленні потужності по частотам, що залежить від режимів різання, геометрії різальної частини інструмента та жорсткості встановленої деталі. Це ускладнює точність та надійність діагностики за абсолютними значеннями сигналу.

Але використовуючи відносні значення зростання потужності при спрацюванні та особливо порівняння реакції ТОС на вузьких спектрах частот віброактивних зон є можливість встановити залежність зміни потужності у вибраних спектральних полосах від виду та величини спрацювання [7].

У розглянутому комплексі дослідів в якості основної віброактивної зони були вибрана перша власна частота коливань супортної групи верстата КА280 по осі у. Це обумовлено декількома факторами:

нестабільністю власних частот коливань шпиндельної групи токарного верстата (перш за все шпинделя), яка залежить від розмірів, жорсткості та способу встановлення заготовки;

зростанням впливу процесу різання на віброактивність системи на більш високих частотах [7] (перша частота власних коливань супорта по осі у у два рази вища ніж по z);

експериментально визначеним викидам на частотах 640...680 Гц (рисунок 1 та 2) у 96 % записів вібраційних сигналів, що і відповідає визначеній попередньо власній частоті коливань супорта по осі у.

На рисунку 3 представлено залежність зміни потужності вібраційного сигналу від спрацювання у вузькому діапазоні частот: 525...750 Гц (рисунок 3, а) та безрозмірного критерія оцінки спрацювання, що являє собою співвідношення потужності сигналу у діапазонах частот 660...720 Гц та 600...660 Гц (рисунок 3, б).

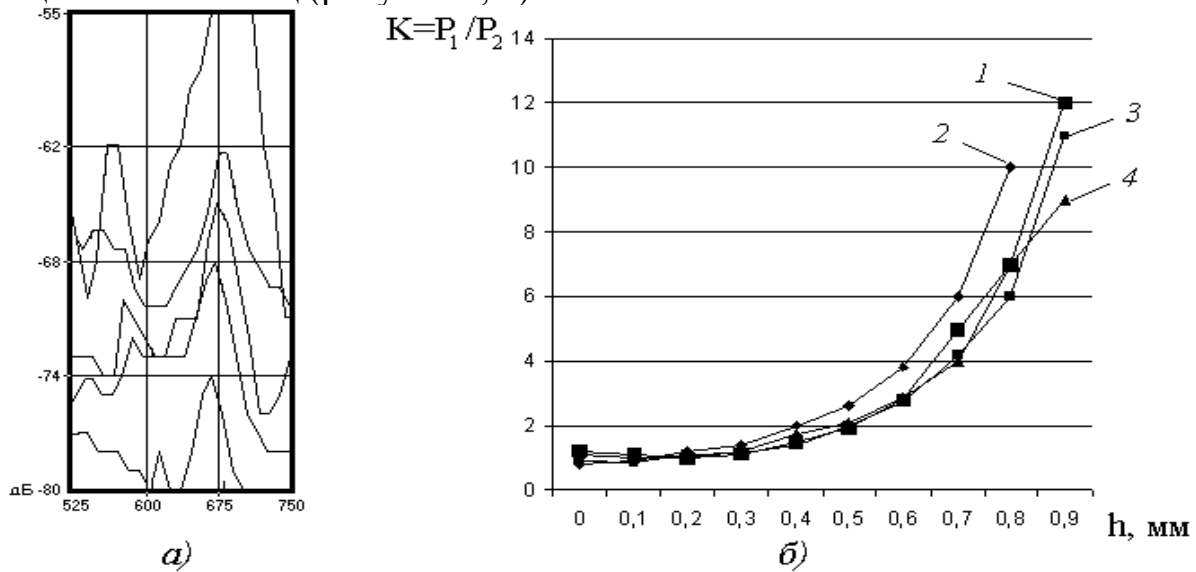


Рисунок 3 — Динаміка зміни потужності вібраційного сигналу у діапазоні 525 - 750 Гц (рисунок 3, а). Залежності критерія спрацювання K від величини фаски спрацювання (рисунок 3, б): 1 і 2 – точіння труби $\varnothing 60$ мм, $V = 120$ м/хв, $t = 0,5$ мм, 1 – $S = 0,05$ мм/об, 2 – $S = 0,1$ мм/об; 3 і 4 – точіння суцільної заготовки $\varnothing 60$ мм, $V = 150$ м/хв, $t = 0,6$ мм, 3 – $S = 0,05$ мм/об, 4 – $S = 0,1$ мм/об.

Таким чином, незалежно від зміни початкових умов обробки – режимів різання, жорсткості та матеріала оброблюваної деталі, геометрії різальної частини інструмента, початкового рівня вібраційного сигналу, що може залежати від інших неврахованих факторів, вибраний критерій спрацювання для вузького діапазона частот підвищеної віброактивності ТОС має чітку залежність від величини фаски спрацювання.

Але враховуючи важливість надійного визначення співвідношення параметрів сигналу та спрацювання різця слід користуватися комплексним методом оцінки інформації, що у загальному випадку повинен враховувати декілька характеристик:

величину критерія спрацювання K у вибраній зоні (зонах) віброактивності ТОС, як параметра, що відображає рівень розвитку спрацювання;

початковий рівень потужності вібраційного сигналу, як параметр стану досліджуємої системи;

швидкість зростання загальної потужності сигналу у широкому діапазоні (0...4000 Гц) та виділених піддіапазонах (0...1600 Гц та 1600...4000 Гц);

можливе виникнення та розвиток аномальних викидів потужності на частотах, що не входять у попередньо визначені зони віброактивності ТОС, що може свідчити про присутність мікрodefектів різальної частини інструмента та можливе його руйнування.

Висновки

В роботі запропоновано виконувати діагностику стану різального інструмента (на прикладі токарного твердосплавного різця) за спектром низькочастотних коливань, що продукуються зоною різання та пружною системою верстата.

З метою збільшення чутливості діагностичної ознаки передбачено аналіз сигналу в зоні резонанса механічної системи (на перших власних частотах коливань складових ТОС), що забезпечує можливість діагностувати прицеси, які мають малу коливальну потужність.

Забезпечення надійності діагностики підвищується використанням комплексного метода оцінки групи параметрів вібраційного сигналу, що доповнюють можливості запропонованого критерія спрацювання за співвідношенням потужностей поряд розташованих вузькополосних спектрів.

Література.

1. Бегун В.Г. Вибрационное управление точностью и качеством формообразования поверхности при обработке отверстий в деталях приборов. – Дис. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. – Киев. – 1978. – 140 с.
2. Гнатейко Н. В. Підвищення якості точіння за рахунок моніторингу динамічного стану верстата: дис. на здобуття вч. ступ. канд. техн. наук/ НТУУ КПІ. – К., 2000. – 15 с.
3. Заковоротный В.Л., Палагнюк Г.Г. Влияние износа режущего инструмента на спектр его вибраций. В кн. Неразрушающий контроль свойств материалов и изделий в машиностроении. – Ростов на Дону, 1977. – С. 88-97.
4. Мельничук П.П, Степчин Я.А. Визначення характеристик динамічної системи верстата 16К20 // Вісник ЖІТІ. – 2000. – № 14. – С. 62–67.
5. Подураев В.Н., Барзов А.А., Горенов В.А. Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии. – М.: Машиностроение, 1988. – 56 с.
6. Степчин Я.А. Оцінка усталеності шпиндельного вузла верстата за часовими частотними характеристиками // Вісник ЖІТІ. – 2001. – Спец. випуск. – С. 274–279.
7. Степчин Я.А. Теоретичні основи оцінки стану токарного різця за частотними спектрами // Вісник ЖІТІ. – 2002. – №1(20). – С. 71–74.
8. Ящерицын П. И. Диагностика износа режущего инструмента на основе акустической спектрометрии. Известия АН. БССР., - сер. физ-техн. наук, 1976, №4. – С. 49-52.

УДК 621.924

Гусев В.В.

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

СИЛЫ РЕЗАНИЯ И ФОРМИРОВАНИЕ ДЕФЕКТНОГО СЛОЯ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ КЕРАМИКИ

It is considered the influence of material hardness by Vickers and material fracture toughness with indenting on ceramics machinability by diamond grinding. On the base of experimental researches the regression models of influence of this physical and mechanical and properties of materials to be machined on cutting force at grinding and formation of defect layer on the surface of ceramics parts.

Широкое распространение керамики в качестве конструкционного материала вызывает необходимость изучения процесса ее эффективной обработки. Высокая твердость и прочность керамики обусловили применение алмазного шлифования в качестве основного метода обработки прецизионных деталей. Поверхность керамики более склонна к повреждению при шлифовании, а дефекты более сильно сказываются в процессе работы керамических деталей по сравнению с изделиями из металла. Для эффективного шлифования керамических заготовок для получения высоких рабочих свойств деталей, необходимо определение режимов резания, чтобы обеспечить максимальную скорость удаления припуска при поддержании требуемого качества поверхностного слоя.

Изучению механизмов удаления материала припуска в керамических заготовках посвящено большое количество работ. Установлено, что основным механизмом удаления припуска материала поликристаллической керамики является хрупкое разрушение, хоть отмечались признаки и пластического течения [1,2,3]. Для раскрытия механизма разрушения керамики при взаимодействии с алмазным зерном изучали процесс микрорезания керамики на специально созданных установках, также делаются попытки найти связь с физико-механическими свойствами керамики, характером ее разрушением при индентировании [3,4,5]. Однако, до настоящего времени не установлена зависимость силы резания при шлифовании с физико-механическими характеристики керамики. Это позволило бы прогнозировать обрабатываемость керамики при алмазном шлифовании и определять рациональные режимы резания с учетом повреждаемости поверхностного слоя деталей из керамики.

Целью работы является исследование влияния режимов шлифования и физико-механических свойств керамики на составляющие силы резания при шлифовании керамики и формирование поверхностного слоя деталей при алмазном шлифовании.

Исследования были выполнены при плоском однопроходном врезном шлифовании периферией круга 1A1 250x76x20 AC-6 125/100-4-M2-01. Перед экспериментом круг подвергался правке электроэрозионным методом. Так как, твердость H и статическая трещиностойкость K_{Ic} керамических материалов сильно зависят от фазового состава и метода получения [6], то физико-механические свойства керамики определялись методом индентирования в лаборатории института сверхтвердых материалов (г. Киев) на образцах, которые подвергались в дальнейшем механической обработке. Испытания проводились на твердомере ТП-2 индентером Виккерса при нагрузке 15 кГ. Теплофизические свойства обрабатываемой керамики определяли из технической литературы [6,7].

Таблица 1- Физико-механические свойства керамики

Материал	Диоксид циркония ZrO ₂	Al ₂ O ₃ Спеченый (Сп)	Al ₂ O ₃ Гор, пресованный (Гп)	Нитрид кремния Si ₃ N ₄ (Гп)	
Плотность ρ , кг/м ³ x10 ³	5,95	3,8	3,9	3,1	
Модуль упругости E , ГПа	205	350	365	310	
Твердость по Виккерсу H_V , ГПа при $T=20^0C$	10,9±0,1	11,7±0,9	14,9±0,5	13,9±0,1	
Трещиностойкость K_{Ic} при $T=20^0C$, МПа·м ^{0,5}	4,37±0,2 3	2,54±0,2 4	4,20±0,44	4,32±0,7	
Индекс хрупкости H/K_{Ic} x10 ³ , м ^{-0,5} при 20 ⁰ C	2,49	4,61	3,55	3,22	
Температура плавления, T ⁰ C	2700	2050	2050	2000 разлож.	
Теплопроводность λ , x10 ⁻³ КВт/м·К	0 ⁰ C	1,8	20	25	20
	800 ⁰ C	2,1	6,1	7,2	15
Теплоемкость c , КДж/кг· ⁰ К	0 ⁰ C	0,502	0,880	0,880	0,700
	800 ⁰ C	0,595	0,988	0,988	1,140
Коэффициент тепловых свойств κ_T ,	0 ⁰ C	0,431	0,122	0,108	0,152
	800 ⁰ C	0,367	0,209	0,19	0,137
Температурный коэффициент κ_1 изменения твердости по Виккерсу H_V ,	-0,0008	-0,0017	-0,0017	-0,0006	

При шлифовании образец устанавливался на динамометрическом столе и измерялись тангенциальная P_T и нормальная P_N составляющие силы резания с их регистрацией с помощью усилителя 8АНЧ-7М и самописца

Н338 – 4П. В качестве математической модели описывающей связь составляющих сил шлифования с режимами обработки была принята степенная зависимость. Для проведения исследований по определению влияния режимов резания на силы шлифования использовалась методика полного факторного эксперимента, который представлен планом 2^3 (варьирование трех технологических параметров на двух уровнях: скорость круга (V_k) 24м/с и 46м/с; скорость стола (S) 0,5 м/мин и 6м/мин; глубина резания (t) 0,03мм и 0,12мм). В каждой точке плана эксперимент повторялся три раза в случайной последовательности. Так как ширина образцов из различной керамики была различной, то для сопоставления обрабатываемости керамики силы резания приводились к единице ширины образца, т.е. определяли удельные значения сил резания при плоском врезном шлифовании периферией круга. Для определения зависимости силы резания от физико-механических свойств керамики, приведенных в таблице 1, использовали регрессионный анализ экспериментальных результатов в каждой точке плана. В качестве математической модели описывающей связь составляющих сил шлифования с физико-механическими свойствами материалов была принята степенная зависимость.

Для исследования структуры нарушенного при обработке поверхностного слоя керамических образцов использовался метод люминесцентной дефектоскопии [8]. В качестве проникающего индикатора при люминесцентной дефектоскопии применялась жидкость ЛЖ-6А, которая позволяет определять дефекты с раскрытием около 1 мкм.

Температура при шлифовании материалов определяется как режимами резания так и физико-механическими, теплофизическими свойствами обрабатываемых материалов. Влияние теплофизических свойств материала на температуру поверхностных слоев детали при неизменном распределении теплоты шлифования между кругом и деталью и режимах резания при обработке заготовки прямо пропорционально величине $k_T = 1/\sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c}$ [3,9]. Для всех исследуемых материалов коэффициент тепловых свойств k_T , за исключением ZrO_2 , изменяется незначительно в пределах от 0,108 до 0,152.

Корреляционный анализ экспериментальных результатов, приведенных в технической литературе [6,7], показал, что снижение твердости керамики от температуры может быть описана степенной зависимостью $H_V(T) = H_V \cdot \exp(-k_1 \cdot T)$, где: H_V – твердость по Виккерсу при температуре 20⁰С. Значение коэффициента корреляции в регрессионной модели для рассматриваемых материалов изменялось от 0,92 (для ZrO_2) до 0,99 (для Si_3N_4). Коэффициенты k_1 для различных материалов приведены в таблице 1. Увеличение температуры поверхности заготовки приводит к

плавному уменьшению твердости. При изменении температуры параметр трещиноватости керамики изменяется не линейно, во многом симбатно температурным зависимостям прочности материалов [6]. При изменении температуры поверхности заготовок до 800⁰С трещиностойкость изменяется не более чем на 15% (для Si₃N₄). Модуль упругости при изменении температуры от 20⁰С до 800⁰С изменяется незначительно (не более 4%) [6]. В связи с выше изложенными результатами исследований в дальнейшем будем учитывать при анализе полученных результатов лишь изменение твердости материалов с ростом температуры.

Для установления зависимости сил резания от физико-механических свойств был проведен корреляционный анализ сил резания от:

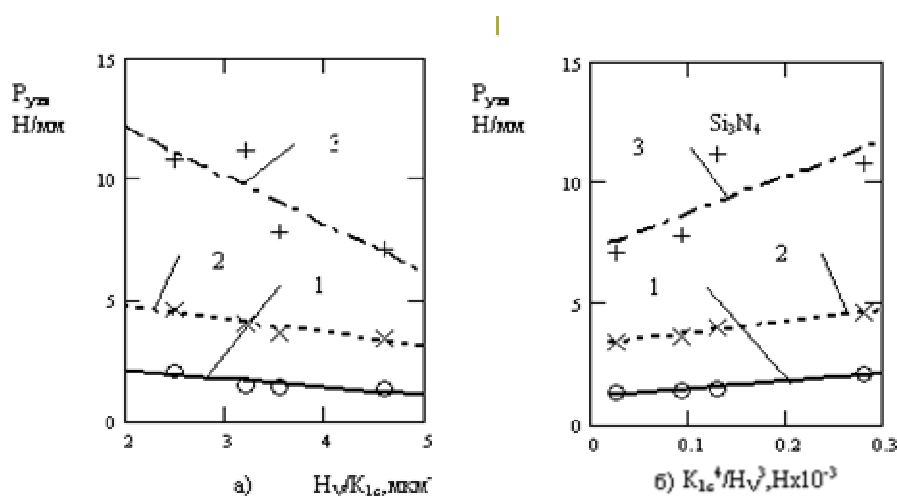


Рисунок 1 - Влияние индекса хрупкости керамики

а) (H_v/K_{1c} , мкм^{0,5}) и критические значения силы при образовании медианных трещин

б) (K_{1c}^4/H_v^3 , $\times 10^{-3}$ Н) в материале при индентировании на удельное значение нормальной составляющей силы резания при плоском шлифовании периферией кругом 1A1 250x76x16 AC-6 125/100-4-M2-01 различных режимах резания:

1 - $t=0,03$ мм; $V_d=0,5$ м/мин; $V_k=24$ м/с;

2 - $t=0,12$ мм; $V_d=0,5$ м/мин; $V_k=24$ м/с;

3 - $t=0,12$ мм; $V_d=6$ м/мин; $V_k=24$ м/с;

трещиностойкости, индекса хрупкости, параметров K_{1c}^4/H_v^3 и $(K_{1c} \cdot H_v)^{0,8}/E^{0,6}$ (определяющих соответственно образование радиальных и боковых трещин [10]. Наиболее высокие значения коэффициента корреляции (в пределах от 0,999 до 0,7) между нормальной составляющей силы резания были получены для индекса хрупкости и значением критической силы при индентировании, при которой образуются медианные трещины (K_{1c}^4/H_v^3). Экспериментальные значения нормальной составляющей силы резания и их линейная аппроксимация для различных режимов резания от параметра K_{1c}^4/H_v^3 представлены на рисунке 1.

Наименьшие значения коэффициента корреляции (0,7) имели место при интенсивных режимах резания (корреляционная прямая 3 на рисунке 1). Значение силы резания Si_3N_4 при $t=0,12\text{мм}$; $V_d=6\text{м/мин}$; $V_k=24\text{м/с}$; резко возрастает. Это связано с образованием в поверхностном слое нитрида кремния с ростом температуры (до 800°C) стекловидной фазы, которая сдерживает распространение трещин в материале [3]. Была проверена достоверность постоянных коэффициентов регрессий (по t критерию) и оценка реальности связи между переменными (для уровня значимости 0,05). Она показала значимость коэффициентов регрессии и корреляции для всех уравнений.

При увеличении индекса хрупкости с 2 до 5 для всех рассматриваемых материалов уменьшается нормальная составляющая силы резания. Это связано, прежде всего, со снижением доли пластических деформаций при резании материала алмазным зерном, так как снижается предельная глубина перехода от пластических деформаций к хрупкому разрушению керамики [11]. В результате проведенных экспериментальных исследований и последующей статистической обработки данных были получены математические модели нормальной удельной составляющей силы шлифования с учетом индекса хрупкости материала :

$$P_{yn} = 127 \cdot \left(\frac{H_V}{K_{1c}} \right)^{0.52} \cdot V_d^{0.35} \cdot t^{0.53} \cdot V_k^{-0.46} \quad (1)$$

Для всех обрабатываемых материалов увеличение скорости детали и глубины резания приводят к росту нормальной составляющей силы резания, а увеличение скорости круга – к уменьшению. С ростом режимов резания температура на поверхности заготовки увеличивается. Твердость обрабатываемых материалов в зоне резания уменьшается. Индекс хрупкости возрастает, что приводит к увеличению доли пластических деформаций при разрушении материала припуска, а, следовательно, и сил резания. Так как при равной производительности увеличению скорости детали по сравнению с глубиной шлифования вызывает меньшие температуры на поверхности заготовки, то показатель степени при скорости стола меньше в зависимости нормальной составляющей силы резания.

Эмпирические зависимости нормальной удельной составляющей силы шлифования (в Н) от значения критерия формирования медианных трещин в поверхностном слое материала при индентировании K_{1c}^4/H_V^3 имеют следующий вид:

$$P_{yn} = 0,1 \cdot \left(\frac{K_{1c}^4}{H_V^3} \right)^{1.17} \cdot V_d^{0.36} \cdot t^{0.64} \cdot V_k^{-0.43} \quad (2)$$

Нормальная составляющая силы резания для всех исследуемых материалов практически прямо пропорционально критерию K_{1c}^4/H_V^3 . С другой стороны критический размер медианной трещины, при которой она начинается развиваться устойчивым образом, обратно пропорциональна квадрату индекса хрупкости материала[10]:

$$l_M = \kappa_M \cdot (K_{1c} / H_V)^2, \quad (3)$$

где: κ_M - постоянная.

Экспериментальные исследования поверхностного слоя керамических образцов показали [12], что условные плотности распределения поверхностных дефектов по полудлине их размеров адекватно описываются упрощенным β - распределением. Плотность распределения дефектов по длине имеет вид:

$$f(l) = \frac{r+1}{l_{max}} \left(1 - \frac{l}{l_{max}}\right)^r, \quad 0 \leq l \leq l_{max}, \quad (4)$$

где: r - параметр трещиноватости; l_{max} - максимальная полудлина трещин.

Как показали исследования, результаты которых приведенные на рисунке 2, максимальная величина полудлины обработочных дефектов в поверхностном слое керамики определяется зависимостью (3). Чем меньше индекс хрупкости материала, а, следовательно, больше величина критической медианной трещины при индентировании, тем больше значение полудлины максимальной

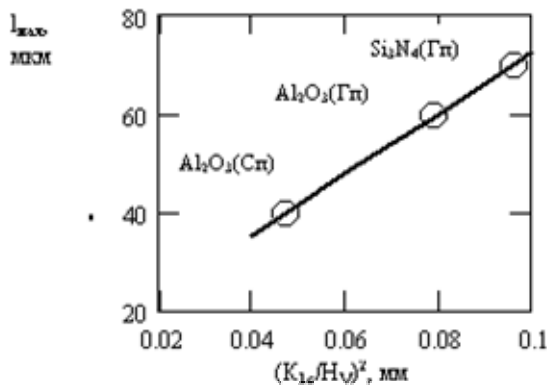


Рисунок 2 - Зависимость максимальной полудлины трещины в поверхностном слое для различной керамики в зависимости от критического размера медианной трещины

максимальной обработочной трещины в поверхностном слое. Были получены регрессионные зависимости параметра трещиноватости от нормальной удельной составляющей силы резания $P_{ун}$. Для $\text{Al}_2\text{O}_3(\text{Сп})$ корреляционное отношение имеет вид $r=6,9 \cdot P_{ун}^{-0,18}$ с

коэффициентом корреляции $\text{cor}=0,875$. Для более прочной керамики (см. таблицу 1) $\text{Al}_2\text{O}_3(\text{Гп})$ $r=6,6 \cdot P_{ун}^{-0,25}$ ($\text{cor}=0,924$) и для Si_3N_4 $r=7,1 \cdot P_{ун}^{-0,27}$ ($\text{cor}=0,918$).

Полученные результаты свидетельствуют, что при алмазном шлифовании керамики силы резания зависят от физико-механических

характеристик - трещиностойкость и твердость по Виккерсу. Повреждаемость поверхностного слоя керамики при алмазном шлифовании определяется образованием в нем медианных трещин. Обрабатываемость керамических материалов можно прогнозировать с точки зрения механики разрушения при индентировании.

Необходимы дальнейшие исследования механизмов разрушения и формирования поверхностного слоя изделий из керамики с учетом температуры в зоне резания. Это позволит эффективно обрабатывать керамику при шлифовании, формировать требуемые эксплуатационные характеристики изделий.

Литература.

1. Хрульков В.А. Взаимодействие алмазного порошкового инструмента со спеченной алюмооксидной керамикой при шлифовании // Синтетические алмазы - ключ к техническому прогрессу. - Ч.1. - Киев, 1977. - С.183-190.
2. Влияние обработки шлифованием на микрометрические характеристики высокопрочных хрупких материалов / Л.И. Пипань, В.И. Кононенко, А.И. Грабченко, В.В. Полищук // Резание и инструмент. - 1991. - №45. - С. 33 - 39.
3. Малкин С., Риттер Дж. И. Механизмы образования стружки и снижение прочности керамики при шлифовании. // Конструирование и технология машиностроения. Труды американского общества инженеров-механиков. - 1990. - №3. - С.115-124.
4. Танович М.Л. Рыжов Э.В. Изучение микрорезания керамических материалов // Сверхтвердые материалы, №1, 1994 - С.49-53.
5. Карбань В.И. Особенности микроразрушения поверхностных слоев монокристаллов при абразивной обработке. // Резание и инструмент. - №42. - 1986 - С.38 - 44.
6. Андриевский А.Р., Спивак И.И. Прочность тугоплавких соединений и материалов на их основе: Справ. изд. - Челябинск: Металлургия. - 1989. - 368с.
7. Керамические материалы / Г.Н. Масленникова, Р. А. Мамаладзе С. Мидзута, К. Коумото: Под. ред. Г.Н. Масленниковой. - М.: Стройиздат, 1991. - 320с.
8. Дубовик В.Н., Райхель А.М. Дефектность и уровни прочности ситаллов // Проблемы прочности - 1984, №7 - С.79-84.
9. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник. / Под. ред. А.Н. Резникова. - М.: Машиностроение, 1977. - 391с.
10. Морозов Е.М., Зернин М.В. Контактные задачи механики разрушения - М.: Машиностроение, - 1999. - 544с.
11. Boccaccini A.R. The Relationship between Wear Behaviour and Brittleness Index in Engineering Ceramics and Dispersion-Reinforced Ceramic Composites // Interceram. - 1999. - Vol.48, No.3. - P. 176 - 187.
12. Гусев В.В. Обеспечение эксплуатационных характеристик поверхностного слоя конструкционной керамики // Справочник. Инженерный журнал с приложением. - М.: Машиностроение. Приложение №9 к журналу Инженерия поверхности. 2002. - С.2-5.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Андронов А.Ю.

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск,
Украина

АНАЛИЗ ВЕРОЯТНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ

The destruction of cutting tools is investigated in productions conditions. The mathematical models of tool's probability destruction are made with using statistic methods.

Существующие нормы расхода твердосплавных резцов разработаны исходя из норм стачивания пластин при их износе. Опыт эксплуатации инструментов на тяжелых станках позволил убедиться в необходимости учета разрушений инструмента при определении его расхода. Для определения характера разрушений произведен анализ списанных резцов тяжелых станков в условиях ЗАОЛ НКМЗ. Установлено, что подавляющее число резцов в производственных условиях списывается не в результате полного износа, а вследствие поломок, характер которых аналогичен поломкам при определении разрушающих подач в лабораторных условиях.

Исследование размера пластин списанных резцов показывает (рисунок 1), что большинство проходных резцов выходят из строя при достаточно большой ширине режущей пластины.

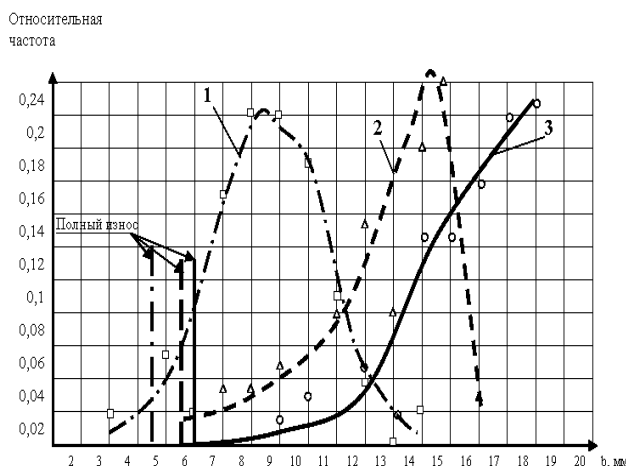


Рисунок 1 — Распределение ширины пластин твердого сплава, оставшихся на списанных упорных резцах с горизонтальной пластиной Т5К10

Таблица 1 — Условные обозначения к рисунку 1.

№	Обозначение	Сечение резца	b, мм	Число случаев
1	□	25x25	15	53
2	△	40x40	16	53
3	○	40x60	18	61

Если согласно действующим нормативам принять допустимую величину стачивания, равной $(0,6 \div 0,7)$ от размера пластины (в данном случае от её ширины «в»), то получим, что полного износа достигает 3% резцов 25x25, 2% резцов 40x40 и 0% резцов 40x60 (таблица 2).

Таблица 2 — Результаты анализа распределения размеров оставшейся части пластин твердого сплава Т5К10 списанных резцов

Тип резца	Сечение стержня ВxН, мм	Положение пластины	Ширина пластины, в, мм	Число полностью износившихся резцов, %	Отношение наиболее вероятной ширины пластины к начальной
Прходной прямой	25x25	Горизонтальное	15	3,0	0,55
Прходной прямой	40x40	Горизонтальное	16	2,0	0,95
Прходной прямой	40x60	Горизонтальное	18	0	1,0
Прходной прямой	40x60	Вертикальное	10,5	3,0	1,0
Прходной отогнутый	40x60	Вертикальное	10,5	6,0	1,0
Широкий упорный	40x60	Горизонтальное	20	1,0	0,7

Наиболее вероятное значение оставшейся ширины пластины для указанных резцов составляет соответственно 0,55b, 0,95b и b. Аналогичное положение имеет место при анализе упорных резцов (рисунок 2) и проходных резцов с вертикальной пластиной (рисунок 3).

Как следует из таблицы 2, все рассмотренные типы и размеры черновых резцов списываются в подавляющем большинстве случаев из-за поломок режущей части. Однако, резцы меньших размеров и резцы, работающие в лучших условиях, используются несколько лучше и выдерживают большее число переточек. Наибольшее количество крупных проходных резцов разрушается без переточек или с минимальным их числом.

Это дает основания считать, что число заточек не зависит от схемы и величины стачивания при переточках, а практически определяется только вероятностью поломок резцов.

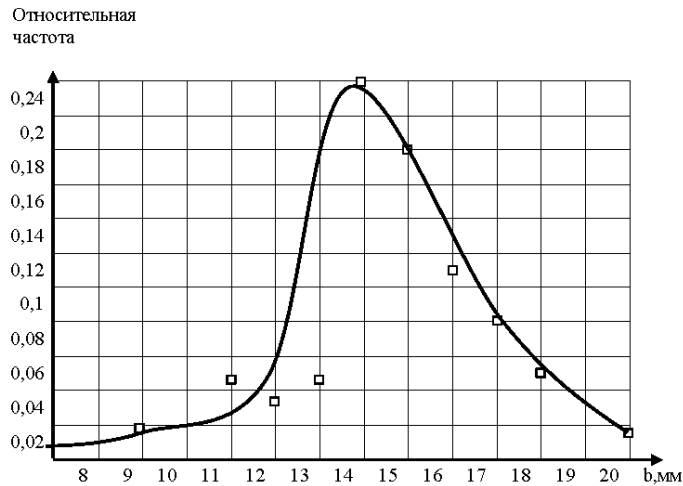


Рисунок 2 — Распределение размеров пластин твердого сплава, оставшихся на списанных упорных резцах с горизонтальной пластиной

Относительная частота

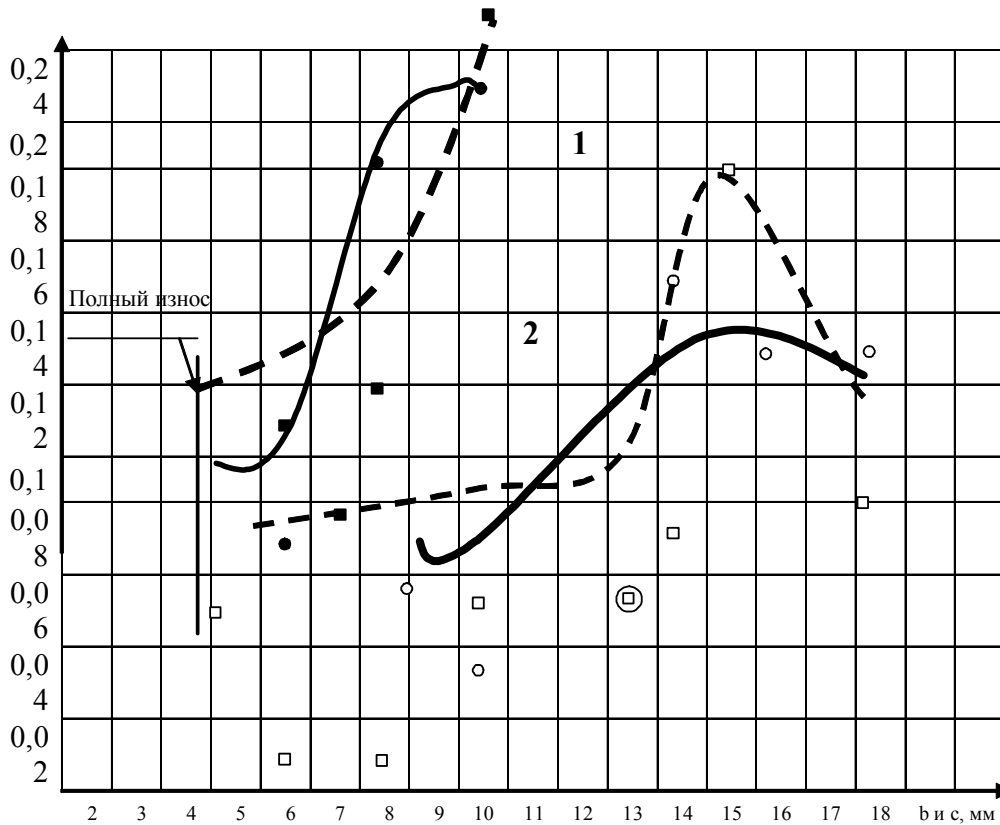


Рис. 3. Распределение размеров пластин твердого сплава, оставшихся на списанных проходных резцах с вертикальной пластиной.

№	Резец	b, мм	c, мм
1	прямой		
2	отогнутый		

В результате статистической обработки производственных данных с помощью пакета программ Statistica 0.5, получена степенная зависимость для определения вероятности поломок твердосплавных резцов:

$$P_{(n)} = C_{p(n)} \sigma_B^{n_{pn}} t^{x_{p(n)}} D_c^{-z_{p(n)}}, \quad (1)$$

где: σ_B - предел прочности на растяжение обрабатываемого материала, МПа, t – глубина резания, D_c – размерный параметр станка, мм, $C_{p(n)}$ - постоянная, зависящая от условий обработки.

Анализ статистических данных о влиянии размеров станка на вероятность поломок резцов показывает, что вероятность поломок, как правило, уменьшается с увеличением D_c примерно до 2500 мм и увеличивается при дальнейшем росте D_c . Таким образом, подтверждается предположение о наибольшей жесткости станков с $D_c=2500$ мм [1].

Сравнение числа поломок резцов на станках, находящихся в различном состоянии, показало, что вероятность поломок примерно обратно пропорциональна жесткости станка. Это означает, что, на станках, имеющих низкую жесткость, следует уменьшать подачу.

Величина показателя степени $Z_{p(n)}$ в формуле вероятности поломок (1) для $D_c < 2500$ составляет в среднем 1,5. В некоторых случаях усреднение коэффициентов производилось путем расчета относительных вероятностей от предела прочности на растяжение обрабатываемого материала. Обрабатываемый материал оказывает большое влияние на число поломок. Показатель степени $n_{p(n)}$ в формуле связи подачи с вероятностью разрушения равен 1,77.

Сравнение данных разных конструкций резцов показало, что резцы с вертикально расположенной пластиной твердого сплава обеспечивают уменьшение числа поломок в среднем в 1,9 раза по сравнению с резцами, имеющими горизонтальную пластину. Это соответствует росту подачи при постоянной вероятности поломок резцов в 1,33 раза.

Влияние глубины резания на вероятность поломок резцов характеризуется показателем степени $X_{p(n)}$, который в среднем равен 1.13. Изменение подачи больше сказывается на числе поломок резцов, чем изменение глубины резания. Среднее значение показателя степени $Y_{p(n)}$ равно 1,83.

Большая степень влияния подачи на вероятность поломки резцов подтверждает еще раз, что обдирочную обработку выгодно вести с

максимальной глубиной резания не только с точки зрения стойкости резцов, но и с точки зрения вероятности их поломок.

Значение $Y_{P(n)}$, полученное путём статистической обработки производственных данных, оказалось меньше, чем величина $Y_{P(n)}$, установленная Ранее экспериментальным методом. При обдирке особо грубых заготовок, при наличии включений, раковин, а также неизвестных для рабочего причин, увеличивающих число поломок (например, заниженной прочности пластин твердого сплава данной партии), станочник устанавливает меньшую подачу, в результате чего $Y_{P(n)}$ снижается.

Поэтому при выборе значения $Y_{P(n)}$ следует больше ориентироваться на экспериментальные данные. Однако, учитывая, что число опытов лабораторных исследований было в сотни раз меньше, чем число производственных данных, для формулы $P_{(n)}$ была принята величина $Y_{P(n)}$ средняя между экспериментальными и статистическими данными.

Средняя вероятность поломок, которая имела место при наблюдениях, например, для вертикальных пластин, составляет 0,38.

Коллективный опыт станочников и нормировщиков обуславливает возможность определенного приближения фактических режимов резания к рациональным. Так, например, фактический период стойкости резцов достаточно близок к экономическому и в 60% случаев находится в диапазоне от 30 до 90 мин.

В результате статистической обработки данных для наиболее распространенных условий эксплуатации режущего инструмента, на тяжелых станках получены зависимости (2) и (3) вероятности разрушения инструментов (коэффициенты множественной корреляции $R_1 = 0.72$; $R_2 = 0.74$) для станков разных типоразмеров.

$$P_{(n)_1} = 0.5 \sigma_B^{1.75} t^{1.1} s^{2.25} D_c^{-1.5} \quad \text{для } D_c \leq 2500 \text{ мм (2)}$$

$$P_{(n)_2} = 0.28 \cdot 10^{-11} \cdot D_c^{1.8} \cdot \sigma_b^{1.75} \cdot t^{1.1} \cdot s^{2.25} \quad \text{для } D_c \geq 2500 \text{ мм (3)}$$

Полученные зависимости используются для прогнозирования отказов резцов тяжелых станков при разных условиях их эксплуатации.

Литература.

1. Клименко Г.П. Определение нормативного расхода режущего инструмента для тяжелых токарных станков// Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. Сборник.- Харьков: ХГПУ, 1998.- Вып. 52.- С. 99-104.

УДК 621.923

Русанов В.В., Федорович В.А.
НТУ "ХПИ", Харьков, Украина

МЕТОДОЛОГИЯ ЗАТОЧКИ ЛЕЗВИЙНОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

Theoretically and experimentally is justified and the necessity and possibility of using of operation of sharpening and thermoactuated operational development cutting of the tool from SHPM is demonstrated as monitoring, its exploitation, ensuring an assurance of reliability. The modes of sharpening and operational development of such tool should create during sharpening and operational development thermopower pressure superior operational Is theoretically justified and experimentally capability of implementation of process of thermo actuated operational development cutting edge of the tool from superhard polycrystal materials is demonstrated on the basis of diamond.

Широкое применение лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов (СТМ) сдерживается относительно невысокой надежностью его эксплуатации. Этот недостаток обусловлен несовершенством процессов синтеза (получения) СТМ: наличием остаточных напряжений, внутренних дефектов, которые проявляются даже после заточки инструмента, то есть в процессе его эксплуатации. Это существенно снижает уровень надежности инструмента и ограничивает его применение в автоматизированном производстве.

Поскольку брак при заточке резцов из СТМ во многом определяется качеством синтеза, выдвинута гипотеза о необходимости и возможности совмещения термодоводочной и контрольной операций при изготовлении лезвийного инструмента из СТМ путем осуществления заточки и термоактивируемой доводки при термосиловых нагрузках, превышающих создаваемые в экстремальных условиях его эксплуатации. А поскольку алмаз имеет существенное химическое сродство с железом выдвинута гипотеза о необходимости и возможности осуществления предварительной заточки и доводки алмазного лезвийного инструмента одним и тем же алмазным кругом на железосодержащей связке, в том числе и крупнозернистым.

Образование микротрещин на поверхности СТМ может быть обусловлено действием одного или сразу нескольких механизмов термосилового разрушения, обусловленных различием коэффициентов термического расширения алмазных кристаллитов и металлофазы, окислением меж- и внутрикристаллитных включений СТМ.

По данным Новикова Н.В. и Девина Л.Н. [1] вероятность разрушения резцов из СТМ даже при чистовом точении может достигать 47%. Авторы

обоснованно связывают надежность с прочностью СТМ на растяжение и с предельными напряжениями на передней и задней гранях резца при резании. Использование метода конечных элементов в пакете программного комплекса типа «Cosmos» позволяет определять 3D напряженно-деформированное состояние исследуемого объекта, вызванное как отдельно силовыми и температурными факторами, так и их суммарным воздействием [2].

Для повышение надежности лезвийного инструмента из СТМ предложен новый методологический подход. С использованием выводов Н.В. Новикова [1] о взаимосвязи надежности лезвийного инструмента с предельными напряжениями на передней и задней гранях резца при резании, нами предложено надежность лезвийного инструмента из СТМ определять уже на этапе его заточки и термоактивируемой доводки. В основу его положено то, что процесс заточки и термоактивируемой доводки лезвийного инструмента осуществляется в термосиловых условиях, близких к условиям его эксплуатации, т. е. характеризуется наличием высоких давлений и температур как в зоне шлифования (при его заточке), так и в зоне резания (при эксплуатации инструмента из СТМ). Целесообразно так затачивать и доводить лезвийные инструменты из СТМ, чтобы дефекты, полученные при синтезе проявлялись до их эксплуатации, т. е. отбраковка производилась бы еще на стадии их изготовления.

Поскольку в процессе эксплуатации лезвийный инструмент часто испытывает более жесткие термосиловые нагрузки, чем в процессе его заточки и доводки, представляется не целесообразным, выбор щадящих условий его заточки и доводки. Поступая, таким образом, изготовители лезвийного инструмента из СТМ не гарантируют, что такой инструмент в более жестких термосиловых условиях эксплуатации окажется надежным. В связи с этим уже на стадии заточки и доводки лезвийного инструмента необходимо создавать в нем термосиловые нагрузки, эквивалентные или даже несколько превышающие те, которые этот инструмент будет испытывать в экстремальных условиях его эксплуатации. Такой подход может быть оправдан и при заточке лезвийных инструментов из других материалов, например твердосплавных и минералокерамических.

Алгоритм осуществления данного подхода следующий. Вначале с помощью пакета прикладных программ по методам конечных элементов рассчитываются предельные термосиловые напряжения в режущем клине резца в экстремальных условиях его эксплуатации [3]. Для этого трехмерная модель лезвийного инструмента нагружается силой резания P и температурой T по величине, несколько превышающей те значения,

которые этот инструмент может испытывать в экстремальных условиях его эксплуатации.

Процесс заточки лезвийного инструмента из СТМ отличается от процессов заточки инструмента из других материалов тем, что ведется в термосиловых условиях, близких к возникающим в процессах резания этим инструментом [4]. И процесс заточки, и процесс резания лезвийным инструментом из сверхтвердых материалов характеризуются высокими уровнями контактных давлений и температур в зоне обработки [5]. Поэтому представляется некорректным выбор щадящих условий его заточки и термоактивируемой доводки с тем, чтобы обеспечить бездефектность данного процесса. В этом случае нет никаких гарантий, что такой инструмент не выйдет из строя в более жестких условиях его эксплуатации. В связи с этим предлагается на стадии термоактивируемой доводки создавать термосиловые нагрузки, эквивалентные или даже несколько превышающие те, что «ожидают» данный инструмент в экстремальных условиях его последующей эксплуатации. Для этого необходимо определить режимы и другие условия заточки и доводки инструмента из СТМ.

С этой целью с помощью пакета прикладных программ типа «Cosmos» методом конечных элементов рассчитываются предельные термосиловые напряжения в режущем клине резца в экстремальных условиях его эксплуатации. Полученные значения термосиловых напряжений являются базовыми для решения обратной задачи – нахождения режимов и условий заточки и термоактивируемой доводки по известному напряженному состоянию резца из СТМ в экстремальных условиях его работы.

Применяемый пакет позволяет решать задачу в трехмерном измерении (3D-моделирование), что выгодно отличает данную методику от применяемой ранее другими авторами. В данном пакете можно оценивать энергию деформации, по которой, пользуясь теорией Гриффитса, определить возможность образования и развития микротрещин на поверхности и внутри СТМ. В ходе решения обратной задачи пакет позволяет по известному уровню термосиловых напряжений определить скорость шлифования, поперечную подачу, нормальное давление в контакте для конкретных, физико-механических свойств шлифуемого СТМ, алмазных зерен и связки шлифовального круга, при которых будут созданы в резце термосиловые напряжения адекватные эксплуатационным.

Полученные в ходе решения обратной задачи значения режимов термоактивируемой доводки и другие условия алмазного шлифования обеспечат наличие в модели затачиваемого СТМ термосиловых напряжений, превышающих эксплуатационные. Таким образом

определяются условия доводки, при которых дефекты СТМ вскрываются еще на стадии изготовления инструмента.

Существующая технология заточки лезвийного инструмента из СТМ посредством алмазного шлифования базируется на двух операциях – предварительном шлифовании кругами на металлической связке с управлением режущим рельефом круга (РРК) и доводке мелкозернистыми кругами на органической связке. С целью интенсификации процесса заточки СТМ выдвигается и теоретически обосновывается гипотеза о возможности осуществления предварительной обработки с управлением режущим рельефом круга [6] и доводочной операции без управления РРК одним и тем же алмазным кругом на прочной металлической железосодержащей связке, в том числе и крупнозернистым [7]. При этом решающими факторами, определяющими возможность осуществления такой доводки, становятся термоактивируемые явления: пластическая деформация, диффузионный износ, окисление и графитизация обрабатываемого поликристалла.

Если после предварительной обработки выключить систему управления режущим рельефом круга, то через 30– 60 секунд алмазные зерна круга изнашиваются до уровня металлической связки [7]. Этот момент и является началом доводочного периода шлифования, характеризующегося трением железной связки с поверхностью обрабатываемого СТМ. При этом реализуется процесс аналогичный известному процессу доводки алмазного инструмента на нагретом чугунном диске. С целью интенсификации процесса термоактивируемой доводки применена металлическая связка на основе железа, которая обеспечивает максимальную прочность удержания алмазных зерен и за счет высокой степени сродства алмаза с черными металлами - высокую интенсивность диффузионного съема микронеровностей с обрабатываемой поверхности СТМ. Расчеты показали, что за 1-2 минуты термодиффузионной доводки с предварительно обработанной поверхности СТМ может быть снят объем материала, находящийся в шероховатом слое.

Необходимость и возможность совмещения доводочной и контрольной операций при изготовлении лезвийного инструмента из СТМ согласно изложенным выше принципам позволяют существенно повысить надежность применения такого инструмента, в том числе, и в автоматизированном производстве.

Предложенная методология заточки и термоактивируемой доводки лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов существенно повышает его надежность и позволяет эффективно использовать такой инструмент в автоматизированном производстве.

Доказана и реализована возможность осуществления предварительной и доводочной заточки лезвийного инструмента из СТМ одним и тем же кругом, в том числе и крупнозернистым, за счет целенаправленной трансформации процесса от взаимного хрупкого микроразрушения элементов системы "СТМ-связка" до термоактивируемых (диффузия, графитизация, окисление) съемов при контакте с металлической связкой. С целью интенсификации процесса термоактивируемой доводки применена металлическая связка на основе железа, которая обеспечивает максимальную прочность удержания алмазных зерен и за счет высокой степени сродства алмаза с черными металлами - высокую интенсивность диффузионного съема микронеровностей с обрабатываемой поверхности СТМ.

Литература.

1. Новиков Н.В., Девин Л.Н. Надежность лезвийных инструментов из ПСТМ при чистовом точении закаленных сталей // Процессы механической обработки, станки и инструмент. - Сб. науч. тр. Института сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины. – Киев, 2002. – С. 273-280.
2. Федорович В.А. 3D-моделирование напряженно-деформированного состояния системы «СТПМ – зерно – связка» при алмазном шлифовании // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: ХГПУ. – 2000. – Вып. 59. – С. 184 - 190.
3. Федорович В.А., Островерх Е.В., Казакова Н.В. Обеспечение надежности лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов на стадии его изготовления //Резание и инструмент в технологических системах. - Харьков.- Вып. 62. - 2002.- С. 158 - 161.
4. Грабченко А.И., Островерх Е.В. Температура алмазного шлифования сверхтвердых материалов и стойкость резцов // Резание и инструмент. – 1985. – Вып. 34. – С. 90 - 94.
5. Лезвийный инструмент из сверхтвердых материалов: Справочник / Н.П. Винников, А.И. Грабченко, Э.И. Гриценко и др. Под общ. ред. Н.В. Новикова. – К.: Техніка, - 1988. – 118 с.23.
6. Федорович В.А. Способы шлифования с комбинированным управлением режущим рельефом кругов // Вестник ХГПУ. - Харьков: ХГПУ. - 1999. Вып. 45. - С. 26-28.
7. Федорович В.А., Островерх Е.В., Казакова Н.В. Обоснование возможности термоактивируемой доводки лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов//Резание и инструмент в технологических системах. - Харьков.- Вып. 62. - 2002.- С. 184 - 190.

УДК 621.9

Кинденко Н. И.

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ ИНСТРУМЕНТАМИ ОБРАБОТАННЫМИ МЕТОДОМ ОИМП

Studying a question on the contact phenomena on a surface of the tool is considered at deterioration of the tool and various characteristics of cutting.

Важную роль для исследования износа инструмента и характеристик резания имеет изучение вопроса о контактных явлениях на поверхности инструмента.

Внешнее трение является одним из главных элементов процесса резания и в значительной степени определяет производительность, стойкость инструмента и качество обработанной поверхности, а следовательно, долговечность и работоспособность деталей, полученных обработкой резанием.

В данной работе анализируются контактные явления на передней и задней поверхностях инструмента обработанного в импульсном магнитном поле и факторы, от которых они зависят, для установления закономерностей изменения характеристик процесса резания и износа инструмента.

Экспериментальное определение элементов механики процесса резания проводилось на заготовках их материала 12x18 Н10Т и 20x13.

Для определения коэффициентов трения и удельных контактных нагрузок по задней и передней поверхностям инструмента определялись силы, действующие по граням инструмента.

В исследованиях применялись резцы с заостренной вершиной и ширина фаски износа по задней поверхности изменялась лишь вдоль главной режущей кромки. Это позволило уточнить схему сил действующих на резец, что является особенно важным при исследовании вопросов механики чистового точения.

Если все условия резания остаются постоянными, а увеличивается только ширина фаски износа по задней поверхности, то процесс стружкообразования обычно не изменяется. Поэтому, сила действующая на переднюю поверхность, также не изменяется. Но благодаря увеличению площади контакта инструмента с обрабатываемым материалом, сила действующая на заднюю поверхность возрастает, соответственно возрастает и сила резания.

Следовательно, наблюдаемое при этом приращение силы резания должно быть отнесено за счет увеличения силы, действующей по задней поверхности.

Основываясь на положении, что примерно пропорциональная зависимость между шириной h_3 фаски износа и силами P_x , P_y и P_z соблюдается при обработке деталей из различных материалов, можно, зная приращение износа Δh_3 , определить и сами силы, действующие на задней поверхности при определенной величине фаски износа h_3 .

Это определяется на графике зависимости влияния ширины фаски износа по задней поверхности на проекции сил резания при точении (рисунок 1).

Приращение сил резания при данной величине h_3 будут силами действующими на задней поверхности резца (P'_x , P'_y , P'_z). Из этого же графика находим силы, действующие на переднюю поверхность инструмента (P''_x , P''_y , P''_z).

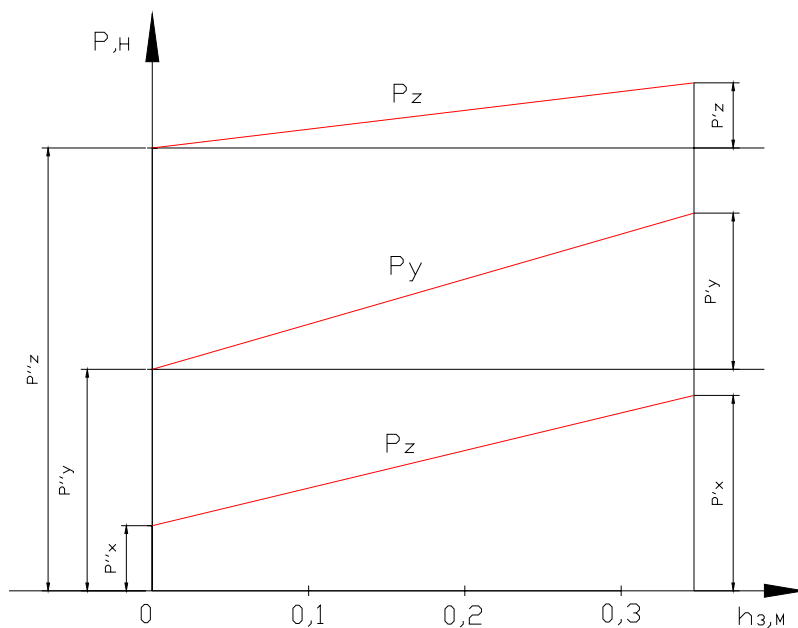


Рисунок 1 — Влияние ширины фаски износа по задней поверхности на проекции сил резания при точении

На рисунке 2 представлена зависимость влияния ширины фаски износа по задней поверхности на проекции сил резания при точении резцом Р6М5 стали марки 20Х13.

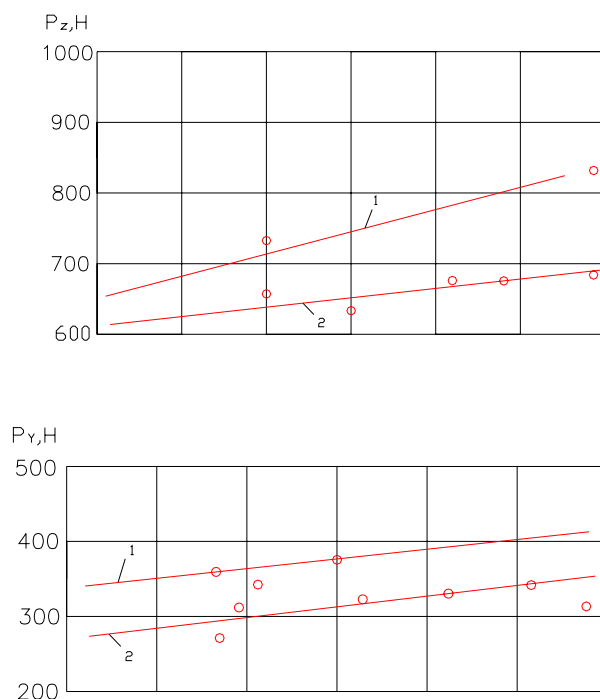


Рисунок 2 — Влияние ширины фаски износа по задней поверхности на проекции сил резания при точении

Обобщая краткий обзор результатов экспериментов по исследованию влияния импульсной магнитной обработки на контактные явления на поверхностях инструмента можно отметить следующее:

1. Приращение силы резания происходит за счет увеличения силы, действующей по задней поверхности (рисунок 1).
2. Практически все силы резания при резании магнитообработанным инструментом имеют значения ниже, чем при работе того же инструмента в исходном положении (рисунок 2).

Литература.

1. Кичко Ю.Н., Долгополов О.И., Бычков Н.В. Влияние магнитной обработки инструмента на характеристики процесса резания жаропрочных сплавов. // Оптимизация процессов резания жаро- и особопрочных материалов.: Межвуз.науч.сб. – Уфа, 1981. – Вып.6. – с. 156 – 162.
2. Макаров А.Д. птимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.
3. Макаров А.Д. Дальнейшее развитие оптимального резания металлов. – Уфа, 1982. – 56 с.

УДК 621.74.045

Мандрик Е.А., Яковлев А.В., Козоброд Д.Б., Тупчиенко В.И.
Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск

НОВЫЙ РЕЖИМ ОБЖИГА ОГНЕУПОРНЫХ ОБОЛОЧЕК ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ЛИТОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

In the paper considers the methods of improvement of strength and quality pouring into the shell-molds on models from polystyrene for producing poured cutting tools.

Одной из основных и ответственных операций при производстве литого режущего инструмента (крупных сверл, заготовок для долбяков и т.д.) получаемых литьем по растворяемым моделям из пенополистирола является изготовление огнеупорного покрытия. Эта операция определяет качество формы, а качество формы в свою очередь, определяет качество и точность отливки. Огнеупорная, оболочка должна обладать определенными технологическими свойствами, наиболее важным из которых является ее прочность.

В настоящее время широкое применение находят два основных параллельных процесса при получении оболочек: этилсиликатный и жидкостекольный. Каждый из этих способов имеет определенную область применения в силу своих специфических особенностей.

Наиболее широко распространен этилсиликатный процесс, благодаря возможности получать высококачественную литую поверхность. Оболочки на этилсиликате имеют высокую прочность и другие улучшенные показатели.

К недостаткам процесса относится применение дорогостоящих и дефицитных материалов (этилсиликата 32, 40, 50 и спирта), длительность изготовления оболочек (в зависимости от состава связующего и условий сушки колеблется от 2 до 48 часов), повышенная склонность оболочек к трещинам [1] (с увеличением габаритного размера оболочки это особенно ощутимо), сложность технологии гидролиза этилсиликата.

Достоинство жидкостекольного процесса главным образом в скоротечности процесса (время изготовления каждого слоя оболочки не превышает 15-20 мин.), применение недефицитных и дешевых материалов (жидкое стекло, маршалит и вода), в возможности получать сравнительно крупные отливки [2].

Вместе с тем, этот процесс сдерживается из-за низкой прочности оболочек и более низкого качества поверхности отливок по сравнению с отливками, полученными литьем в оболочки, изготовленные на этилсиликате [1]

Исходя из этого, необходимо определить возможности получения качественной огнеупорной оболочки на жидком стекле, не уступающей по качеству этилсиликатной.

Исследовали жидкостекольный процесс с целью повышения качества жидкостекольных оболочек, а именно характер изменения влажности оболочек в процессе обжига и, в связи с этим, влияние режимов обжига на прочность и точность оболочек.

В настоящее время процесс изготовления огнеупорной оболочки как при литье по выплавляемым моделям, так и при литье по растворяемым моделям из пенополистирола завершается обжигом готовых оболочек при температуре 850-900°C.[1]. При литье по выплавляемым моделям такой режим оправдан необходимостью удаления влаги и вредных остатков материала моделей после выплавления, а также необходимостью завершения процессов твердения слоев (перехода водного золя кремнезема в устойчивое состояние твердого силикогеля). При литье по растворяемым моделям из пенополистирола нет таких вредных и распадающихся при такой высокой температуре остатков, как при литье по выплавляемым моделям, исходя из этого была проверена возможность обжига при более низкой температуре.

На пенополистироловые модели диаметром 50 мм и высотой 100 мм наносили 5 слоев огнеупорного покрытия по стандартному режиму. После нанесения последнего слоя модель удаляли с помощью растворителя 647. Затем проводили взвешивание образцов. Образцы помещались в электрическую печь для обжига, температура в печи изменялась со скоростью 200°C/ч. Оболочки изымались из обжиговой печи по достижении температуры 100, 200, 300, 400, 500, 600°C. Проводили взвешивание образцов и измеряли прочность огнеупорной оболочки. Рассчитывали относительное изменение массы образцов, которое приравнивали изменению влажности (пренебрегали массой остатков растворителя).

Данные проведенных экспериментов представлены в таблице 1.

Полученные данные были обработаны методом регрессионного анализа, в результате связали прочность и влажность огнеупорных оболочек с температурой обжига.

Ниже приведены результаты регрессионного анализа:

$$\sigma = -2E-05 \cdot t^2 + 0,0105 \cdot t + 1,9294 \quad (1)$$

$$R^2 = 0,9801$$

$$\eta = -6,2232 \cdot \ln(t) + 38,514 \quad (2)$$

$$R^2 = 0,9709$$

Высокие значения коэффициентов регрессии уравнений (1), (2) свидетельствуют о хорошем соответствии расчетных и экспериментальных данных.

В графическом виде сопоставление расчетных и экспериментальных данных представлено на рисунке 1.

Таблица 1 - Экспериментальные данные влияния температуры обжига на прочность и влажность готовых оболочек

Температура обжига t , °C	Влажность η , %	Среднее значение влажности η , %	Прочность σ , МПа	Среднее значение прочности σ , МПа
20	21,02	21,3	2,09	2,07
20	21,52		2,06	
20	21,23		2,05	
100	7,78	8,0	2,87	2,88
100	8,24		2,89	
100	8,10		2,87	
200	4,20	4,4	3,38	3,42
200	4,46		3,42	
200	4,50		3,45	
300	2,54	2,5	3,68	3,70
300	2,36		3,73	
300	2,52		3,70	
400	1,16	1,1	3,49	3,46
400	0,90		3,43	
400	1,15		3,45	
500	0,62	0,6	2,96	2,99
500	0,58		2,95	
500	0,56		3,05	
600	0,21	0,2	2,42	2,45
600	0,22		2,48	
600	0,18		2,45	

Из анализа результатов экспериментов видно, что уже при нагреве выше 120°C влажность оболочек снижается ниже 6%. Рисунок 1, то есть они пригодны для заливки металлом (известно, что при литье в песчано-глинистые формы "по-сырому" влажность формы равная 6% - это обычное явление).

Максимальные значения прочности огнеупорных оболочек достигаются при температурах обжига 200 - 400°C, которые значительно ниже применяемых при обжиге оболочек на сегодняшний день. При таких низких температурах обжига и допустимой влажности наблюдается значительная экономия электроэнергии при повышении прочности огнеупорных оболочек.

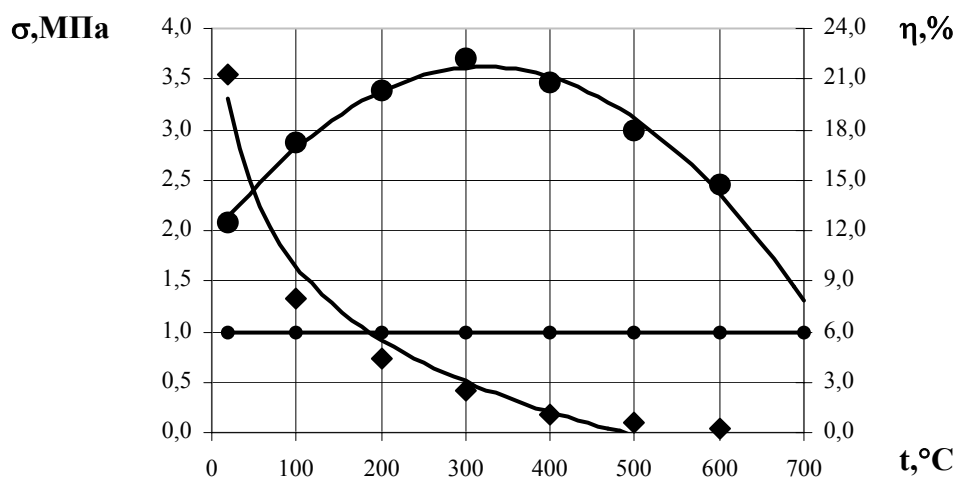


Рисунок 1 – Залежність прочности и влажности огнеупорных оболочек от температуры обжига

Анализируя данные экспериментов, можно сделать вывод, что наиболее оптимальным режимом обжига для достижения максимальной прочности оболочек является обжиг при температуре 300-400°C.

Практикой подтверждается получение качественного литого инструмента по растворимым моделям заливкой в оболочковые формы, которые обжигали по указанному режиму. Полученные по данной технологии литые сверла крупных размеров отвечали всем предъявляемым к ним качественным и точностным требованиям.

Литература.

1. Литье по выплавляемым моделям инженерная монография под. Ред. Шкленника Я.И. М.; «Машиностроение», 1982.-285с.
2. Першин П.С. Технология точного литья. М.;«Машгиз». 1976.-86с.
3. Волькштейн М.В., Птицин О.Б. ДАН СССР, 1955, Т. 103, №5, С. 795-798.

Раздел 2

Качество и диагностика металлорежущего оборудования

УДК 621.9.06-529-8

Струтинський В.Б., Кравець О.М.,
Мохамед Саді Ельжарадат
НТУУ "КПІ" (м.Київ)

ДИНАМІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ШПИНДЕЛЬНОГО ВУЗЛА ВЕРСТАТА ОСНАЩЕНОГО ОБЕРТОВИМ ГІДРОПРИВОДОМ ЗАТИСКУ

Is Represented a dynamic model of turning clamp hydraulic drive. Are Done the computations and analysis of got results.

Динамічні характеристики шпиндельного вузла в основному визначають показник динамічної якості верстата. Дослідженню динамічних характеристик шпинделя присвячено значну кількість наукових робіт [1, 3] Встановлено, що основний вплив на показник точності обробки мають параметри передньої опори шпинделя [2, 4]. Характеристики задньої опори незначним чином впливають на показники динамічних якості верстата [1, 5].

Сучасні верстати з ЧПК оснащуються комплектними обертовими гідроприводами затиску, які розміщуються консольно за задньою опорою шпинделя. Це суттєво змінює динаміку шпиндельного вузла [2]. Наявність консольної частини значної маси із окремими рухомими вузлами приводить до виникнення складного коливального руху шпинделя, підвищених вібраційних навантажень.

Врахування параметрів коливань є необхідним для визначення і цілеспрямованої зміни показників динамічної якості верстата [4]. Обертний гідроциліндр затиску являє собою складну конструкцію, яка об'єднує дві групи вузлів між якими наявний маложорсткий зв'язок через підшипникові вузли з рідинним змащенням. Динамічна система шпинделя оснащена обертовим гідроприводом включає в себе консольно розташовані маси із маложорстким пружно-дисипативним зв'язком. При обертанні шпинделя маси здійснюють складний коливальний рух. Оцінки характеру цього руху в наявних літературних джерелах не виявлено.

Обертний гідропривід (рисунок 1) має корпус, який вільно розміщується на мастилопідводній втулці.

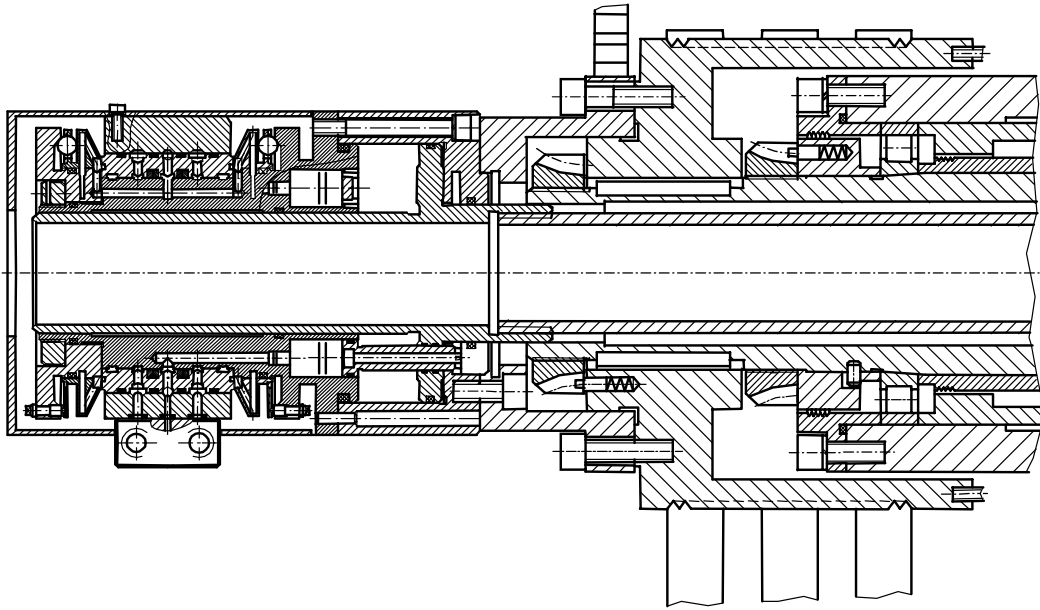


Рисунок 1 — Загальний вигляд обертового гідроциліндру затиску

При обертанні шпинделя корпус переміщується в поперечному і поперечно кутовому напрямках.

Динамічна модель консольної частини шпиндельного вузла відповідає трьохмасовій динамічній системі (рисунок 2).

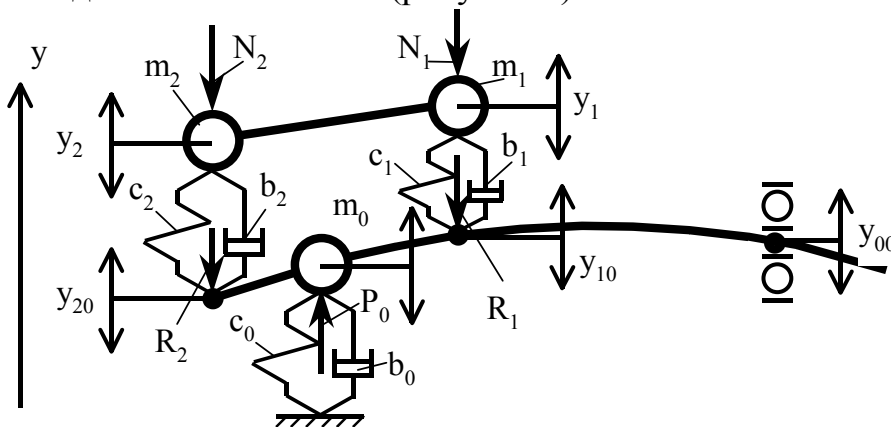


Рисунок 2 — Динамічна модель консольної частини шпиндельного вузла із гідроприводом затиску

Рівняння динаміки для трьохмасової коливальної системи.

В проекціях на вісь y рівняння рівноваги сил, які діють на масу консольної частини шпинделя m_0 :

$$\begin{aligned}
 m_0 \ddot{y}_0 &= P_0 - c_0 y_0 - b_0 \dot{y}_0 - R_1 - R_2, \\
 R_1 &= c_1 (y_{10} - y_1) + b_1 (\dot{y}_{10} - \dot{y}_1) + N_1, \\
 R_2 &= c_2 (y_{20} - y_2) + b_2 (\dot{y}_{20} - \dot{y}_2) + N_2,
 \end{aligned}$$

де y_0 - переміщення шпинделя в радіальному напрямку; m_0 - еквівалентна маса шпинделя; P_0 - сума сил, що діють на шпиндель приведена до точки 0; c_0 - еквівалентний коефіцієнт жорсткості кінцевої частини шпинделя, b_0 - еквівалентний коефіцієнт опору при коливаннях кінцевої частини шпинделя; R_1, R_2 - реакції у підшипниковому вузлі мастилопідводної втулки; c_1, c_2 - еквівалентні жорсткості гідравлічних підшипників; b_1, b_2 - еквівалентні коефіцієнти опору підшипників; N_1, N_2 - збурення, які виникають у підшипниках.

Рівняння рівноваги сил, які діють на маси m_1 , та m_2 :

$$\begin{aligned} m_1 \ddot{y}_1 &= R_1 + P_1 + N_1, \\ m_2 \ddot{y}_2 &= R_2 + P_2 + N_2, \end{aligned}$$

де m_1, m_2 - еквівалентні маси втулки; P_1, P_2 - сили, які діють на втулку.

Введемо співвідношення між переміщеннями. Враховуючи незначну відстань між поясками, можна вважати, що пружна лінія шпинделя близька до прямої на ділянці між масами m_1 , і m_2 . Тоді:

$$y_{10} = y_0 + \lambda l, \quad y_{20} = y_0 - \lambda l,$$

де λ - кут повороту перерізу шпинделя; l - половина відстані між опорами.

Кут повороту перерізу лінійно зв'язаний з переміщенням

$$\lambda = k y_0.$$

Відповідно переміщення складуть:

$$y_{10} = y_0(1 + k\ell), \quad y_{20} = y_0(1 - k\ell).$$

Підставимо значення переміщень у рівняння рівноваги сил і після перетворення одержимо:

$$\begin{aligned} m_0 \ddot{y}_0 + [b_0 + b_1(1 + k\ell) + b_2(1 - k\ell)] \dot{y}_0 + [c_0 + c_1(1 + k\ell) + c_2(1 - k\ell)] y_0 = \\ = P_0 + c_1 y_1 + b_1 \dot{y}_1 + c_2 y_2 + b_2 \dot{y}_2 - N_1 - N_2 \end{aligned}$$

$$m_1 \ddot{y}_1 + c_1 \dot{y}_1 + c_1 y_1 = P_1 + N_1 + [c_1(1 + k\ell)] y_0 + [b_2(1 + k\ell)] y_0,$$

$$m_2 \ddot{y}_2 + b_2 \dot{y}_2 + c_2 y_2 = P_2 + N_2 + [c_2(1 - k\ell)] y_0 + [b_2(1 - k\ell)] y_0.$$

Запишемо дану систему рівнянь компактному вигляді, ввівши відповідні коефіцієнти, пов'язані із параметрами вузла мастилопідводу.

$$T_{01}^2 \ddot{y}_0 + T_{02} \dot{y}_0 + y_0 = K_0 (P_0 - N_1 - N_2) + K_{01} y_1 + K_{01} \cdot T_{01} \dot{y}_1 + K_{02} y_2 + K_{02} \cdot T_{02} \dot{y}_2$$

$$T_1^2 \ddot{y}_1 + T_{11} \dot{y}_1 + y_1 = K_1 (P_1 + N_1) + K_{1y} y_0 + K_{1y} \cdot T_{1y} \dot{y}_0,$$

$$T_2^2 \ddot{y}_2 + T_{22} \dot{y}_2 + y_2 = K_2 (P_2 + N_2) + K_{2y} y_0 + K_{2y} \cdot T_{2y} \dot{y}_0.$$

Значення постійних коефіцієнтів, які входять в систему диференціальних рівнянь:

$$T_{01} = \sqrt{\frac{m_0}{c_0 + c_1(1 + k\ell) + c_2(1 - k\ell)}}, T_{02} = \frac{b_0 + b_1(1 + k\ell) + b_2(1 - k\ell)}{A}$$

$$K_0 = \frac{1}{A}, K_{01} = \frac{c_1}{A}, T_{01} = \frac{b_1}{c_1}, K_{02} = \frac{c_2}{A}, T_{02} = \frac{b_2}{c_2}.$$

Перетворимо систему рівнянь по Лапласу при нульових початкових умовах. Розв'язавши перше рівняння відносно зображення по Лапласу переміщення шпинделя, друге і третє відносно зміщення втулки одержимо:

$$Y_0(s) = \frac{K_0}{T_{01}^2 S^2 + T_{02} S + 1} (P_0(s) - N_1(s) - N_2(s)) + \frac{K_{01}(1 + T_{01} S)}{T_{01}^2 S^2 + T_{02} S + 1} Y_1(s) + \frac{K_{01}(1 + T_{02} S)}{T_{01}^2 S^2 + T_{02} S + 1} Y_{21}(s), \quad (1)$$

$$Y_1(s) = \frac{K_1}{T_1^2 S^2 + T_{11} S + 1} (P_1(s) + N_1(s)) + \frac{K_{1y}(1 + T_{1y} S)}{T_1^2 S^2 + T_{11} S + 1} Y_0(s), \quad (2)$$

$$Y_2(s) = \frac{K_2}{T_2^2 S^2 + T_{22} S + 1} (P_2(s) + N_2(s)) + \frac{K_{2y}(1 + T_{2y} S)}{T_2^2 S^2 + T_{22} S + 1} Y_0(s). \quad (3)$$

Подамо систему рівнянь у вигляді структурних схем (рисунок 3).

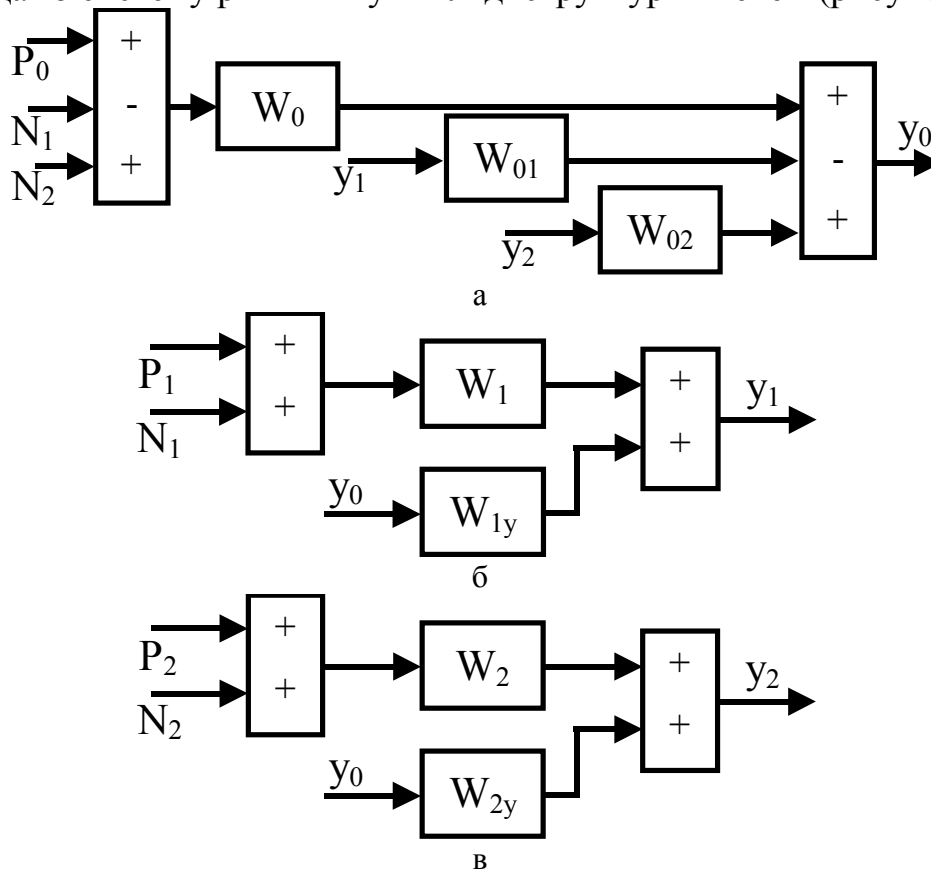


Рисунок 3 — Структурні схеми, які відповідають системі рівнянь:
а - рівняння (1); б - рівняння (2); в - рівняння (3).

Трансформуючі функції блоків, які показані на структурних схемах мають вигляд:

$$W_0 = \frac{K_0}{T_{01}^2 S^2 + T_{02} S + 1}, \quad W_{01} = \frac{K_{01}(1 + T_{01} S)}{T_{01}^2 S^2 + T_{02} S + 1}, \quad W_{02} = \frac{K_{01}(1 + T_{02} S)}{T_{01}^2 S^2 + T_{02} S + 1}$$

$$W_1 = \frac{K_1}{T_1^2 S^2 + T_{11} S + 1}, \quad W_{1y} = \frac{K_{1y}(1 + T_{1y} S)}{T_1^2 S^2 + T_{11} S + 1}$$

$$W_2 = \frac{K_2}{T_2^2 S^2 + T_{22} S + 1}, \quad W_{2y} = \frac{K_{2y}(1 + T_{2y} S)}{T_2^2 S^2 + T_{22} S + 1}$$

Окремі структурні схеми об'єднані в загальну структуру, яка утворює математичну модель динамічної системи консольної частини шпиндельного вузла із гідроприводом затиску.

Математична модель реалізована засобами системи SIMULINK пакету MATLAB (рисунок 4).

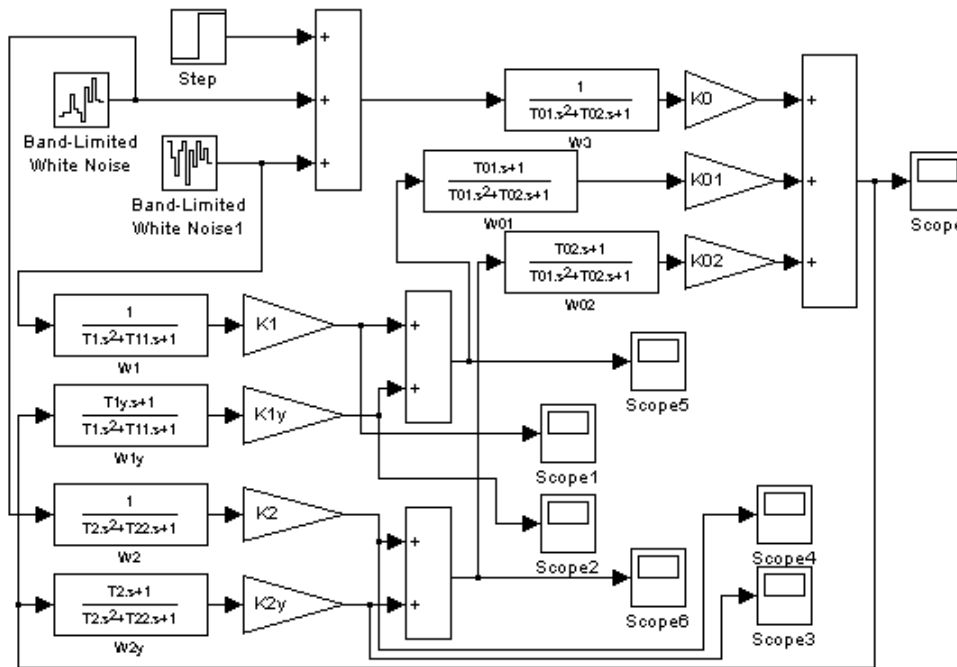


Рисунок 4 — Структурна математична модель коливань консольної частини шпинделя

Для визначення динамічних характеристик шпиндельного вузла прийняте припущення, що коливання виникають внаслідок разової дії на консольну частину шпинделя одиничного ступінчатого вхідного сигналу. Коливальний процес підтримується внаслідок дії зусиль в гідростатичних опорах маслопідводної втулки. При математичному моделюванні зусилля в гідростатичних опорах описані випадковими збуреннями характеристики яких відповідають широкополосному випадковому процесу з рівномірним спектром у діапазоні робочих частот коливальної системи.

Математична модель має в якості виходу динамічні переміщення консолі шпинделя і переміщення двох кінців маслопідводної втулки. Характерний варіант результатів розрахунку наведений на рисунок 5.

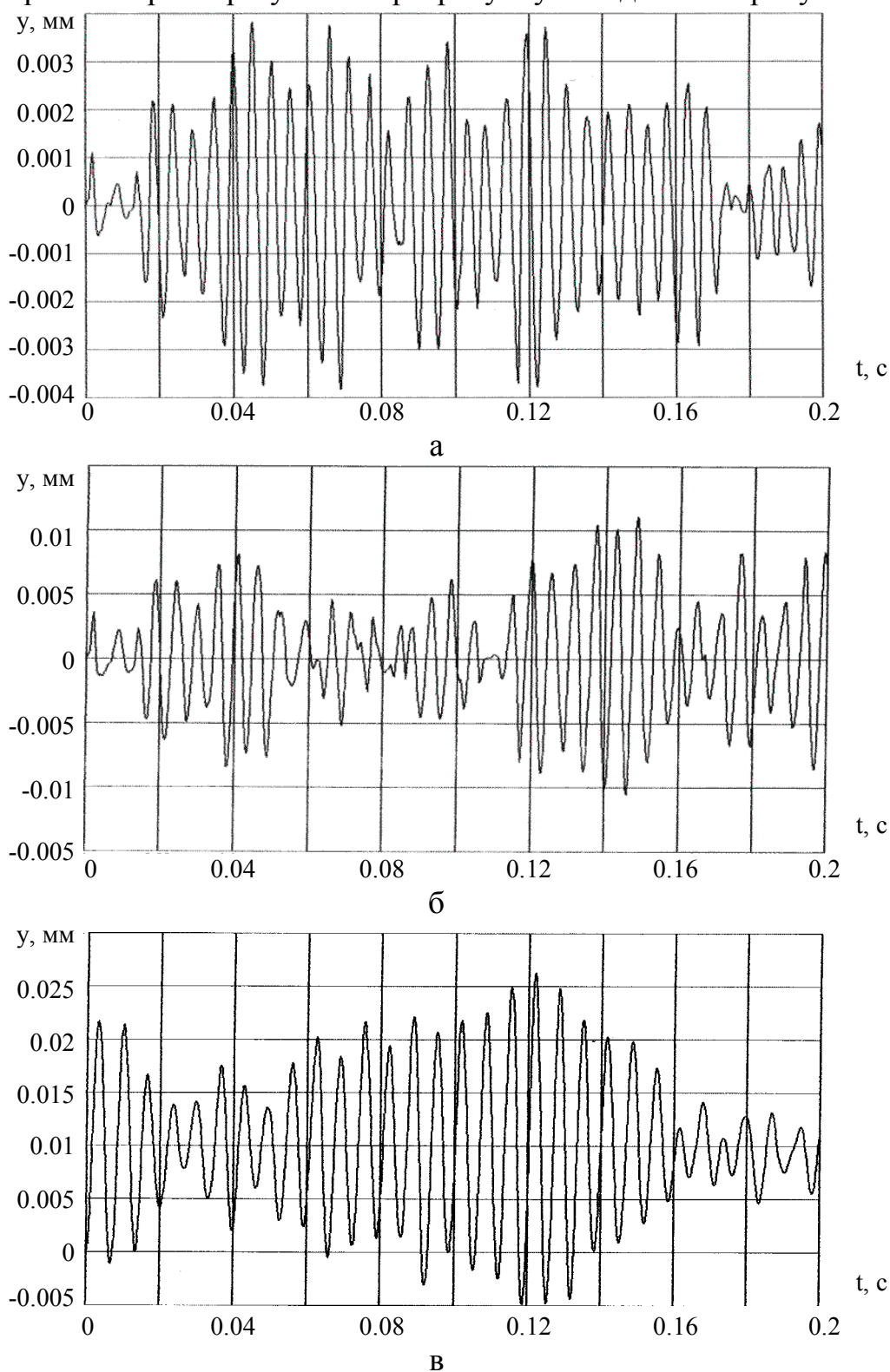


Рисунок 5 — Розрахунок динамічних переміщень консольної частини шпинделя (а) та переднього (б) і заднього (в) кінців маслопідводної втулки

Як впливає із аналізу графіків консольна частина шпинделя і маслопідводна втулка здійснюють регулярний коливальний рух в радіальній відносно осі обертання шпинделя площині.

Розмах коливань консольної частини шпинделя (рисунок 5 а) в області мастилопідводної втулки складає 6...8 мкм і циклічно змінюється з періодом близько 0.02 с. Коливальний процес має постійну короткоперіодичну складову з періодом 0.0012...0.0022 с. Ця складова відповідає власним коливанням консольної частини шпинделя.

Дана короткоперіодична складова простежується також на коливаннях маслопідводної втулки (рисунок 5 в,б). Розмах коливань втулки суттєво перевищує розмах коливань шпинделя і складає 0.01...0.02 мм для торця втулки розташованого з боку задньої опори шпинделя (рисунок 5 б). Для торця втулки розташованого на консолі розмах коливань досягає 0.03 мм. Мастилопідводна втулка здійснює коливальний рух який відповідає полігармонічному процесу при наявності биття.

Огинальні процесу мають період 0.07...0.1 с з тенденцією циклічної зміни періоду огинальної.

В результаті проведених досліджень зроблені наступні висновки:

1 консольна частина шпинделя із обертовим гідроприводом затиску є неврівноваженою динамічною системою із низьким показником дисипації енергії і схильна до виникнення квазіперіодичних коливальних процесів значної інтенсивності;

2 коливання консольної частини шпинделя із обертовим гідроприводом має основну періодичну складову яка відповідає власним коливанням консольної частини шпинделя;

3 коливання маслопідводної втулки мають складний полігармонічний характер із наявністю биття період якого на порядок перевищує період власних коливань консольної частини шпинделя;

4 напрямком подальших досліджень доцільно рекомендувати уточнення математичної моделі з метою врахування крутильних коливань елементів динамічної системи та наявності моментних збурень випадкового характеру.

Література.

1. Данильченко Ю.М., Кузнецов Ю.Н. Прецизійні шпиндельні вузли на опорах кочення (теорія і практика).- Тернопіль – Київ, Економічна думка, 2003 р. – 344 с.
2. Пуш А.В., Зверев И.А. Проектирование шпиндельных узлов на опорах качения с заданными показателями работоспособности//СТИН.- 1999.- №9.- С. 9 – 13.
3. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986.- 336 с.
4. Орликов М.Л. Динамика станков.- К.:Выща школа.- 1989. – 272 с.
5. Кудинов В.А. Динамика станков.- М.: Машиностроение, 1967.- 360 с.

УДК 621.74

Ковалев В.Д. Бабин О.Ф. Мельник М.С.
ДГМА, Краматорск, Украина

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ ПРИВОДЫ ПОДАЧ СТАНКОВ С ЧПУ

The critical analysis of various types of the drives used as drives of submissions of metal-cutting machine tools is lead. Features of each type of engines are considered. Questions of designing of linear engines of a direct current are considered.

Увеличение точности формообразования поверхностей зависит от совершенства приводов подач, особенно это касается станков с ЧПУ, где к приводам предъявляются повышенные требования по быстродействию и диапазону регулирования. Решением задачи совершенствования станочного привода занимались такие выдающиеся ученые как Пуш В.Э., Кудинов В.А., Попов Б.П., Орликов М.Л. и др.

Приводы подач сообщают движение суппортам, столам, ползунам, агрегатным головкам и т.д. и должны обеспечивать: требуемые режимы обработки, диапазон подач, необходимые силы, безлюфтовое движение рабочего органа, заданное быстродействие, высокую точность формообразующих движений.

В приводах подач станков с ЧПУ в основном используют регулируемые приводы на высокомоментных двигателях постоянного тока или асинхронных с частотным регулированием. Применяются также шаговые двигатели как силовые, так и с усилителями. Для перемещения рабочего органа станка по каждой из координат обычно предусматривают самостоятельный привод подач.

Во всех указанных приводах в качестве двигателя используется двигатель вращательного движения, что требует применения конечных звеньев в приводе подач в виде винтовых, зубчато-реечных передач, кулачковых и других механизмов. В 70-е годы прошлого столетия нашли применение линейные электрогидравлические приводы подач станков. Основа такого привода – гидроцилиндр – простой и надежный двигатель поступательного движения. В сочетании с золотниковым распределителем, управляемым маломощными задающими электрическими устройствами, гидроцилиндры представляют собой программируемый привод, отвечающий всем требованиям, предъявляемым к приводам станков с ЧПУ. В качестве примера рассмотрим линейный электрогидравлический привод с автономным задатчиком перемещений в качестве управляющего устройства. На рисунке 1 показана принципиальная схема такого привода.

Салазки 1 с установленным на них рабочим органом 2 перемещаются от гидроцилиндра 3. Скорость и ход устанавливаются автономным задатчиком, выполненным в виде отдельного устройства 5, состоящего из управляющего шагового двигателя (ШД) 6, золотникового распределителя 8, механизмов сравнения 7 и обратной связи 4.

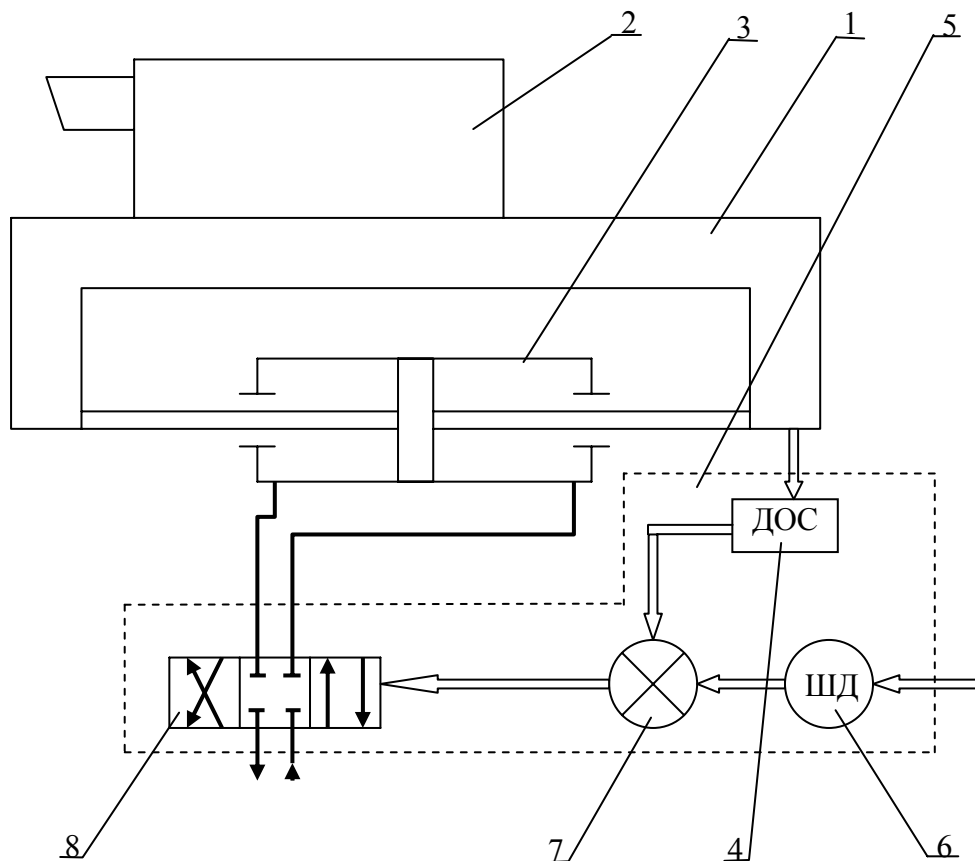


Рисунок 1 — Схема линейного электрогидравлического привода с автономным задатчиком перемещений.

При работе привода сигнал от системы ЧПУ в виде угла поворота ШД поступает в механизм сравнения, который перемещает золотниковый распределитель в сторону уменьшения рассогласования между заданным положением, определяемым ШД и фактическим положением рабочего органа. Конструкция линейных электрогидравлических приводов с задающим электродвигателем отвечает требованиям, предъявляемым к станкам с ЧПУ по точности позиционирования, диапазонам рабочих скоростей, жесткости нагрузочной характеристики и весовым показателям. Кроме того гидроцилиндр обеспечивает отсутствие промежуточных передач между двигателем и рабочим органом станка, малую инерционность подвижных частей, и как следствие высокое быстродействие, хорошую плавность хода в широком диапазоне изменения скоростей.

Однако целый ряд особенностей эксплуатации гидравлического привода ставит под сомнение его применение как основного привода подач в станках с ЧПУ. Так многократное продавливание через малые щели распределительной аппаратуры гидросистем смазывающего вещества приводит к потере физико-химических свойств масла. В

условиях интенсивного перемешивания в гидросистеме масло окисляется, при этом из масла выпадают нерастворимые продукты полимеризации (нефтяные смолы, твердые асфальты), которые попадая в щели гидрораспределителей, вызывают увеличение силы трения, что ухудшает быстродействие и точность позиционирования. Таким образом, в процессе эксплуатации свойства рабочей жидкости постоянно меняются, поэтому необходима периодическая проверка ее физико-химических свойств и при отклонении их более допустимых пределов рабочую жидкость следует менять.

Кроме того, к недостаткам гидропривода следует отнести малую дистанционность в связи с большими потерями в трубопроводе.

Поэтому в 80-х годах прошлого столетия станкостроители стали проектировать для станков с ЧПУ приводы подач с электрическими линейными двигателями переменного или постоянного тока. В то время Пуш В.Э. прогнозировал, что станки с ЧПУ в XXI веке будут иметь минимум приводных механизмов, а перемещения рабочих органов будут осуществлять линейные двигатели с широким диапазоном регулирования и высоким быстродействием (скорость позиционирования до 1 м/с).

На кафедре «Металлорежущие станки и инструменты» ДГМА исследовались линейные двигатели постоянного тока, как более перспективные в приводах из-за легкости регулирования скорости и усилия, высокого быстродействия точности позиционирования.

Был спроектирован и изготовлен следящий привод на базе электромеханического линейного двигателя постоянного тока с тяговым усилием 1500 Н и длиной хода 150...200 мм.

Недостатком существующих конструкций линейных двигателей является малое усилие, развиваемое ими и низкий КПД, вследствие того, что магнитный поток от обмотки возбуждения ослабевает при прохождении через кольцевую полость корпуса, в котором расположен якорь, изготовленный из немагнитных материалов, а также вследствие нерациональной направленности магнитного потока.

Разработанная новая конструкция двигателя (а.с. СССР №1427512) (см. рисунок 2) позволяет устранить эти недостатки. Это достигается за счет того, что двигатель снабжается вставками 7 и 5, одни из которых (7) выполнены из немагнитного материала и расположены внутри корпуса 1 против кольцевых магнитов 2 и 3 (корпус выполнен из ферромагнитного материала), а другие вставки 5 установлены в якоре между магнитами 2 и 3 и выполнены из ферромагнитного материала, причем катушки 6 установлены в вырезах этих вставок, а гильза якоря 4 выполнена из немагнитного материала.

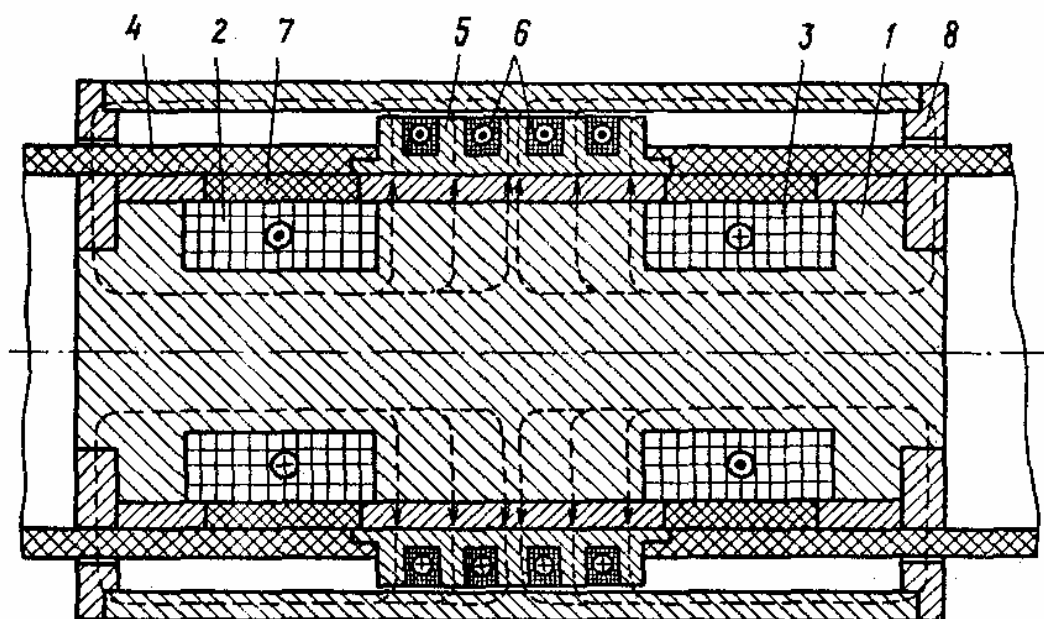


Рисунок 2 — Конструкция линейного двигателя

Коаксиальная конструкция двигателя получается за счет секторной конфигурации выступающих частей гильзы 4, которые проходят в секторные отверстия в шайбах 8.

Величина тягового усилия развиваемого двигателем определяется законом Ампера:

$$F = I_{\text{я}} \cdot L \cdot B \cdot \cos \alpha,$$

где: $I_{\text{я}}$ – сила тока якоря, А; L – длина проводника, м; B – индукция магнитного поля, Тл; α – угол между векторами тока и индукции.

Для дальнейшего увеличения тягового усилия, а также увеличения длины рабочего хода с постоянной тяговой характеристикой был также разработан линейный двигатель с гидравлическим цилиндром, встроенным в якорь линейного двигателя, движения штока которого управляются следящим золотником, жестко установленном на неподвижном корпусе линейного двигателя (а.с. СССР № 1394349).

Результаты испытания линейных двигателей показали возможность их использования в приводах станков с ЧПУ в ограниченном диапазоне усилий и длин хода.

В настоящее время разработана принципиально новая система привода подач с применением линейного двигателя постоянного тока в сочетании с обычным приводом с винтовой или реечной передачей.

Если проанализировать различные конструкции линейных двигателей, то можно обнаружить четкую зависимость максимального усилия от длины хода при постоянных габаритах, наподобие золотого правила механики «выигрываешь в силе - проигрываешь в расстоянии». Объясняется это в первую очередь зависимостью индукции в рабочем зазоре статора от конструкции магнитопровода статора. Дело в том, что

для увеличения длины хода якоря приходится соответственно увеличивать длину полюсов статора, что неизбежно ведет к увеличению площади полюсов. Индукция магнитного поля определяется как:

$$B = \frac{d\Phi}{dS},$$

где: B – индукция, Тл; Φ – магнитный поток, Вб; S – площадь полюса, м².

Поскольку при этом магнитный поток, создаваемый обмоткой возбуждения остается неизменным (исходя из заданных габаритов двигателя), то магнитная индукция уменьшится пропорционально увеличению площади полюсов. Есть еще одно препятствие для увеличения длины рабочего хода. Наиболее оптимальной конструкцией статора можно считать ту, в которой в рабочем зазоре обеспечивается максимальная индукция, ограниченная только индукцией насыщения материала статора. Для линейных двигателей с большой длиной полюсов площадь полюса может значительно превышать площадь сечения отдельных частей магнитопровода. В результате максимально достижимая индукция в рабочем зазоре уменьшается пропорционально отношению указанных площадей:

$$B_{\max} = B_s \frac{S_M}{S_{II}},$$

где: B_{\max} – максимально достижимая индукция в рабочем зазоре; B_s – индукция насыщения материала магнитопровода; S_M – площадь самого узкого участка магнитопровода; S_{II} – площадь рабочей поверхности полюса;

С этой точки зрения оптимальной конструкцией магнитопровода, обеспечивающей максимальную индукцию при рациональном использовании ферромагнитного материала, а значит и наилучшие тяговые характеристики, будет та, для которой выполняется условие:

$$S_{II} \leq S_M;$$

$$S_{M1} = S_{M2} = \dots S_{Mi} = S_M$$

где: S_{Mi} – площадь сечения i -го участка магнитопровода.

Однако если увеличивать длину хода, соблюдая этот принцип, то масса магнитопровода будет увеличиваться по кубическому закону в зависимости от длины хода, из чего следует нецелесообразность создания длинноходовых линейных двигателей постоянного тока классической конструкции. Рациональнее использовать линейные двигатели для малых перемещений до нескольких миллиметров. При этом для увеличения усилия можно увеличивать число полюсов двигателя, что тождественно параллельному соединению нескольких простейших линейных двигателей.

Выход из положения можно найти в применении коллекторных линейных двигателях постоянного тока, но ценой значительного

усложнения конструкции, повышения цены и снижения надежности. Кроме того таким двигателям присущ еще один существенный недостаток – периодическая скачкообразная зависимость тягового усилия от перемещения, обусловленная коммутацией полюсов ротора.

Как альтернативное решение разработан комбинированный привод, который хотя и не избавляет от необходимости применения передач, но значительно улучшает динамические характеристики привода. Привод является усовершенствованием классического привода с передачей винт-гайка и представляет собой последовательное механическое соединение штатного привода, обеспечивающего требуемую длину перемещения, и короткоходового многополюсного линейного двигателя постоянного тока, имеющего большое усилие с возможностью кратковременного форсажа, что обеспечивает высокое быстродействие.

По сумме показателей наиболее перспективными представляются синхронные линейные двигатели с возбуждением от постоянных магнитов. Разновидностью этого класса являются также шаговые двигатели. Их главным достоинством является периодическая конструкция ротора и статора, сходная с конструкцией коллекторных линейных двигателей постоянного тока, которая позволяет выполнить линейный двигатель с практически неограниченной длиной хода, и усилием, не зависящим от координаты. Применение постоянных магнитов для создания потока возбуждения значительно повышает КПД и снижает нагрев, за счет исключения мощности рассеяния на обмотке возбуждения. Современные магнитотвердые сплавы на основе редкоземельных металлов имеют остаточную индукцию 0,6...1 Тл и более (что почти не уступает индукции насыщения электротехнических сталей), а также большую коэрцитивную силу, практически исключая перемагничивание при эксплуатации двигателя на форсированных режимах. Наиболее примечательным свойством этого типа электрических машин является четкая связь между фазой тока в обмотках и положением ротора, которая собственно и определяет их название – синхронные машины. Эта связь сохраняется в широком диапазоне частот питающих напряжений и нагрузок, вплоть до полной остановки и максимального тягового усилия. Благодаря такой особенности в ряде случаев можно строить приводы подачи без обратной связи по положению.

Еще одно преимущество линейных синхронных двигателей состоит в том, что их можно конструктивно комбинировать с направляющими, и довольно перспективным в этом отношении видится комбинация с гидростатическими направляющими. Это дает три положительных эффекта: во первых, плавность и равномерность медленных перемещений, определяемых гидростатическими направляющими, во вторых направляющие незамкнутой конструкции замыкаются нормальной силой магнитного притяжения двигателя, и в третьих тонкий слой смазки

гидростатических направляющих обеспечивает минимальную и стабильную толщину немагнитного зазора, практически недостижимую в других конструкциях, что значительно улучшает тяговые свойства двигателя.

Такие линейные двигатели выпускаются серийно для нужд робототехники, но, по мнению авторов с успехом могли бы применяться и в металлорежущем оборудовании. В качестве примера можно привести двигатели фирмы Ruchservomotor, которые имеют следующие характеристики:

- поперечные размеры несущей траверсы (статора) – 65x65 мм;
- длина траверсы – 300...2000 мм;
- длина ротора – 154 мм;
- тяговое усилие – 280 Н;
- максимальная скорость перемещений – 2,5 м/с;
- ток фазы - 3А;
- рабочее напряжение фазы – 6В;
- точность позиционирования в микрошаговом режиме – 0,01 мм;
- точность позиционирования в следящем режиме – 0,001 мм.

Как видно тяговые характеристики (140...200 Н на 1 дм² рабочей поверхности) вполне приемлемы для привода подач металлорежущего оборудования, точность позиционирования не уступает современным следящим приводам, а динамические характеристики (ускорение ненагруженного двигателя 12...16 g) превосходят все известные типы электропривода.

Литература.

1. Демидов С.В. , Рыдов В.А. и др. "Электромеханические системы управления тяжелыми металлорежущими станками.". Л., "Машиностроение", 1986
2. Б.П.Попов. Теория линейных систем автоматического регулирования и управления. – М.: Машиностроение, 1986. – 386с.
3. Гусев Т.И. Устройства ЧПУ \М.: Машиностроение 1986, 385с.
4. Михайлов О.П. "Перспективы развития автоматизированного электропривода металлорежущих станков". "Электричество" N 10 1985 Энергоатомиздат
5. Г.И. Андреев , Ю.П. Богачев , А.И. Кондриков "Электроприводы для станков с ЧПУ." "Станки и инструменты" , N 8 , 1978
6. "Дискретный электропривод с шаговыми двигателями." Под общ. ред. М.Г. Чиликина , М., "Энергия" , 1971
7. Сен П. "Тиристорные электроприводы постоянного тока". М. , "Энергоатомиздат" , 1985
8. Лебедев А.М. , Орлова Р.Т. , Пальцев А.В. Следящие электроприводы станков с ЧПУ." М. , "Энергоатомиздат" , 1988
9. http://elektroprivod.ru/l_motor.htm
10. <http://gearmotor.by.ru>
11. http://ruchservomotor_jv.com

УДК 621.74

Павленко І.І., д.т.н., Охремчук М.О.
КДТУ, Кіровоград, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ СИЛ ЗАТИСКУ ДЛЯ ВЕРТИКАЛЬНО ОРІЄНТОВАНИХ ПРИЗМАТИЧНИХ ЗАХВАТНИХ ПРИСТОЇВ

The article regards peculiarities of calculation of gripping force when prismatic gripping mechanism of industrial robot vertically positioned the cylindrical parts. It has been established that constructional parameterizes of gripping, the direction angle of inertial force and displacement angle of prism's apex influences upon gripping forces.

Для утримування циліндричних деталей широкого діапазону розмірів та мас найчастіше використовуються призматичні захватні пристрої, які відрізняються простотою свого виконання. Конструкція захватного пристрою повинна задовольняти ряду вимог, основною з яких є надійне утримування деталі під час руху при мінімальних силах затиску, що дає можливість зменшити масово-габаритні параметри захватного пристрою. Важливість такої вимоги викликана тим, що захват є кінцевою ланкою високорухомої просторово незамкненої руки робота, а відповідно, особливості виконання захвата суттєво впливають на динаміку та точність здійснюваних роботом рухів.

В процесі руху деталі, яка утримується вертикально орієнтованим захватним пристроєм, на деталь діє система сил. Це – власна сила ваги деталі G і сила інерції I , яка виникає під час прискорення або гальмування захвату. В залежності від характеру руху (прискорення, гальмування), а також напрямку руху, сила інерції може знаходитись в одному з чотирьох квадрантів (рисунок 1). Для забезпечення надійного утримування деталі захватним пристроєм в місцях контакту деталі з елементами захвату прикладаються сили затиску, які супроводжуються появою на елементах захвату сил реакцій і сил тертя. Таким чином надійне утримування деталі відбувається за рахунок комбінації замикаючих сил затиску і сил тертя

При складанні рівнянь рівноваги для визначення сил затиску в [1,2] приймалася схема, коли вершина призми захватного пристрою знаходиться на вісі OX , що проходить через центр деталі (рисунок 1,а). Ця схема є поодиноким випадком і відповідає умові утримування тільки деталі з одним конкретним значенням діаметру, яке будемо позначати як номінальне значення діаметру $D_{ном}$. Проте на практиці, в основному, має місце ситуація, коли діаметр деталі не дорівнює $D_{ном}$, а, відповідно,

вершина призми зміщується на кут $\pm\varphi$ (рисунок 1,б). Тому для оцінки впливу вищевказаних параметрів на особливості конструктивного виконання захвату необхідно отримати загальні рівняння визначення сил затиску при зміщених значеннях вершини призми на кут $\pm\varphi$.

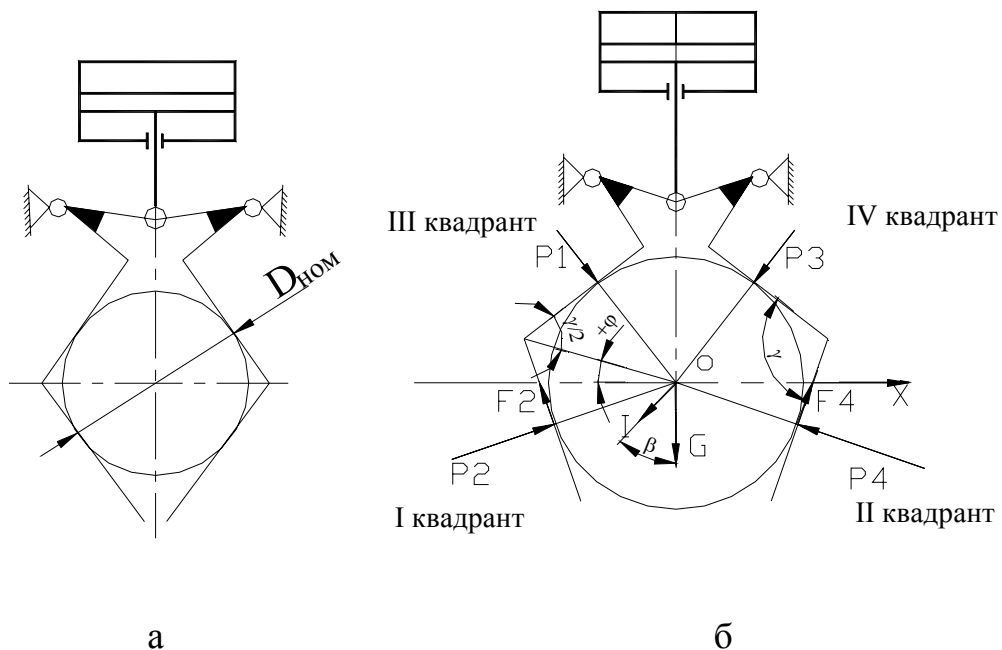


Рисунок 1 – Розрахункова схема сил затиску деталі

Для визначення мінімально необхідних сил затиску складаємо рівняння, що відповідають умові рівноваги деталі [3]. Для схеми, коли сила інерції розташована під кутом β до вісі OY (при $\beta \leq 90^\circ$ - I квадрант), отримуємо наступну систему рівнянь:

$$\begin{aligned}
 & P_1 \cdot \cos(90 - \gamma/2 + \varphi) + P_2 \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi) - \\
 & - P_3 \cdot \cos(90 - \gamma/2 + \varphi) - P_4 \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi) - I \cdot \sin(\beta) = 0 \\
 & - P_1 \cdot \sin(90 - \gamma/2 + \varphi) + P_2 \cdot \sin(90 - \gamma/2 - \varphi) - \\
 & - P_3 \cdot \sin(90 - \gamma/2 + \varphi) + P_4 \cdot \sin(90 - \gamma/2 - \varphi) + \\
 & + F_1 \cdot \cos(90 - \gamma/2 + \varphi) + F_2 \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi) + \\
 & + F_3 \cdot \cos(90 - \gamma/2 + \varphi) + F_4 \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi) - G - I \cdot \cos(\beta) = 0
 \end{aligned} \tag{1}$$

де P_i – сили затиску, що виникають в місцях контакту захвату з деталлю; $F_i = P_i \cdot f$ – сили тертя, що виникають у відповідних точках контакту захвату з деталлю; f – коефіцієнт тертя; φ – кут розташування вершини призми відносно вісі OX , град; β – кут напрямку сили інерції відносно вісі OY , град; γ – кут призми затискного важеля, град.

Розглядаючи систему рівнянь (1), бачимо, що поставлена задача є статично невизначеною. Тому для розв'язання рівнянь приймаємо умову, що на даному етапі визначаються мінімально необхідні сили затиску, а в рівняннях враховуються тільки ті сили, які фізично виникають в точках контакту під впливом проекцій сил G і I на відповідні вісі. Тобто:

$$\begin{aligned} P_{3X} = P_{4X} = 0 & & P_{1Y} = P_{3Y} = 0 & & F_{1Y} = F_{3Y} = 0 \\ P_{2Y} = P_{4Y} & & & & F_{2Y} = F_{4Y} \end{aligned}$$

Таким чином отримуємо:

$$\begin{aligned} P_1 &= \frac{I \cdot \sin \beta \cdot \sin(90 - \gamma/2 - \varphi)}{\sin(180 - \gamma)} \\ P_2 &= \frac{I \cdot \sin \beta \cdot \sin(90 - \gamma/2 + \varphi)}{\sin(180 - \gamma)} + \\ &+ \frac{G + I \cdot \cos \beta}{2 \cdot [\sin(90 - \gamma/2 - \varphi) + f \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi)]} \quad (2) \\ P_3 &= 0 \\ P_4 &= \frac{G + I \cdot \cos \beta}{2 \cdot [\sin(90 - \gamma/2 - \varphi) + f \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi)]} \end{aligned}$$

При зміні кута β в межах від 90° до 180° сила інерції I розташовується в III квадранті, що змінює схему дії сил на систему. Складаючи відповідно систему рівнянь і вирішуючи їх (при $I \leq G$) кінцево отримуємо формули сил затиску:

$$\begin{aligned}
P_1 &= \frac{I \cdot \sin(180 - \beta) \cdot \sin(90 - \gamma/2 - \varphi)}{\sin(180 - \gamma)} \\
P_2 &= \frac{I \cdot \sin(180 - \beta) \cdot \sin(90 - \gamma/2 + \varphi)}{\sin(180 - \gamma)} + \\
&+ \frac{G - I \cdot \cos(180 - \beta)}{2[\sin(90 - \gamma/2 - \varphi) + f \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi)]} \\
P_3 &= 0 \\
P_4 &= \frac{G - I \cdot \cos(180 - \beta)}{2[\sin(90 - \gamma/2 - \varphi) + f \cdot \cos(90 - \gamma/2 - \varphi)]}
\end{aligned} \tag{3}$$

Таким чином, аналізуючи рівняння (2) і (3), бачимо, що сили затиску є функцією від ряду факторів:

- напрямку сили інерції (кут β);
- діаметра деталі (пов'язаний з ним кут φ);
- конструктивних параметрів захватного пристрою (кут γ).

Виконані дослідження за отриманими рівняннями показали, що при розташуванні сили інерції в I квадранті основне навантаження зазнають нижні елементи лівого і правого важеля призматичного захватного пристрою. Збільшення діаметру деталі, а відповідно кута φ в межах від 0 до 20° призводить до незначного зростання сил затиску P_2 , P_4 і зменшенню сили P_1 (рисунок 2,а). Ця ж залежність спостерігається і при змінненні кута γ (рисунок 2,б). Як видно з графіку найменше розсіювання сил затиску, а відповідно найбільш рівномірне стискання деталі в зоні контакту, спостерігається при значенні кута призми γ від 90 до 120°. Крім того дослідження впливу кута γ на сили затиску при різних кутах напрямку сили інерції β показує (рисунок 2,б), що при $\beta=60^\circ$ на ділянці $60 < \gamma < 90$ сила P_2 зменшується, а при $90 < \gamma < 150$ – зростає; сила P_4 на всьому прийнятому діапазоні кутів γ поступово збільшується. При значенні кута $\gamma=150^\circ$ відбувається інтенсивне зростання сил P_2 і P_4 . Сила P_1 при збільшенні кута γ зменшується.

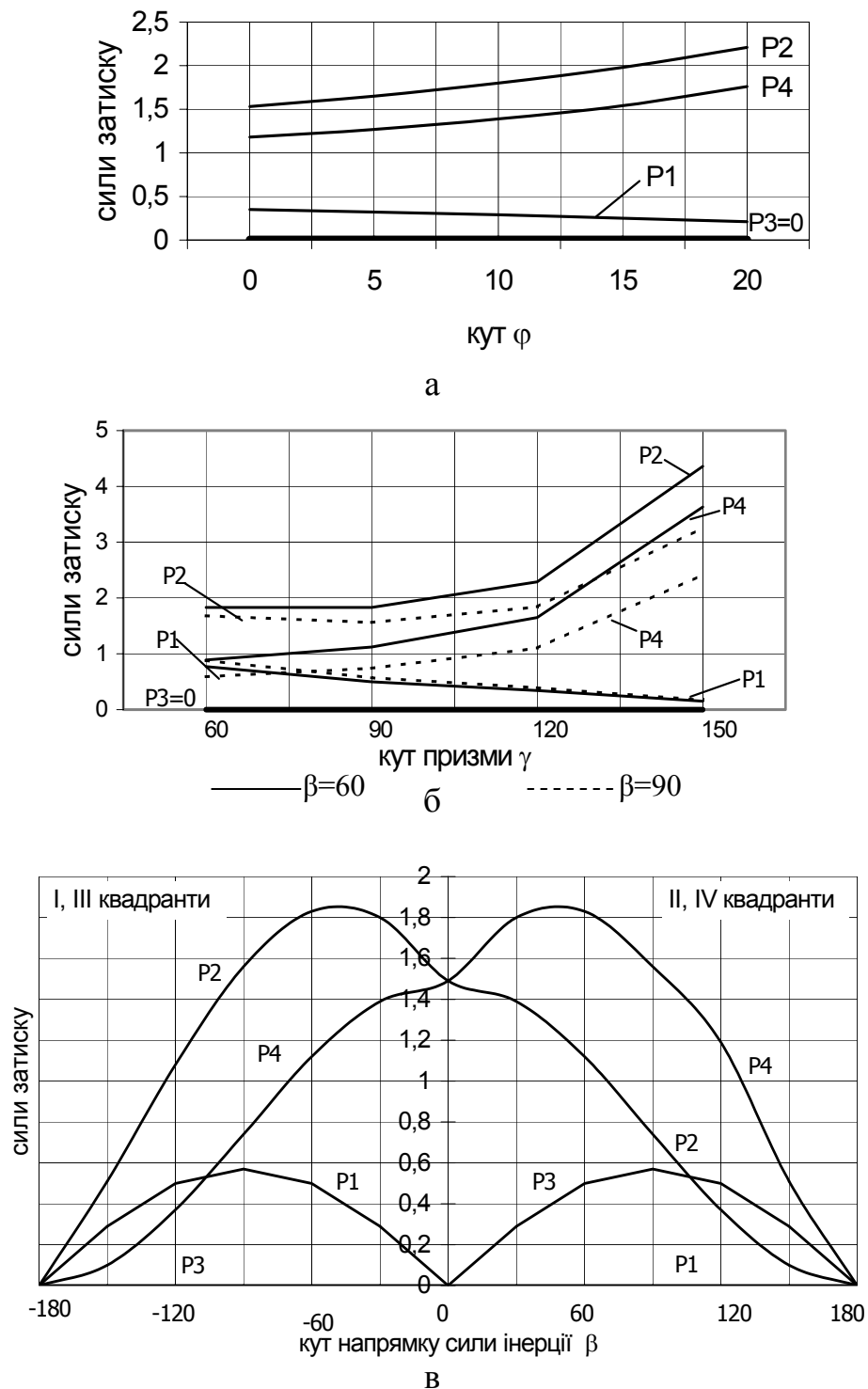


Рисунок 2 – Вплив кутових параметрів на величину сил затиску:
 а – кута розташування вершини призми φ ;
 б – кута призми затискного важеля γ ;
 в – кута напрямку сили інерції β .

Дослідження впливу кута напрямку сили інерції на сили затиску показує (рисунок 2,в), що при зміненні напрямку сили інерції в межах I квадранту відбувається спочатку поступове збільшення сили P_2 (при $0 < \beta < 30^\circ$), а потім її поступове зменшення. Сила P_1 зростає в межах I квадранту і зменшується в межах III квадранту. Сила P_4 зменшується при зміненні кута β в межах від 0 до -180° . Характер змінення сил затиску при розташуванні сили інерції в II і IV квадрантах подібний до випадку розташування сили інерції в I і III квадрантах.

Таким чином, з виконаних досліджень слідує, що при вертикальному розташуванні призматичного захватного пристрою найбільш раціональною конструкцією захвату є та, в якій кут призми γ знаходиться в межах $60 \dots 120^\circ$. При цьому забезпечується утримування об'єкту при найменших значеннях сил затиску, і, як наслідок, найменші масово-габаритні характеристики призматичного захватного пристрою за силами затиску. При співвідношенні сил $I > G$ рівнодіюча цих сил змінює свій напрямок, а відповідно і змінюються розрахункові рівняння та характер залежностей сил затиску. Крім того в дії захватних пристроїв необхідно враховувати і інші умови їх роботи, що дасть можливість більш повно оцінити їх вплив на масово-габаритні характеристики захватів.

Література.

1. Детали и механизмы роботов: Основы расчета, конструирования и технологии производства: Учеб. Пособие / Под ред. Б.Б.Самотокина. – К.: Выща шк., 1990. 343с. С.69-80.
2. Механика промышленных роботов. Учеб.пособие для втузов: В 3-х кн. / Под ред. К.В.Фролова, Е.И.Воробьева. Кн.2: Расчет и проектирование механизмов / Е.И.Воробьев, О.Д.Егоров, С.А.Попов. – М.: Высш.шк., 1988. – 368с. С.196-203.
3. Павленко И.И. Расчет механических захватных устройств роботов. /Проблемы прочности, надежности и долговечности деталей и конструкций. – Кировоград, 1983. – с.35-36.

УДК 621.833

Абрамов В.Г., Возный М.Г., Соломин Н.А.
Харьков, НАУ „ХАИ”

МИНИМИЗАЦИЯ МАССЫ ЗАМКНУТОГО ПЛАНЕТАРНОГО МЕХАНИЗМА

In work the outcomes of a solution of the task of a drop of a mass of the closed planetary mechanism are reduced at the expense of optimum distribution of a transfer ratio between it by differential and closing parts.

Замкнутые передаточные механизмы нашли широкое применение при создании коробок передач автомобилей и гусеничных машин, так как кроме снижения габаритов и веса позволяют получить более высокую среднюю скорость движения и обеспечивают простоту в осуществлении различных сервирующих устройств, полуавтоматического и автоматического управления этими коробками.

В работе [1] рассмотрены принципы построения структурных схем замкнутых планетарных механизмов, дающим конструктору на стадии схемного синтеза выбрать наиболее рациональную схему с учетом дополнительных требований, таких как снижение массы, повышение быстродействия, повышение КПД, уменьшение мертвого хода и т.п. Однако, эти вопросы оптимизации ни на стадии схемного, ни на стадии внутрисхемного синтеза не рассматривались.

Исходя из этого была поставлена задача определения параметров одной из простых схем замкнутого планетарного механизма (рисунок 1) с минимальной массой. Суммируя массы отдельных звеньев рассматриваемого механизма, получим:

$$M = M_1 + K_d \cdot M_2 + M_3 + M_4 + K_3 \cdot M_5 + M_6 + M_H + M_K,$$

где: K_d - число сателлитов в дифференциальном механизме, K_3 - число зубчатых колес Z_5 в замыкающем механизме.

Массы зубчатых колес будем считать равными массами делительных цилиндров соответствующих зубчатых колес [2]

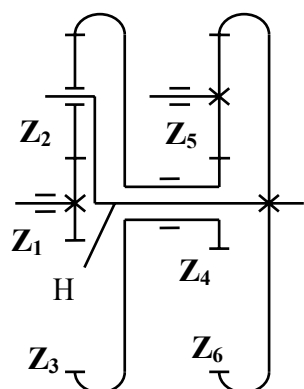


Рисунок 1 — Схема анализирующего механизма

$$M_i = \frac{\pi \rho}{4} b_i d_i^2.$$

Массу водила и корпуса предлагается учитывать по следующей формуле [2]:

$$M_H + M_K = n_M \cdot M_A, \quad (1)$$

где: $M_A = \frac{\pi\rho}{4} b_1 (d_1 - d_2)^2$, n_M - коэффициент приведения масс корпуса и водила к массе условного диска M_A , определяемый экспериментально [2].

С учетом сказанного имеем:

$$M = \frac{\pi\rho}{4} (b_1 d_1^2 + K_D b_2 d_2^2 + b_3 d_3^2 + b_4 d_4^2 + K_3 b_5 d_5^2 + b_6 d_6^2 + n_M b_1 (d_1 + d_2)^2) = \frac{\pi\rho}{4} b_1 d_1^2 \left(1 + K_D \frac{b_2 d_2^2}{b_1 d_1^2} + \frac{b_3 d_3^2}{b_1 d_1^2} + \frac{b_4 d_4^2}{b_1 d_1^2} \times \left(1 + K_3 \frac{b_5 d_5^2}{b_4 d_4^2} + \frac{b_6 d_6^2}{b_4 d_4^2} \right) + n_M \left(1 + \frac{d_2}{d_1} \right)^2 \right). \quad (2)$$

Ширины зубчатых венцов, находящихся в зацеплении примем одинаковыми, т.е. $b_1 = b_2 = b_3$ и $b_4 = b_5 = b_6$. Исходя из условия соосности дифференциальной части механизма:

$$d_1 + 2d_2 = \frac{d_3}{d_1} = d_3, \quad 1 + 2\frac{d_2}{d_1} = \frac{d_3}{d_1} = U_D - 1,$$

имеем:

$$\frac{d_2}{d_1} = \frac{U_D - 2}{2}. \quad (3)$$

Это же условие для замыкающей части механизма дает:

$$d_4 + 2d_5 = d_6, \quad 1 + 2\frac{d_5}{d_4} = \frac{d_6}{d_4} = -U_3,$$

и

$$\frac{d_5}{d_4} = -\frac{U_3 + 1}{2}. \quad (4)$$

Параметры U_D и U_3 связаны между собой общим передаточным отношением U , которое может быть определено по формуле Виллиса:

$$U_{13}^H = \frac{\omega_1 - \omega_H}{\omega_3 - \omega_H} = \frac{\omega_1/\omega_H - 1}{\omega_3/\omega_H - 1} = \frac{U - 1}{\omega_4/\omega_H - 1} = \frac{U - 1}{U_3 - 1} = -\frac{z_3}{z_1} = 1 - U_D.$$

Отсюда:

$$U_3 = \frac{U - U_D}{1 - U_D}. \quad (5)$$

Подставляя в (2) входящие величины из (3), (4) и (5), получим:

$$M = \frac{\pi\rho}{4} b_1 d_1^2 \left(1 + \frac{K_d}{4} (U_d - 2)^2 + (U_d - 1)^2 + \frac{b_4 d_4^2}{b_1 d_1^2} \left(1 + \frac{K_3}{4} \cdot \frac{(U + 1 - 2U_d)^2}{(U_d - 1)^2} + \frac{(U - U_d)^2}{(U_d - 1)^2} + \frac{n_M}{4} U_d^2 \right) \right) \quad (6)$$

Данная зависимость показывает, что изменение U_d при заданном передаточном отношении U приводит к изменению массы, что позволяет найти ее минимальное значение. Для этого необходимо установить возможные границы изменения U_d . Это можно сделать исходя из ограничения передаточного отношения U_3 :

$$-2 \geq U_3 = \frac{U - U_d}{1 - U_d} \geq -10. \quad (7)$$

Откуда:

$$\frac{U + 2}{2} \geq U_d \geq \frac{U + 10}{11}. \quad (8)$$

Полученная область изменения U_d показана на рисунке 2

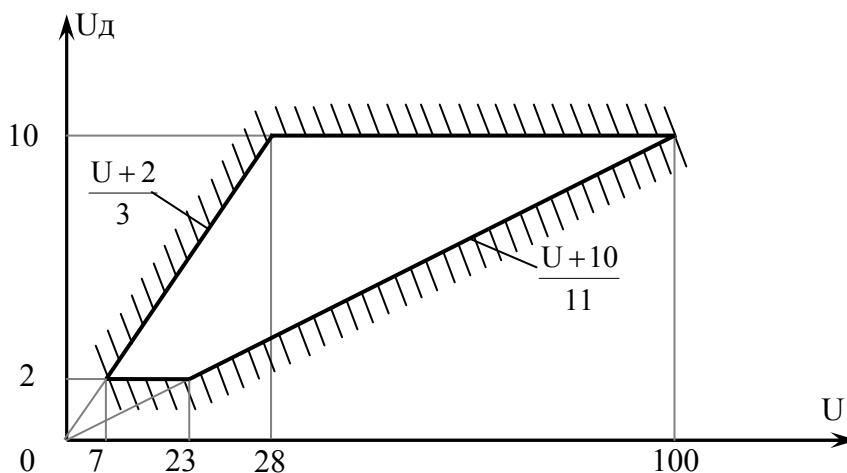


Рисунок 2 — Область существования замкнутого планетарного механизма.

Для несилловых кинематических передач, например, приборов можно принять $m_4 = m_1$ и $b_4 = b_1$. Тогда:

$$\bar{M} = \frac{4M}{\pi\rho b_1 d_1^2} = 2 + \frac{K_d}{4} (U_d - 2)^2 + (U_d - 1)^2 + \frac{K_3}{4} \cdot \frac{(U + 1 - 2U_d)^2}{(U_d - 1)^2} + \frac{(U - U_d)^2}{(1 - U_d)^2} + \frac{n_M}{4} U_d^2. \quad (9)$$

Изменение M в области существования механизма показано на рисунок 3. Значения U_d соответствующие минимальной массе приведены на рисунок 4. На этом же рисунке приведены границы U_d соответствующие отклонению массы от минимальных величин на 10% и вариант, при котором:

$$U_3 = 1 - U_d. \quad (10)$$

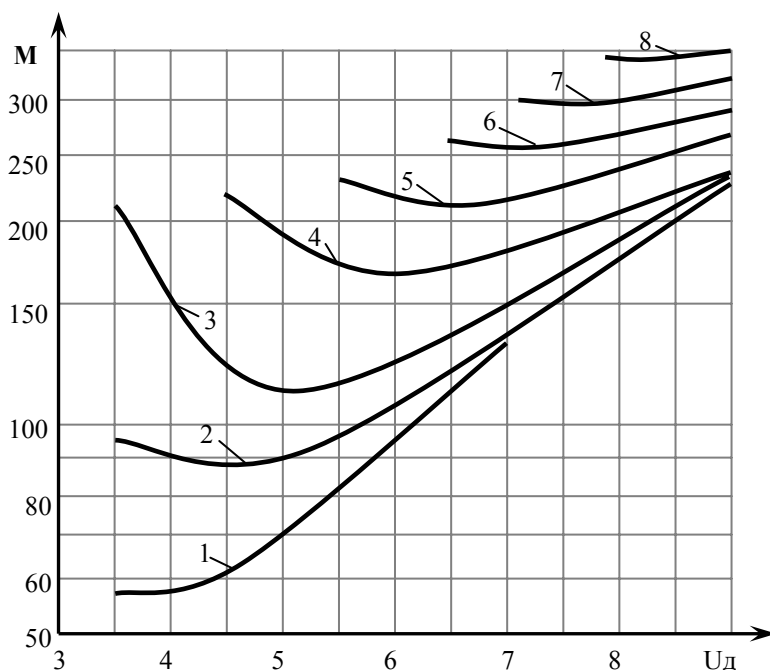


Рисунок 3 — Изменения массы в области существования замкнутого планетарного механизма $K_d = K_3 = 3$; $n_M = 6$; 1 – $U = 15$; 2 – $U = 20$; 3 – $U = 30$; 4 – $U = 40$; 5 – $U = 50$; 6 – $U = 60$; 7 – $U = 70$; 8 – $U = 80$.

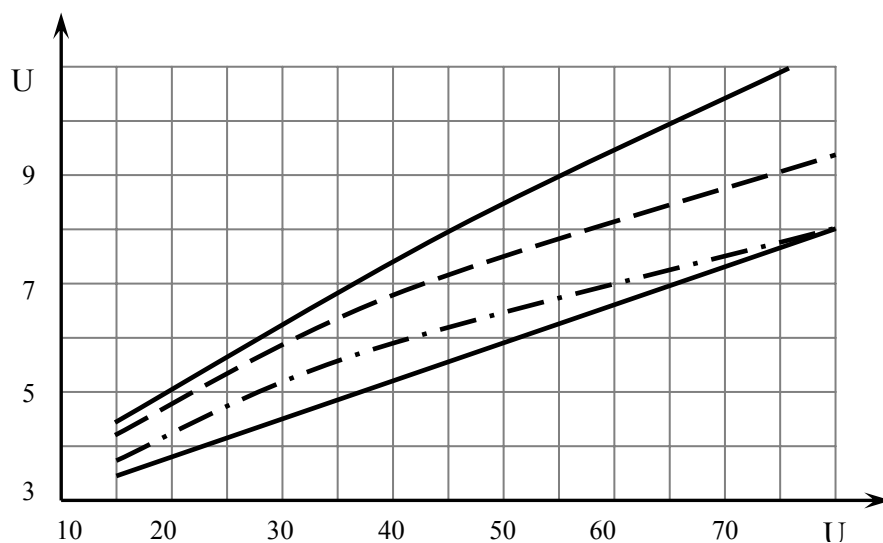


Рисунок 4 — Диапазон изменения оптимальных значений U_d : $K_d = K_3 = 3$, $n_M = 6$, - - - $U_3 = 1 - U_d$; - . - M_{min} .

Поскольку соотношение (10) попадает в интервал оптимальных значений U_d его и следует рекомендовать для практической реализации, так как при этом $d_1 = d_4$, $d_2 = d_5$, $d_3 = d_6$, что упрощает конструкцию и технологию изготовления механизма. С учетом контактной прочности [3]

$$b_i d_i^2 \geq \frac{0.7 \cdot T_i K_{HV} \cdot K_{H\beta} \cdot \Omega \cdot E_{пр} \cdot U_i - 1}{K \cdot \cos^2 \alpha \cdot \operatorname{tg} \alpha_{\omega} [\sigma_H]^2} \cdot U_i,$$

и изгибной прочности $b_i d_i^2 \geq \frac{2 T_i K_{FV} \cdot K_{F\beta} \cdot \Omega \cdot Y_i \cdot Z_i}{K \cdot [\sigma_F]}$, выражение для

определения массы можно преобразовать следующим образом

$$M_H = \frac{U_d}{K_d U (U_d - 2)} \left(1 + \frac{K_d}{4} (U_d - 2)^2 + (U_d - 1)^2 + \frac{U(U_d - 1)(U - 1)(U_d - 2)}{U_d(U - U_d)(U + 1 - 2U_d)} \right) \times$$

$$\times \left(1 + \frac{K_3(U + 1 - 2U_d)^2}{(U_d - 1)^2} + \frac{(U - U_d)^2}{(U_d - 1)^2} + \frac{n_M U_d^2}{4} \right), \quad (11)$$

$$M_F = \frac{1}{K_d U} \left(1 + \frac{K_d}{4} (U_d - 2)^2 + (U_d - 1)^2 + \frac{U(U_d - 1)}{U - U_d} \times \right.$$

$$\left. \times \left(1 + \frac{K_3(U + 1 - 2U_d)^2}{4(U_d - 1)^2} + \frac{(U - U_d)^2}{(U_d - 1)^2} + \frac{n_M U_d^2}{4} \right) \right). \quad (12)$$

Границы изменения оптимальных значений (отклонение от $M_{\min} \leq 10\%$) для этих двух случаев показаны на рисунках 5,6.

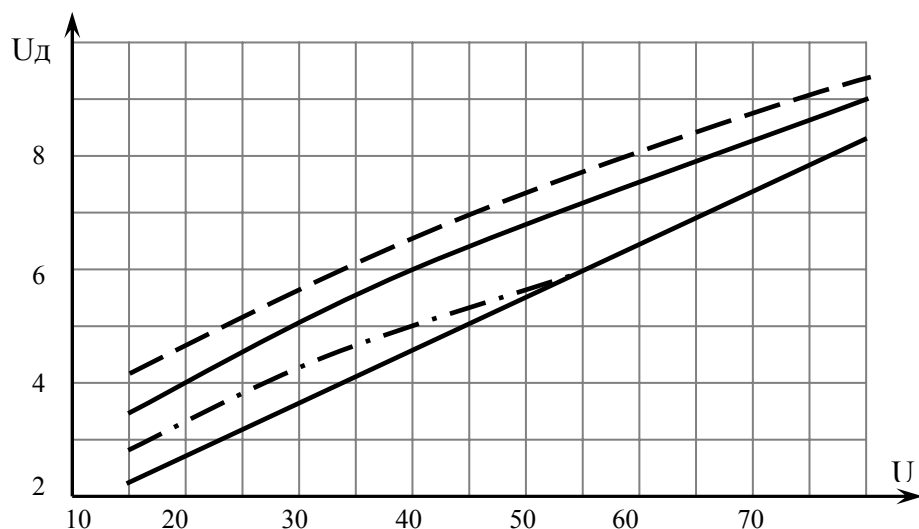


Рисунок 5 — Диапазон изменения оптимальных значений U_d при условии контактной равнопрочности: $K_d = K_3 = 3$; $n_M = 6$; - - - $U_3 = 1 - U_d$; - · - M_{\min} .

В обоих вариантах минимальное значение массы будет находиться в области существования механизма до общего передаточного отношения $U \leq 55$.

Выше этого значения оптимальное значение будет находиться на границе области:

$$U_{\text{допт}} = \frac{U + 10}{11}. \quad (13)$$

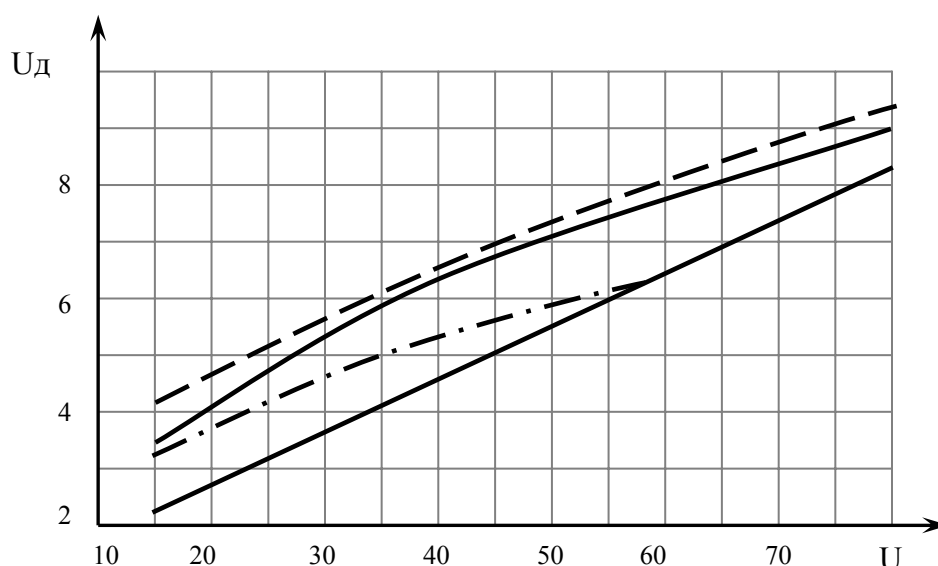


Рисунок 6 — Диапазон изменения оптимальных значений U_d с учетом изгибной прочности: $K_d=K_z=3$; $n_m=6$; — — — . $U_z=1-U_d$; — . — . M_{\min} .

Литература.

1. Кирдяшов Ю.Н., Иванов А.Н. Проектирование сложных зубчатых механизмов. Л. Машиностроение, 1973. 352 с.
2. Абрамов В.Т. Определение весовых и инерционных характеристик элементов планетарных передач. Теория механизмов и машин: Респ. межвед. науч.-техн. сб. Вып. 32.- Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьковском университете, 1982. с.85-87.
3. Ткаченко В.А. Абрамов В.Т., Коровкин М.Д. Проектирование планетарных механизмов, оптимальных по динамическим характеристикам: Учебн. пособие по курсов. и дипл. проектированию. Харьков: Харьк. авиац. институт, 1983.-110 с.

УДК 621.753

Мартынов А.П., Корчак Е.С., Туник Э.В.
Донбасская Государственная Машиностроительная Академия,
г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЗАИМОСВЯЗИ ПАРАМЕТРОВ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ КАЧЕСТВО СИЛОВЫХ ЗУБЧАТЫХ И ЧЕРВЯЧНЫХ ПЕРЕДАЧ

The analysis of assembleability of the toothed and worm gearings is shown and the recommendations of improvement of the heavy-duty drives assembly are given on the basis of calculation of the dimension chains and comparative evaluation of the standards.

Формирование в стране рыночной экономики означает, прежде всего, переориентацию производства на удовлетворение нужд и запросов потребителей, на решение проблемы качества и обеспечение конкурентоспособности продукции на базе внедрения в практику работы предприятий систем управления качеством с учетом стандартов ISO серии 9000.

Поскольку заключительной стадией пятого этапа «петли качества» по стандарту ISO 9004:2000 (с ним полностью гармонизирован стандарт ДСТУ ISO 9044-2001) является сборка, очень важно проанализировать факторы, определяющие качество сборки изделия.

Заданные точностные и эксплуатационные параметры собираемых изделий достигаются отклонениями, возникающими вследствие накопления линейных и угловых погрешностей в цепи размеров сопрягаемых деталей, а также под влиянием усилий закрепления, перераспределения внутренних остаточных напряжений и т.д.

Суммирование этих погрешностей, например, при сборке крупных изделий зачастую приводит к недопустимым отклонениям отдельных параметров точности. В результате в сборочном процессе появляются «нетехнологические» пригоночно-доводочные работы. Все это резко повышает трудоемкость изготовления изделий и снижает качество сборки узлов [1].

Для определения степени влияния погрешностей на достижение конечного точностного параметра важно установить структуру суммарной погрешности зубчатой передачи, т.е. долю всех составляющих.

На рисунке 1, а показана построенная на основе этого секторная диаграмма при расчете точности вероятностным методом.

Для сравнения построена такого же вида диаграмма (рисунок 1, б), показывающая степень влияния составляющих на суммарное пятно контакта, если расчет производит методом максимума-минимума, т.е. в случае гипотетического достижения точности сборки по принципу полной взаимозаменяемости.

Как видно из диаграммы, доминирующее влияние на точность сборки крупных зубчатых зацеплений оказывают погрешности направления зубьев – их доля в общем балансе точности сборки составляет около 60% при расчете по вероятностному методу и около 40% при расчете по методу максимума-минимума.

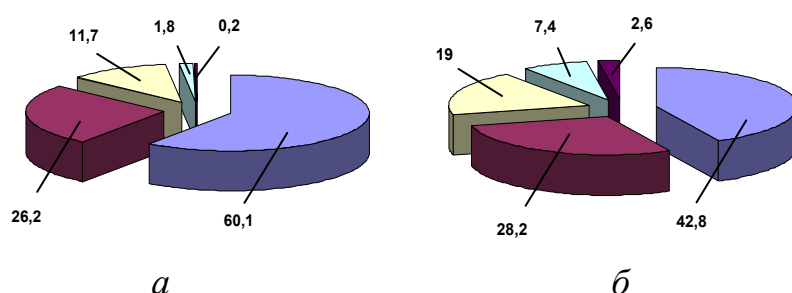


Рисунок 1 – Структура суммарной погрешности сборки зубчатой пары при расчете размерной цепи вероятностным методом (а) и методом максимума-минимума (б):

1 – погрешность направления (осевых шагов) зубьев; 2 – перекося осей отверстий в корпусе; 3 – погрешности подшипников; 4 – непараллельность осей отверстий в корпусе; 5 – отклонение от соосности.

Согласно ГОСТ 1643-81 для каждой степени точности зацепления требуемая величина суммарного пятна контакта является величиной постоянной (например для 7-й степени – 60%, для 8-й степени – 50% и т.д.). Однако при этом допустимая величина "угла неприлегания" зубьев с увеличением ширины зубчатого венца, т.е. размеров зубчатой передачи уменьшается. На рисунке 2 показаны построенные зависимости этого параметра от габаритов передачи для 7-й и 8-й степени точности.

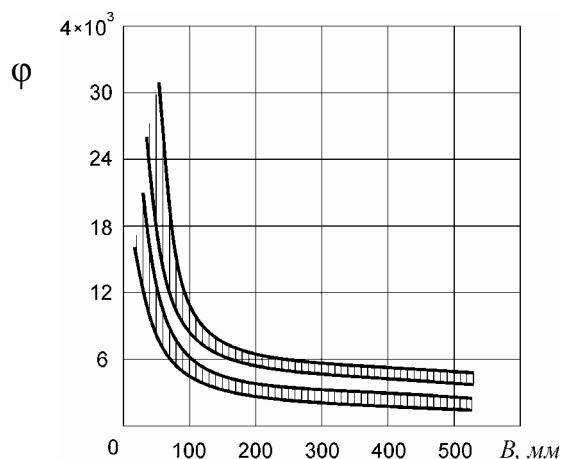


Рисунок 2– График изменения допусковых отклонений угла неприлегания зубьев цилиндрических передач 6-й (верхняя зона) и 8-й (нижняя зона) степеней точности по ГОСТ 1643-81

Одним из важнейших параметров сборки конической зубчатой передачи является обеспечение межосевого угла по ГОСТ 1758-81: допуски E_{Σ} на этот параметр с увеличением среднего конусного расстояния R расширяются.

Однако если рассмотреть не линейный параметр, а угловой (E_{Σ}/R), то окажется, что допустимые погрешности относительного положения зубьев конических колес с увеличением габаритов уменьшаются. Это видно из графиков на рисунке 3, где показаны построенные нами зависимости допусковых величин E_{Σ}/R от среднего конусного расстояния R для сопряжений D и B и угла делительного конуса шестерни от 15 до 25° (здесь и далее пилообразный характер кривых обусловлен нормированием в рассматриваемых стандартах показателей точности по интервалам размеров).

Аналогичные результаты получим, если проанализируем зависимость относительных величин предельных отклонений межосевого расстояния f_{ar} от среднего конусного расстояния R в конических передачах, а также характер изменения технических требований к сборке червячных цилиндрических и червячных глобоидных передач (соответствующие кривые имеют такой же вид).

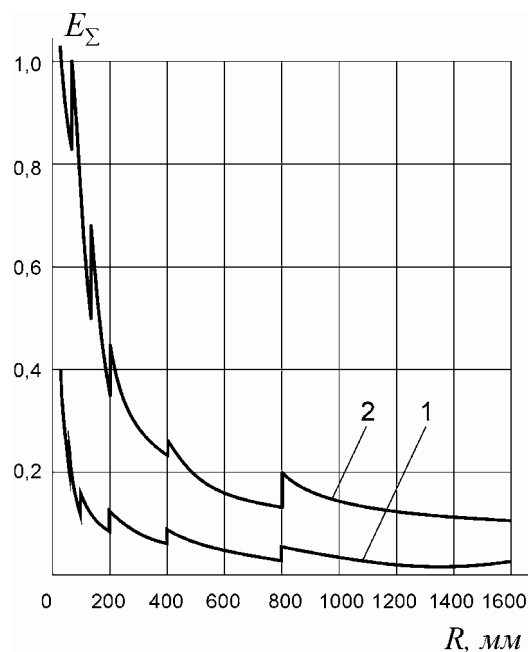


Рисунок 3 – Графики изменения допусковых отклонений межосевого угла в ортогональной конической передаче для сопряжений D (кривая 1) и В (кривая 2) по ГОСТ 1758-81

Что же касается суммарного пятна контакта, то хотя допусковые относительные размеры его в процентах, как видно из стандарта, одинаковы для любых габаритов, требования к точности сборки передачи по этому параметру (аналогично цилиндрическим зубчатым передачам) ужесточаются, если рассматривать не линейные, а угловые параметры.

Следовательно, для всех видов передач (цилиндрических, конических, червячных) требования к точности сборки с увеличением их размеров ужесточаются.

Вместе с тем, как показывает анализ ГОСТ 2110-93 [5] и ГОСТ 11576-94, соответствующие допуски на точность горизонтально-расточных станков, на которых обрабатываются отверстия корпусов, с увеличением диаметра расточного шпинделя и габаритов станка не только не снижаются, но по многим параметрам даже расширяются.

Следовательно, из-за ужесточения требований к относительному расположению зубчатых и червячных колес с увеличением габаритов передачи и одновременного снижения точности станков, используемых для обработки корпусов, в крупных зубчатых и червячных передачах значительно труднее обеспечить необходимую точность сборки.

Таким образом, для повышения точности изготовления крупных зубчатых и червячных передач необходимо повышение точности колес по параметрам, определяющим расположение зубьев относительно оси отверстий колес, а также применение методов и средств конструктивной и технологической компенсации погрешностей деталей передач (т.е. использование не полной взаимозаменяемости, а одного из двух методов компенсации погрешностей составляющих звеньев – сборку с регулированием или сборку с использованием компенсирующих материалов).

Дальнейший анализ собираемости зубчатых передач выполняли на основе расчетов размерных цепей нескольких конструкций крупных цилиндрических редукторов.

Сравнение полученных значений допуска замыкающего звена с величинами перекоса (зазора неприлегания), обеспечивающими требуемое суммарное пятно контакта зубьев, подтверждает вывод о том, что изготовление зубчатых передач в пределах допусков не гарантирует достижение требуемого пятна контакта. Более того, величина перекоса, рассчитанного при условии изготовления составляющих звеньев в соответствии с требованиями, например, 4-й степени точности, превышает те его значения, которые обеспечивают получение суммарного пятна контакта по нормам 7-8-й степеней точности. Следовательно, ужесточение допусков и дальнейшее повышение точности обработки деталей редуктора до технически достижимых пределов не всегда гарантирует обеспечение требуемой точности контакта зубьев.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы.

Для обеспечения качества сборки силовых передач необходимо, прежде всего, на основе расчетов сборочных размерных цепей оценить возможность достижения требуемой точности по принципу полной или неполной взаимозаменяемости.

Если необходимая точность обработки поверхностей детали передачи выше экономической или технически достижимой на предприятии (вероятность этого явления повышается с увеличением габаритов передачи), следует использовать технологическую или конструктивную компенсацию.

Технологическая компенсация погрешностей изготовления и сборки передач может быть достигнута за счет того, что одно из составляющих звеньев размерной цепи делают компенсирующим (которое и позволяет

поглотить погрешности остальных составляющих звеньев. Такими звеньями при изготовлении цилиндрических передач могут быть погрешности направления зубьев шестерни или погрешности относительного расположения осей отверстий в корпусе редуктора.

Требуемую величину компенсации можно определить в результате контрольной сборки на специальных стендах, позволяющих путем регулирования относительного расположения узлов валов добиться необходимых точностных параметров в зубчатом зацеплении, после чего можно устанавливать соответствующее этому относительное положение осей отверстий корпуса или необходимый угол необходимый наклона зубьев шестерни.

Для конструктивной компенсации могут быть использованы: для цилиндрических передач – эксцентричные стаканы-опоры подшипников или поворот друг относительно друга колец подшипников, а для конических и червячных передач – наборы эксцентричных втулок в сочетании со втулками, оси отверстий и наружных поверхностей которых пересекаются, например [3, 4]. В некоторых случаях, на наш взгляд, не исключается также возможность использования последнего из упомянутых выше видов сборки – с применением компенсирующих материалов путем введения самополимеризующейся пластмассы в специально предусмотренный зазор между подшипниками одного из валов и отверстиями в корпусе после контрольной сборки на вышерассмотренном стенде с достижением требуемой точности зацепления.

Литература.

1. Жабин А.И., Мартынов А.П. Сборка изделий в единичном и мелкосерийном производстве. - М.: Машиностроение, 1988.-184с.
2. Палей М.А., Романов А.Б., Брагинский В.А. Допуски и посадки: Справочник: в 2ч. – 8-е изд. перераб. и доп. – Сб.: Политехника, 2001.
3. №544801, УДК 62183338 (088.8) Коническая передача – С.А. Певзнер, А.П. Мартынов, А.В. Солод (СССР) - № 2049250/28; Заявлено 02.04.74; опубл. 30.01.77, бюл. №4. – 3с.
4. № 245510, СССР, МПК F16n. Червячная передача / Е.И. Калачев (СССР). – 1223991 / 25-28; Заявлено 11.03.68; опубл. 04.06.69, бюл. №10. – 2с.
5. ГОСТ 2110-93 (ISO 3070-1-87). Станки расточные горизонтальные с крестовым столом. Нормы точности. Введ. 01.07.2000 – М.: Изд-во стандартов, 1993. – 14с.

УДК 621.9.06

Пономарев Л.Д.

Донбасский институт техники и менеджмента, г. Краматорск, Украина.

ДИАГНОСТИРОВАНИЕ – КАК СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД К УПРАВЛЕНИЮ

Системный подход – это философия управления, метод превращения сложного в простое, восхождение от абстрактного к конкретному. Характерными чертами системы являются:

- Интеграция научных знаний, рост числа междисциплинарных проблем, их комплексность и необходимость изучения в единстве технических, экономических, социальных, психологических, управленческих аспектов;

- Усложнение решаемых проблем и объектов;
- Рост числа связей между объектами;
- Динамичность изменяющихся ситуаций;
- Усиление машино-человеческого фактора в управлении и т.д.

Перечисленные черты вызывают неизбежность применения системного подхода, поскольку только на его основе можно обеспечить качество управленческого решения и его реализацию. Системный подход это методология исследования объектов как систем. Система в общем виде состоит из двух составляющих: 1) высшее окружение, включающее вход и выход системы, связь с внешней средой, обратную связь; 2) внутренняя структура – совокупность взаимосвязанных компонентов, обеспечивающих процесс воздействия субъекта управления на объект, переработку входа в выход и достижения целей системы.

В исследованиях, связанных с системным подходом, общепринято рассматривать объект комплексно, от макроуровня до микроуровня [1]. Выделяют четыре уровня системного исследования:

- анализ объекта и определение иерархической структуры, т.е. выделение уровней, элементов, взаимосвязей между ними;
- формализация объекта и его элементов, принятие различных упрощений с целью получения математического описания;
- реализация математического описания с использованием вычислительных средств и прикладных программ;

- идентификация математических моделей, т.е. установление степени соответствия результатов, полученных на модели и на реальном объекте.

При системном анализе такого объекта как тяжелый металлорежущий станок (ТМС) следует выделять несколько уровней иерархии, между которыми существуют отношения соподчиненности: системный, алгоритмический, компьютерный, технологический. Постулируется, что все они имеют одинаковую трех уровневую организационную структуру.

Низший уровень – технологический - составляют единицы технологического оборудования. Особенность технологического уровня заключается в том, что здесь осуществляется обмен объекта (ТМС) с внешней средой материалами, здесь описываются базовые технологические процессы, обеспечивающие изготовление продукции.

Второй уровень представляют вычислительные машины, с помощью которых протекают все информационные процессы. На компьютерном уровне осуществляется обмен объекта информацией с внешней средой, а в конечном счете – выполнение всех технологических процессов, так как на компьютерном уровне элементы технологического уровня суть ничто иное, как технологическая периферия вычислительных машин.

Элементами третьего уровня – алгоритмического-являются алгоритмы, которые в большей части хранятся в памяти компьютера в форме программ на алгоритмических языках. Часть алгоритмов представляется в виде инструкций для персонала объекта.

Информационный уровень – высший уровень предложенной схемы абстракции, поэтому его называют системный уровнем, а модель – некоторой системной моделью объекта в целом. Модель любого другого уровня рассматриваются как часть общей системы.

Если на технологическом уровне основой системного анализа являются законы элементарных технологических процессов (операций), на компьютерном уровне рассматривают аспекты аппаратурной реализации выполнения технологических операций и операций по переработке информации, способов ее получения и передачи, то на системном уровне имеют дело с определением комплексных целей и общим методом оценки качества моделей на нижестоящих уровнях, с анализом главных структурных и функциональных характеристик взаимодействия таких моделей с внешней средой. На этом уровне анализируют все экономические и социальные вопросы, задают главные проектные ограничения по конкретным условиям.

Система технологической диагностики ТМС слабо подходит [2] рассмотренной выше концепции моделирования. Действительно алгоритм не является строго математическим понятием, поэтому выделение алгоритмического уровня в качестве самостоятельного не является оправданным и повлечет теоретические затруднения. Кроме того, практика показала, что примерно половина общих затрат на создание автоматизированного производства составляют затраты на разработку аппаратуры сопряжений и программного обеспечения связи, а также на монтаж линий связи при реконструкции и модернизации объекта. Таким образом, для решения задач диагностирования необходимо теоретически обосновывать новую концепцию моделирования.

Существующие концепции построения систем технической диагностики основаны на тестовых методах диагностирования ЭВМ, ВА, на математических моделях и методах изучения динамических систем.

Для решения, основной задачи технической диагностики - определения состояния технической системы - в существующих методах теоретическим фундаментом считается теория распознавания образов [3], которая все методы распознавания делит на две большие группы: детерминированные и стохастические.

В детерминированных методах решение о принадлежности распознаваемого явления к одному из классов принимается по результатам вычисления некоторой функции расстояния от этого изображения до, эталонных классов в пространстве измеряемых признаков. За основу построения классифицирующего правила берется некоторая мера расстояния между векторами - точками векторного пространства, в качестве метрики используется евклидово расстояние. Для оценки близости векторов используются и другие показатели.

Главное достоинство детерминированных методов ~ простота их алгоритмической и технической реализации. Они применяются в основном тогда, когда по доступной для анализа информации точно устанавливаются границы областей, принадлежащих разным классам, причем эти области не пересекаются между собой, и, значит, между ними могут быть построены разделяющие гиперплоскости. Однако при соответствующем выборе признаков эти методы используются даже тогда, когда области классов представляют собой пересекающиеся множества изображений.

Статистические методы основаны на построении классифицирующего правила, обеспечивающего в среднем наименьшую вероятность

ошибочного решения при распознавании или наименьшее значение некоторой функции потерь. В качестве исходных данных для построения классифицирующего правила используются плотности распределения вероятностей для всех классов распознаваемых состояний. Оценка плотностей - основная проблема применения статистических методов распознавания. Среди методов этой группы наиболее распространенным является метод Байеса - метод построения классифицирующего правила на основе элементарной теории статистических решений [4]. Среди других методов следует выделить последовательный (метод последовательной проверки гипотез) и игровой методы.

Основное преимущество статистических методов распознавания заключается в возможности использования диагностических признаков различной физической природы, поскольку в расчетных формулах используются не значения этих признаков, а вероятности их появления в различных классах состояний объекта. При построении решающих правил, минимизирующих средние затраты при распознавании, в ряде работ считается достаточным вычислить для каждого класса некоторую вероятностную меру, например, вероятность появления состояний данного класса. Однако при этом требуется задать показатели, характеризующие затраты на выполнение каждого шага распознающей процедуры. В настоящее время развивается новый подход к распознаванию, использующий понятия формальных языков. В рамках такого подхода разрабатываются различные методы, называемые структурными или методами синтаксического преобразования [5]. Основным аппаратом этих методов служит аппарат математической лингвистики, т.е. теория формальных грамматик.

Замечено [6], что распознавание образов в современном состоянии представляется плохо развитой формальной теорией по следующим причинам:

1. Отсутствие сколь-нибудь развитых представлений о постановке и решения задач распознавания образов, в т.ч. эффективности этих процедур.
2. Неудачное ограничение содержания теории распознавания образов, в т. ч. организации образов из матриц «Эмпирические объекты – свойства - отклонения».
3. Неправильный выбор идеала для теории распознавания, в т. ч. связанный с оптимизационными утверждениями, со стабильно

фиксированным узким классом математических моделей, ограниченных теоремами единственности и предельности.

Разрабатывая систему диагностирования гибкого производственного модуля, приходится сталкиваться со сложностью его описания соответствующей математической моделью, сложностью структуры, наличием большого числа обратных связей, вероятностным характером воздействия внешних факторов. Различие в структуре объекта, организации информационного обмена между элементами модуля, принципиальных и конструктивных схем, долговечности и других признаков требует для их описания и различного математического аппарата (обыкновенные дифференциальные уравнения, уравнения в частных производных, разностные уравнения на детерминированной и стохастической основе, конечные автоматы, сети Петри и другие типы моделей). В итоге модель системы получается сложной и малоприспособленной для целей диагностирования, так как в ней не описан механизм появления отказов и их влияние на общую работоспособность объекта. Поэтому продолжается поиск такой методологии математического моделирования, которая бы учитывала возможность появления случайных отказов, имела высокий уровень абстракции и допускала хорошую формализацию процесса диагностирования.

Процесс математического моделирования включает следующие операции: представление изучаемого объекта как сложной динамической системы; расчленение изучаемой сплошной системы на подсистемы; анализ подсистем методом моделирования; построения комплексной математической модели системы в целом путем сопоставления результатов моделирования с экспериментальными данными.

Таким образом, реализация системного подхода к построению систем технического диагностирования станков приводит к необходимости созданию комплекса математических моделей элементов, взаимосвязь между которыми определяется принятой иерархической структурой [7]. Вопрос состоит в том, чтобы создать, используя формализованное описание системных элементов и средства вычислительной техники, программно-машинную систему диагностики, как совокупность взаимодействующих подсистем объединенных единством цели или общими целенаправленными правилами взаимоотношений.

Анализ существующих теоретических и экспериментальных работ приводит к следующим выводам:

1. Признается важным применение системного подхода к построению системы технической диагностики ТМС, однако методология такого подхода развита недостаточно.

2. Автоматизация диагностического процесса в значительной мере связана с применением методов теории распознавания образов, особенно методов обучения распознаванию, но слабое развитие теории допускает ограниченную область ее практического использования.

3. В известных теоретических работах не ставится задача выработки такой методологии, которая позволила бы с единых позиций разработать математическую модель предметной области системы технической диагностики.

4. Системные ограничения требуют построения математической модели с заранее предусмотренной возможностью к адаптации при изменяющихся производственных условиях.

5. Большой объем диагностических данных, длительный срок эксплуатации ТМС и необходимость малолюдной технологии требует применения типовой технологии сбора и обработки диагностических данных, основанной на ведении базы данных.

6. Практически не решена проблема количественных оценок диагностических признаков элементов машин и механизмов.

7. Статистические методы ограничиваются анализом стационарных процессов.

Литература.

1. Надежность и диагностирование технологического оборудования. -М.: Наука, 1987.
2. Пономарев Л.Д., Зелик В.П. Комплексная диагностика ГПС и станочных модулей. Сб. научных статей, вып.3, Краматорск, 1996
3. Дмитриев А.К. Распознавание отказов в системах электро-автоматики. – Л.: Атомиздат, 1988.
4. Биргер И.А. Техническая диагностика. –М.: Машиностроение, 1978.
5. Фу К. Структурные методы в распознавании образов. – М.: Мир, 1977
6. Юдин Д.Б. и др. Математические методы оптимизации устройств и алгоритмов АСУ. –М.: Радио связь, 1982
7. Проников А.С. Программный метод испытания металлорежущих станков. –М.: Машиностроение, 1985

УДК 3965.07-048Я88

Служенко С.Ю., Чудаков А.Д., Соловьев В.В.

**Кафедра технологии машиностроения, металлорежущих станков и инструментов
Российского университета дружбы народов
Россия 117198, Москва ул. Миклухо-Маклая д.6**

АНАЛИЗ КОНЦЕПЦИИ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ЛИНИИ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ТРУБ

Введение.

Конкурентоспособность предприятия при прочих равных условиях определяется соответствием промышленной информации рациональным технологическим требованиям. Необходим переход на обеспечение гарантированной воспроизводимости заданного потребителем (рынком) качества продукции с привлечением новых информационных технологий на всех влияющих на качество ступенях производства. Воспроизводимость можно обеспечить только при технически достаточном уровне информатизации и автоматизации по всей технологической цепочке.

До последнего времени основные подсистемы автоматизации промышленности: АСУП, включающая систему автоматизации управленческой, финансово-хозяйственной деятельности и АСУТП (система автоматизации технологических и производственных процессов) развивались обособленно и независимо друг от друга. Эти системы проектировались и создавались исходя из требований разных подразделений предприятия. Изначально они не были подчинены единым целям и задачам, оставались слабо связанными физически и информационно. Каждая система традиционно строилась по своим внутренним законам. Ситуация осложнялась еще и тем, что каждая из систем часто реализовывалась на основе различных аппаратных, программных и информационных стандартов.

Только в АСУТП наиболее часто используемых стандартов на техническое, программное обеспечение и промышленные сети насчитывается более десятка. Кроме того не все решения были полностью открытыми, то есть допускающими использование в рамках одной системы разнотипного оборудования. Аналогичная ситуация создавалась и при внедрении систем других уровней.

То есть системы создававшиеся без комплексного плана, под требования различных подразделений, участков и процессов, не связанные между собой информационно не давали той эффективности, какой ожидали заказчики и исполнители.

Существующей информации на уровне АСУП недостаточно для принятия оптимальных управленческих решений. Для серьезного анализа необходимо

иметь данные по технологическим процессам, информацию по качеству и по надежности оборудования. Данные технологических процессов должны учитываться при выработке управляющих решений. Для обеспечения оперативного управления руководству цеха необходимы оперативные данные о ходе производства в реальном масштабе времени.

На современном этапе развития средств автоматизации и информационных технологий складываются новые пути реализации управления и информатизации производственных процессов.

Во-первых идет процесс сближения стандартов и средств сопряжения (интерфейса) различных аппаратных и программных средств автоматизации, используемых в рамках одного уровня автоматизации, так и при связи одного уровня с другим.

Во-вторых происходит бурное развитие Интернет-технологий и их все более глубокое проникновение во все уровни систем автоматизации. Это дает возможность использовать принципиально новые возможности для взаимодействия пользователей с автоматизированной системой управления. Руководитель высшего звена, мастер и оператор агрегата могут самостоятельно запрашивать и получать необходимую им информацию.

То есть разделение автоматизированных систем управления цехом на автономные функционирующие части АСУП и АСУТП на настоящем этапе развития преодолевается на техническом, программном и информационном уровнях.

Интеграция АСУТП и АСУП позволит автоматизации стать реальной производительной силой и охватить весь цех в целом, от технологгов-операторов до руководства. Только при функционировании цеха в едином информационном пространстве возможно оптимальное управление технологическими процессами и производственной и финансовой деятельностью.

Автоматизированная система управления технологическим процессом.

Предлагаемая концепция автоматизированной системы управления должна обеспечить решение следующих основных задач управления технологическим процессом производства труб:

- автоматизация технологических операций, выполняемых на линиях и агрегатах цеха;
- обеспечение технологического персонала необходимой информацией о режимах работы агрегатов и механизмов;

обеспечение инженерно-технических работников, руководства цеха и технических служб завода необходимой информацией о процессе производства и качестве труб.

В результате выполнения этих функций система автоматизации обеспечит необходимый уровень воспроизводимости технологических процессов, что даст возможность выпуска труб в соответствии с требуемыми стандартами качества.

Автоматизированная система управления технологическим процессом должна быть выполнена как 2-х уровневая система.

Нижний уровень - включает датчики для сбора информации о ходе технологического процесса, электроприводы и исполнительные гидравлические и пневматические механизмы. Информация с датчиков, ключей и кнопок управления пультов операторов поступает в программируемые логические контроллеры (ПЛК), которые выполняют следующие функции:

- сбор и обработку информации о параметрах технологического процесса;
- управление электроприводами, гидро- и пневмоприводами (управление исполнительными механизмами);
- обработка задач автоматического управления;
- передача данных о технологическом процесс на второй уровень системы АСУТП и обмен информацией с другими системами нижнего уровня.

Второй уровень системы автоматизации технологических процессов должен выполнять следующие функции:

- прием информации о контролируемых технологических параметрах от контроллеров нижнего уровня;
- хранение и архивацию получаемых данных с возможностью последующей обработки и анализа;
- графическое и текстовое представление информации о ходе технологического процесса;
- графическое представление архивной информации;
- регистрация событий, связанных с контролируемым технологическим процессом и действиями персонала;
- оповещение эксплуатационного и обслуживающего персонала об обнаруженных аварийных событиях, связанных с контролируемым технологическим процессом; формирование сводок и отчетных документов на основании архивной информации; обмен данными с автоматизированной системой управления завода;
- предоставление технологической и технической информации на web-серверах цеха.

То есть второй уровень АСУ ТП осуществляет сбор информации о технологическом процессе, обеспечивает информацией технологический персонал, сохраняет историю процесса и предоставляет необходимую информацию специалистам технических служб и руководителям цеха.

Взаимодействие между первым и вторым уровнями реализуется коммуникационной подсистемой и поддерживается программно-техническими средствами обоих уровней.

Обоснование применения Web-технологий в АСУТП.

С целью совершенствования доступа к технологической информации в проекте предлагается использовать Web-технологии. Информация о ходе технологического процесса будет доступна на рабочих местах специалистов технических служб и руководителей цеха и завода.

Достоинства использования Web-технологий заключаются в следующем:

1. Используя программу Web-навигатор, пользователи получают максимально унифицированный интерфейс для доступа к информации расположенной на цеховых Web-серверах. Эта программа универсальна и обеспечивает доступ к любой информации, пользователь должен быть обучен работе только с одной программой.
2. Web-технология опирается на наиболее естественный для человека способ получения необходимой ему информации (доставка информации по инициативе потребителя).
3. Предоставляется универсальный, естественный, интуитивно ясный инструмент для доступа к информации.
4. Имеются широкие возможности для интеграции информационных ресурсов.
5. Расширение сервисов, модификация системы не требует изменения программного обеспечения и аппаратных средств на рабочих местах и обучения пользователей новым программ.
6. Применение Web-систем позволяет осуществить доступ к технологической информации, используя локальную сеть АБК цеха и сеть завода.
7. Возможность использования широкой гаммы Internet оборудования и офисных компьютеров в дополнение к средствам человеко-машинного интерфейса (НМГ).
8. Используется доступное недорогое программное и аппаратное обеспечение

Технические и программные средства реализации АСУТП. Обоснование применения аппаратно-программных средств компании SIEMENS.

Для реализации систем управления и автоматизации первого и второго уровней АСУ ТП цеха предлагается использовать аппаратно-программные средства производства SIEMENS.

Выбор оборудования SIEMENS определяется следующими факторами:

1. Фирма SIEMENS производит полный спектр средств промышленной автоматизации. Стратегия фирмы - полностью интегрированная система автоматизации, обеспечивающая абсолютную идентичность процессов программирования, проектирования, связи и сохранения данных. Выполняется техническая поддержка потребителей своей продукции в России.
2. Оборудование фирмы SIEMENS соответствует международным стандартам. Используется открытая сетевая архитектура, что позволяет наращивать информационные мощности оборудования без коренной переделки, обеспечивает сохранение инвестиций. Оборудование надежно в работе, может работать в широком температурном диапазоне и в условиях промышленной среды. Поддерживается совместимость вновь разрабатываемого оборудования с выпускаемым ранее.
3. В настоящее время находится в эксплуатации следующие системы автоматизации выполненные на оборудовании SIEMENS:
 - управление линии антикоррозийных покрытий (контроллеры S-300);
 - станки обработки железнодорожных колес (системы ЧПУ и ЛПК);
 - установка продувки аргоном мартеновской печи (ЛПК и средства визуализации).
4. В Управлении автоматизации производства и СПУ предприятия работают обученные специалисты по обслуживанию и ремонту оборудования SIEMENS. Применение единой системы средств автоматизации на предприятии дает возможность создать централизованную службу по обслуживанию и ремонту оборудования АСУ ТП.

Это позволит снизить цеховые затраты на запчасти и не потребует большого штата специалистов для проведения работ по обслуживанию и ремонту средств автоматизации и управления в рамках завода.

Технические средства первого уровня.

SIMATIC S7-300 и SIMATIC S7-400 - модульные программируемые контроллеры, работающие с естественным охлаждением. Контроллеры включают в свой состав:

модули центральных процессоров. В зависимости от степени сложности решаемой

задачи могут быть использованы различные типы центральных процессоров;
модули ввода вывода дискретных и аналоговых сигналов с различными электрическими и временными параметрами;
коммуникационные процессоры для подключения к сетям PROFIBUS, Industrial Ethernet;
Интеллектуальные модули, способные самостоятельно решать задачи автоматического регулирования, позиционирования и обработки сигналов.

Контроллеры отвечают требованиям международных стандартов и имеют сертификаты Гостандарта России.

Программные средства первого уровня уровня.

STEP7 пакет программного обеспечения предназначен для конфигурирования, определения коммуникаций, программирования, тестирования и обслуживания, документирования и архивирования созданных проектов для программируемых логических контроллеров SIMATIC S7, M7, C7. Данный пакет является частью стандартных инструментальных средств, он может быть дополнен инжиниринговыми пакетами, облегчающими пользователю работу над сложными проектами.

Для создания программы пользователя, STEP7 использует редактор программ, содержащий следующие языки программирования, отвечающие стандарту DIN EN 6.11313: Statement List (STL); Ladder Diagram (LAD); Function Block Diagram (FBD). Для специальных задач могут использоваться дополнительные языки программирования или ориентируемые на технологию конфигурации. STEP7 содержит все пользовательские программы и все данные в блоках. Возможность вызова, внутри одного блока других блоков, как если бы они были подпрограммами, делает возможным структурирование программы пользователя. Это значительно увеличивает организационную ясность, постижимость и легкость сопровождения программ PLC.

Программаторы Siemens.

В рамках одного программатора есть все, что необходимо для проектирования, программирования, тестирования и наладки систем автоматизации SIMATIC. В объеме поставки программаторов PG 720P, PG 740 и PG 760 содержится программное обеспечение STEP 5. STEP 7-Micro и STEP 7, а также полный набор требуемых программных и аппаратных интерфейсов и соединительных кабелей.

Программаторы представляют собой полноценные IBM-совместимые персональные компьютеры, работающие под управлением операционной системы WINDOWS, однако, их приспособленность к суровым условиям реального производства дает им несомненное преимущество перед обычными PC. Их отличает наличие дополнительных интерфейсов для связи с промышленным оборудованием (TTY, RS485) и интерфейсов для программирования модулей (EPROM/EEPROM) и карт (Flash-EPROM) памяти. А так же все программаторы протестированы на совместимость с работающим на них программным обеспечением.

Технические средства второго уровня.

Для реализации человеко-машинного интерфейса (HMI) предлагается использовать: текстовые панели для отображения оперативных сообщений и текущих значений технологических параметров;

панели операторов, промышленные PC совместимые компьютеры для отображения графической информации о технологических параметрах, оперативных и аварийных сообщений, а также для изменения параметров настройки систем.

Для доступа к технологической информации на рабочих местах инженерно-технических работников служб цеха должны использоваться офисные PC совместимые компьютеры.

Программные средства второго уровня.

Инструментальные средства программирования панелей оператора SIMATIC HMI ProTool/Pro для TD/OP/TP и PC

Современные концепции автоматизации создают серьезные требования к визуализации процессов. Данные процесса должны представляться быстро и в ясной и понятной форме. Кроме того, увеличиваются требования к архивированию данных. Поэтому необходимо архивировать данные процесса еще на машинном уровне.

Новая, базирующаяся на PC HMI система SIMATIC ProTool/Pro отвечает этим требованиям. Она работает под Microsoft Windows 95/NT 4.0. ProTool/Pro состоит из мощного программного обеспечения Runtime и пакета конфигурирования SIMATIC ProTool/Pro Configuration. SIMATIC ProTool/Pro Configuration охватывает опробованные функциональные возможности Pro Tool, ProTool/Lite и дополняет их программным обеспечением базируемым на PC Runtime и обладающим малым временем реакции. Может использоваться для визуализации установок в качестве односторонней системы. SIMATIC ProTool/Pro Runtime обеспечивает следующее:

® Дружественный процесс визуализации с широким выбором стандартных полей ввода - вывода, областей, графиков, векторных графических, а также динамических атрибутов.

® Интегрированная система обмена сообщениями в Архивирование сообщений и данных процесса. Visual Basic для функций пользователя в Стандартные интерфейсы к SIMATIC S5 / S7 и контроллерам других производителей

При помощи SIMATIC ProTool/Pro Configuration могут быть сконфигурированы: текстовые дисплеи, панели оператора, сенсорные панели SIMATIC и ProTool/Pro Runtime для PC.

Simatic WinCC.

Система WinCC - открытая масштабируемая SCADA система. Система работает на базе Windows. Обмен данными с Windows приложениями осуществляется при помощи механизмов DDE, OLE, ODBC/SQL. Система поддерживает спецификации обмена данными Modbus Serial, Industrial Ethernet, Profibus DP/FMS.

WinCC предназначена для работы в клиент-серверной архитектуре. Система может поддерживать до 6 WinCC серверов в одном проекте и позволяет обслуживать до 16 мультиклиентов.

В WinCC 5.0 возможен просмотр технологических данных через Web с помощью браузера. То есть имеется возможность создания дополнительных клиентских станций.

Промышленные сети цеха.

В реализации обмена информацией между компонентами и структурам системы автоматизации технологического процесса предлагается использовать решения компании SIEMENS на основе PROFIBUS и Industrial Ethernet. Эти системы соответствуют международным стандартам, используется в промышленных условиях и открыты для применения изделий других фирм производителей средств автоматизации.

Литература.

1. Михайловский М. А. Беляков А. А. Модернизация систем ЧПУ станков с помощью переносного DNC-терминала //Привод и управление.2000. № 3. с 33-35
2. Сетевой комплекс ПрИС // <http://www.vaz.ru/vaz/elab>.
3. Контрольно-измерительные приборы : Каталог FL01-2000. [www.siemens.ru /ad/as](http://www.siemens.ru/ad/as)

Раздел 3 Технология и качество обработки

УДК 621.924

Петраков Ю.В., Субин А.А.
кафедра технологии машиностроения ММИ НТУУ „КПИ”.
Украина, 252056 Киев, пр.Победы, 37

ОПТИМАЛЬНЕ УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСОМ ШЛІФУВАННЯ ГВИНТОВОЇ КАНАВКИ

Process of grinding an internal screw flute sharply differs from typical finishing operations; therefore the problem of management of the given process is an actual scientific and technical problem. The considered features have allowed to develop algorithm of the optimum law construction for cross submission management and to realize it as the applied program.

Процес шліфування внутрішньої гвинтової профільної канавки характеризується наступними особливостями: мала жорсткість технологічної системи; шліфування виконують за декілька проходів; нерівномірне зношування формоутворюючої поверхні шліфувального круга; специфічні умови різання, що полягають у нелінійному зв'язку між поперечною подачею і швидкістю зняття припуску по периферії круга. За цими особливостями процес шліфування гвинтової канавки гайки відрізняється не тільки від типових процесів шліфування непрофільних поверхонь, але й від аналогічного процесу шліфування гвинтової канавки гвинта, який значно більше досліджений [1].

За традиційною побудовою технологічного процесу обробку ведуть з постійною величиною поперечної подачі на прохід, величина якої визначається на практиці дослідним шляхом за умови отримання необхідних параметрів якості. Поверхневий шар профілю канавки деталі утворюється на останніх проходах під час виходжування – шліфування без поперечної подачі. Такий процес має значний машинний час і не може вважатися оптимальним.

Таким чином, вирішення проблеми дослідження процесу шліфування гвинтової канавки гайок як у теоретичному аспекті, так і впровадження результатів у практику є актуальною науково-технічною задачею.

У відповідності до технологічної схеми операції (рисунк1) шліфування виконується фасонним шліфувальним кругом 1 , якому надається рух різання ω_k , а також повздовжня S_{noz} і поперечна S_n (на прохід) подачі. Повздовжня подача кінематично зв'язана з швидкістю обертання деталі $2 \omega_d$ за умови формоутворення гвинтової поверхні.

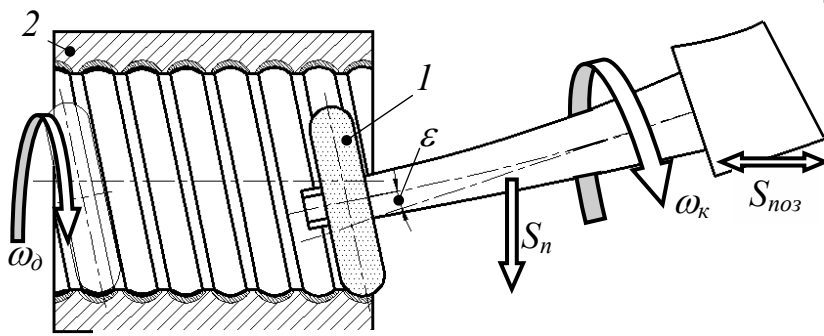


Рисунок 1 — Загальна схема багатопрохідного шліфування гвинтової канавки

Аналіз процесу показав, що у якості головного впливу, що управляється, необхідно прийняти поперечну подачу S_n на прохід, а задача оптимального управління може бути сформульована таким чином: знайти

закон управління поперечною подачею на прохід для всього циклу шліфування, який забезпечує максимальну продуктивність обробки при задовільненні всім вимогам за геометричною точністю і якістю обробленої поверхні.

Ураховуючи всі виявлені особливості процесу шліфування внутрішньої гвинтової канавки [2,3,4], поставлену задачу оптимального управління можна вирішити тільки на основі комплексної математичної моделі, яка дає апріорну інформацію для розрахунку відповідного закону управління поперечною подачею за кожним проходом.

Управління процесом обробки здійснюють в умовах забезпечення обмежуючих умов для отримання якісної деталі задовільної точності. Отже, для процесу внутрішнього шліфування в якості обмежень обирається забезпечення потрібної точності обробки і якості поверхні деталі [5], а управління здійснюється в межах граничного закону, який визначає максимальні можливі величини обраного параметра системи в залежності від величини припуску. Для процесу внутрішнього шліфування профільної гвинтової канавки параметром, що визначає як напруженість обробки, так і її продуктивність, є швидкість зняття припуску q [2,6]. Якість поверхневого шару деталі буде визначатись величиною припалів, а геометричну точність контролюють за допустимими пружними деформаціями шпинделя верстату [5].

Отже, перед розрахунком оптимального закону управління потрібно розрахувати граничний закон, який внаслідок зазначених особливостей обробки буде визначатись за відмінним від типових процесів внутрішнього непрофільного шліфування алгоритмом [7], що враховує нерівномірність розподілу припуску як по профілю канавки в межах одного проходу, так і на різних проходах (рисунок2). Перш за все визначаються масиви даних опису контурів заготовки і шліфувального круга з заданим дискретним кроком, і вирішується геометрична задача перетину цих масивів з поступовим утворенням масиву деталі після кожного проходу [2].

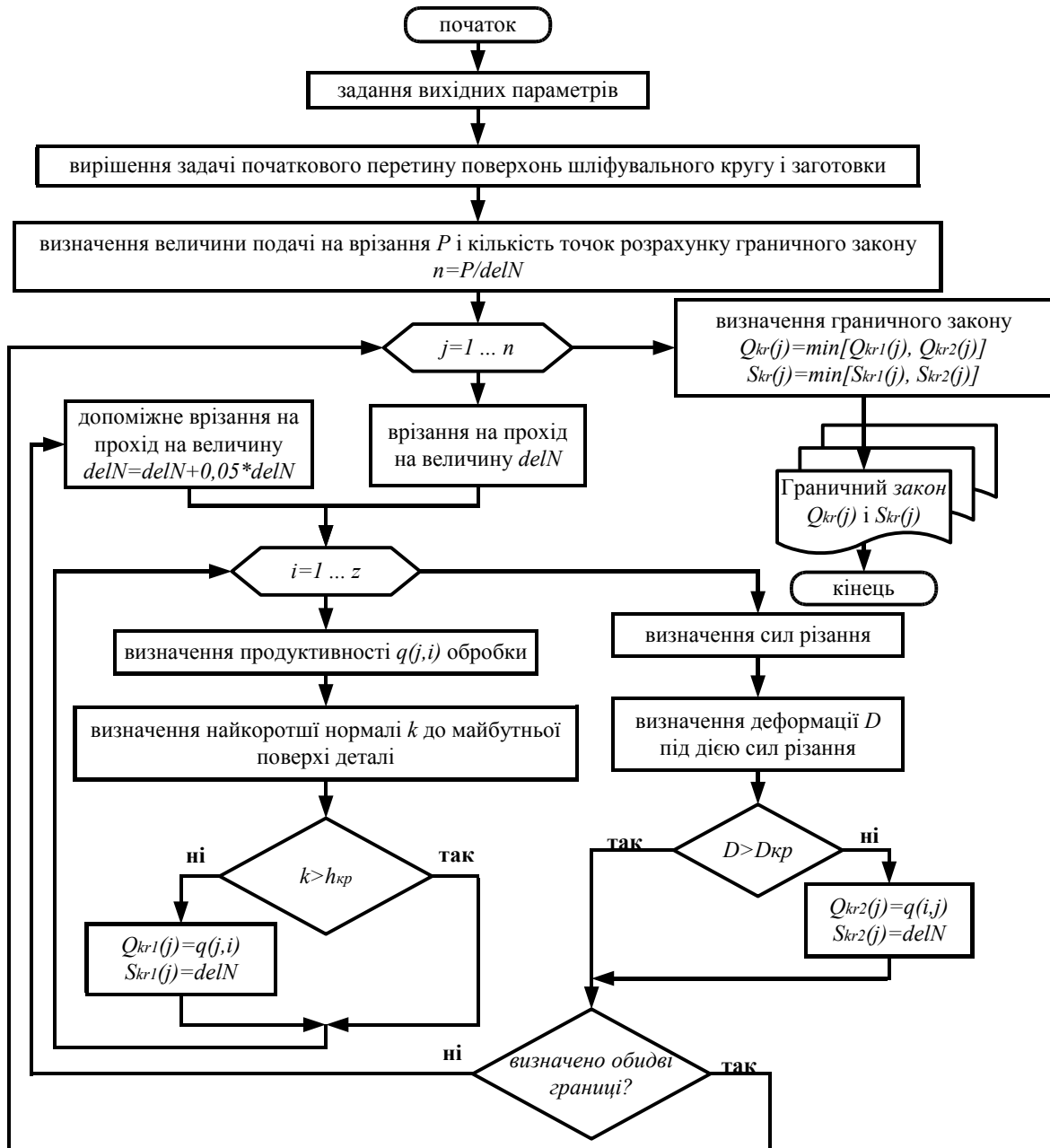


Рисунок 2 — Алгоритм визначення допустимої подачі

Наступним кроком є поділ повної величини подачі за цикл шліфування P на задану кількість точок n з визначенням в кожній величини обмежень як за припалами поверхневого шару, так і допустимої деформації для технологічної оброблюваної системи (ТОС). Тобто відбувається імітація зняття припуску за n проходів з величиною врізання для кожного $delN=0,01\text{мм}$. Після моделювання розраховується з визначеним кроком профіль деталі, поділений в свою чергу на z точок. Відповідно для кожного перетину розраховується величина припуску і швидкість зняття матеріалу $q(j,i)$ [6]. Такий підхід враховує не тільки нерівномірність припуску за

профілем канавки, але й його подальший вплив на утворення якісно-силових характеристик процесу обробки. Крім цього для кожного перетину визначається перпендикуляр до майбутнього контуру деталі k і порівнюється з величиною припалу за даної подачі, яка визначається як емпірична залежність [5]:

$$h_{кр} = a_1 \frac{dH}{dt} - a_2, \quad (1)$$

де a_1 і a_2 - емпіричні коефіцієнти .

Знайдені параметри для кожної точки профілю дозволяють розраховувати силу різання і величину D пружних деформацій ТОС. За встановленою максимально допустимою деформацією $D_{кр}$ ТОС і величиною k нормалі до контуру, поступово збільшують величину подачі до досягнення максимального значення швидкості зняття припуску без виникнення проблем жорсткості ($Q_{кр2}(j)$) і якості деталі ($Q_{кр1}(j)$) під час обробки, тобто її критичної позначки – границі, в межах якої і потрібно проводити шліфування. Фактична границя визначається як найменше значення:

$$Q_{кр}(j) = \min[Q_{кр1}(j), Q_{кр2}(j)], \quad (2)$$

Після виконання операцій визначення граничного закону, в алгоритмі передбачене моделювання обробки заданої поверхні.

Таким чином, в загальному випадку алгоритм моделювання необхідно будувати наступним чином. Після завдання величини подачі, потрібно порівнювати отриману продуктивність з граничною величиною, що визначена законом, і за необхідністю збільшувати чи зменшувати початкову величину подачі.

Однак, алгоритм отримання самого граничного закону вже має механізм збільшення величини подачі до підтримання максимальної продуктивності обробки при задовільних параметрах стану ТОС і якості поверхні - тобто до величин граничного закону. Отже, визначивши остаточну величину подач для кожної j -точки припуску, фактично отримується масив граничних подач, які забезпечують обробку з максимально допустимою продуктивністю:

$$S_{кр}(j) = \min[S_{кр1}(j), S_{кр2}(j)], \quad (2)$$

де $S_{кр1}(j)$ – масив подач граничної умови якості поверхневого шару; $S_{кр2}(j)$ - масив подач граничної умови допустимих деформацій ТОС.

Реалізація імітаційного моделювання процесу шліфування канавок проводиться на основі алгоритму визначення граничного закону з



Рис.3. Головна форма програми моделювання шліфування канавки гайки КГП

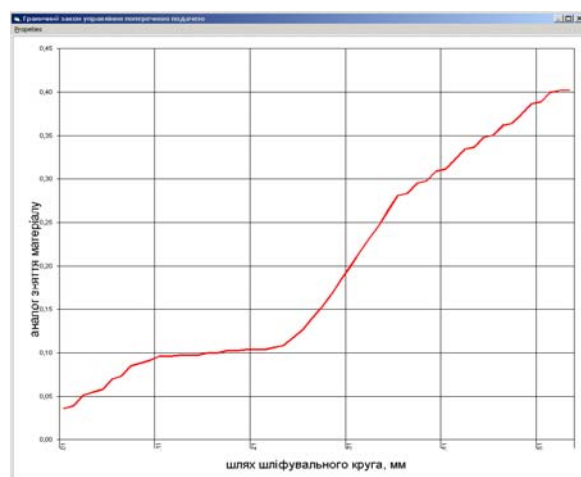


Рис.4. Граничний закон процесу шліфування канавки гайки КГП

центр круга	подача
0,54	0,366
0,53	0,366
0,52	0,356
0,51	0,345
0,50	0,334
0,49	0,324
0,48	0,313

Рис.5. Форма завдання даних моделювання шліфування

урахуванням особливості саме процесу обробки, тобто поступового багатопрохідного зняття припуску з урахуванням впливу пружних деформацій ТОС на реальне положення шліфувального круга і величину фактичного припуску, що знімається, який визначається за допомогою ітераційного метода [3]. Отже при моделюванні похибки, що викликані суттєвою нестаціонарністю ТОС, враховуються на кожному наступному проході, а розв'язок поставлених задач здійснюється на основі розроблених алгоритмів [2,3,4,7].

Реалізація даного алгоритму була зроблена за допомогою об'єктно-орієнтованої мови програмування *Visual Basic* в вигляді прикладної програми. На головній формі розташовано головне меню вибору вихідних умов та проведення моделювання (рисунок 3). Інтуїтивність інтерфейсу дозволяє легко ввести вихідні дані заготовки, інструменту, деталі і ТОС, обираючи відповідні пункти меню. Після цього, обираючи пункт меню «Граничний закон», користувач розраховує сам граничний закон згідно представленого алгоритму (рисунок 2) і отримує результати в вигляді

графіків залежності величини продуктивності від положення шліфувального круга, тобто фактично граничний закон управління поперечною подачею шліфування гвинтової профільної канавки гайки КГП, на екран ПЕОМ (рисунок 4).

Отримання граничного алгоритму є однією з початкових умов проведення самого моделювання процесу шліфування, яке здійснюється після вибору користувачем пункту меню **«Моделювання обробки → Провести моделювання»**. На екрані з'являється форма задання величини подачі на прохід для моделювання (рисунок 5), в якій користувач задає величину подачі на прохід, умови обробки і дає команду на розрахунок.

Після кожного проходу у відповідних текстових полях відображується інформація про стан ТОС, якто: положення шліфувального круга, його зношування, кількість проходів, час обробки (рисунок 5). На їх основі, а також використовуючи розрахований масив значень оптимальних подач, задається величина подачі на кожен наступний прохід. Крім цього, під час обробки на основі аналізу величини максимального зносу по периферії круга, значення якої відображається на формі, користувач може задати моделювання обробки з попередньою правкою шліфувального

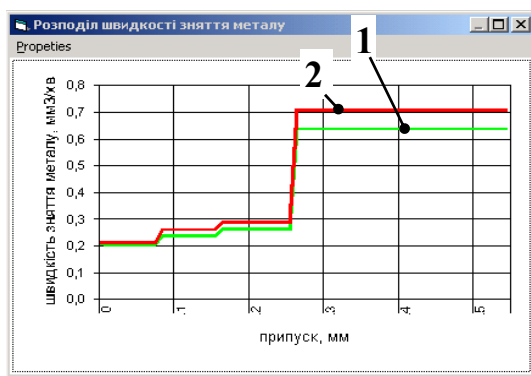


Рис.6. Зміна швидкості зняття припуску під час шліфування

круга, яка виправить профіль інструмента і зменшить похибку профілю канавки.

З метою зменшення часу розрахунку в даній програмі запропоновано відмовитись від класичного ітераційного процесу, що полягає в попередньому програмному циклі для встановлення сталих умов обробки, і наступного моделювання обробки по гвинтовій лінії. Кількість ітерацій, достатня для встановлення системи до сталого стану, має бути в межах 5...7 [3]. При виборі достатньої точності моделювання процесу шліфування гвинтової поверхні, система автоматично приводиться до сталого стану за час моделювання процесу шліфування одного витка різьби. Тобто замість попередніх ітерацій, вони фактично проводяться протягом моделювання безпосередньо процесу зняття припуску по гвинтовій лінії канавки. Крім зменшення часу розрахунку, така методика автоматично враховує можливі зміни стану ТОС внаслідок зменшення припуску протягом обробки при зносу профільної поверхні шліфувального круга.

Запропонована методика побудови алгоритму моделювання процесу шліфування профільної канавки гайки КГП дозволяє визначити алгоритм побудови ТП в вигляді значень подач для кожного з проходів (рисунок 6, Б) і необхідність профілювання інструменту перед проведенням певного проходу. Якість і точність профілю канавки забезпечується моделюванням в межах граничного закону, тобто величина швидкості зняття матеріалу під час обробки (I на рисунок 6, А) не перевищує граничних значень протягом всього циклу шліфування (2 на рисунок 6, Б). Крім того, скорочення часу обробки внаслідок завдання максимально допустимих подач і проведення обробки без етапів виходжування, значно підвищує продуктивність як процесу шліфування канавки, так і виготовлення гайки в цілому.

Розроблений алгоритм і прикладна програма дозволяють автоматизувати технологічну підготовку процесу шліфування гвинтових канавок КГП, визначити оптимальний закон управління поперечною подачею на протязі усього циклу шліфування і підвищити продуктивність операції в $1,8 \dots 2$ рази.

Література.

1. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей .- М.: Машиностроение, 1980.- 118 с.
2. Петраков Ю.В., Субін А.А. Математична модель шліфування внутрішньої гвинтової канавки пари кочення // Вестник Национального технического университета Украины «КПИ» / Машиностроение, 1999. –№37. –С.63–68.
3. Урахування пружних деформацій ТОС при імітаційному моделюванні шліфування внутрішніх гвинтових канавок / Ю.В. Петраков, А.А. Субін // Вісник ЖІТІ, 2000. - №13 / Технічні науки. – с.25-29.
4. Структурно-параметрична модель врізного шліфування / Петраков Ю.В., Субін А.А., Радько Є.О. // Наукові вісті НТУУ «КПІ». - 2002. - №2. – с.76-81.
5. Михелькевич В.И. Автоматическое управление шлифованием . – М.: Машиностроение, 1971. – 214 с.
6. ПетраковЮ.В. Производительность при контурном шлифовании // Станки и инструмент . – 1989.– №1. – С.19–21.
7. Петраков Ю.В., Субін А.А. Управление циклом врізного шліфування // Вестник Национального технического университета Украины «КПИ» / Машиностроение, 2001.-№40.-С.240-244.

УДК 621.002

Ковалевський С.В., Решетник Н.О., Ковалевська О.С.
Донбаська державна машинобудівна академія

МОДЕЛЮВАННЯ ВИРОБНИЧОЇ СИСТЕМИ НА ОСНОВІ МЕРЕЖ З ОДНОРІДНОЮ СТРУКТУРОЮ

Важливу роль у забезпеченні підвищення ефективності виробництва грає аналіз виробничої системи (ВС) підприємства, що є складовою частиною ефективних методів управління. Аналіз є базою планування, засобом оцінки якості планування і виконання плану.

Головне в аналізі ВС - системність, ув'язування окремих розділів між собою, аналіз взаємозв'язку розділів і висновок узагальнюючого показника кожного блоку дослідження на узагальнюючі показники ефективності. Усі показники виробничої системи підприємства знаходяться в тісному зв'язку і залежності, яку необхідно враховувати в комплексному аналізі. Взаємозв'язок основних показників визначає послідовність виконання аналізу від вивчення первинних показників до узагальнюючих. Така послідовність відповідає об'єктивній основі формування загальних показників.

Відповідно до методики проведення аналізу ВС у якості основних показників було наведено наступні за 2 роки по місяцях:

- обсяг виробництва(y_1);
- собівартість виробництва (y_2);
- прибуток (y_3);
- рентабельність ТП (y_4);
- обсяг реалізації (y_5);
- валовий об'єм нормо-годин (y_6);
- трудомісткість (y_7);
- кількість працюючих (y_8);
- виробіток на 1 працюючого (y_9);
- фонд заробітної плати (y_{10});
- середньомісячна заробітна плата (y_{11});
- обсяг відвантаженої продукції (y_{12}).

Нейромережні технології надають сьогодні широкі можливості для рішення задач прогнозування. У порівнянні з традиційними методами математичної статистики, класифікації й апроксимації, ці технології забезпечують досить висока якість рішень при менших витратах. Вони дозволяють виявляти нелінійні закономірності в сильно зашумлених неоднорідних даних, дають гарні результати при великому числі вхідних

параметрів і забезпечують адекватні рішення при відносно невеликих обсягах даних.

Методика моделювання за допомогою нейромереж включає кілька етапів.

На першому етапі моделювання об'єкт дослідження представляється як система, для якої визначають мети й умови функціонування. Господарська діяльність розглядається як система. Входом системи є економічне становище підприємства на теперішній час; виходом — економічне становище підприємства майбутнього періоду.

На другому - відбувається добір синтетичних і аналітичних показників для проведення системного економічного моделювання.

На третьому — складається загальна схема системи, установлення її головних компонентів, функцій, взаємозв'язків. Виходячи з інформаційної моделі складається блок-схема моделювання, класифікуються фактори, формалізуються зв'язки. Узагальнюючі показники кожного блоку називаються синтетичними; з їхньою допомогою здійснюється зв'язок між окремими блоками в системі економічної моделі.

На четвертому — виконується аналіз основних взаємозв'язків і факторів, що дають кількісні характеристики.

На п'ятому — будується модель системи на основі інформації, отриманої на попередніх етапах. Якщо сюди внести параметри конкретної організації, то можна одержати параметри моделі в числовому виразі.

На шостому етапі відбувається робота з моделлю, націлена на об'єктивну оцінку результатів господарської діяльності, виявлення резервів підвищення ефективності виробництва.

Таким чином, модель ВС підприємства постає не як одна модель, а як система пов'язаних між собою субмоделей або агрегованих моделей. Кожна з таких моделей має свої входи та виходи, при цьому виходи агрегованих моделей перетворюються на входи загальної моделі ВС.

Принцип моделювання системи показників виробничо-господарської діяльності підприємства є паралельним до принципу будівництва нейронних мереж. Кожен вхідний параметр моделі ВГС є входом для нейромережі, відповідно-кожен вихідний – виходом нейромережі. На рисунку 1 наведена схема побудови агрегованих та загальної мережі, в яку закладено принцип моделювання виробничо-економічної діяльності підприємства.

По кожній з агрегованих моделей пакет визначає рівень значності входів відносно виходу. Таблиця 1 показує зв'язок виходів, входів, та їх рівні значності. При цьому x_i — це входи, а y_i — це виходи, які перетворюються на входи при побудові іншої агрегативної моделі.

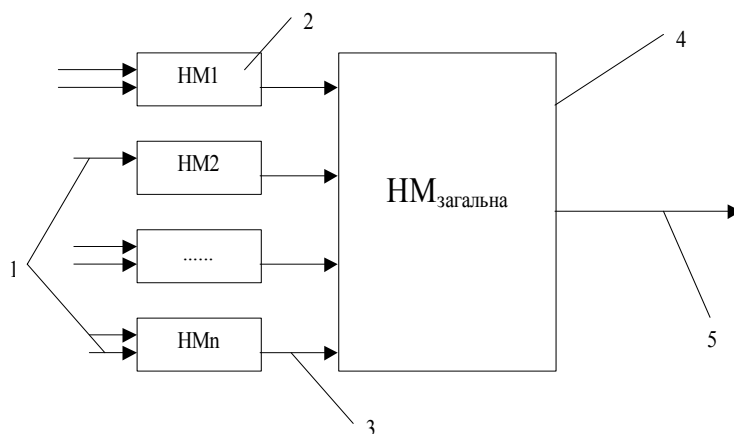


Рисунок 2 - Модулі нейромережі та моделі виробничо-економічної діяльності: 1 – входи агрегованих моделей; 2 – агреговані моделі (модулі нейромережі); 3- виходи агрегованих моделей та входи загальної моделі; 4 – загальна модель; 5 – вихід загальної моделі.

Таблиця 1 — Матриця значності взаємозв'язків показників виробничої системи

Входи \ Виходи		Обсяг ТП	Собівартість ТП	Прибуток ТП	Рентабельність	Обсяг продажу	Вал. об. Нор-год	Трудоємність	Чисельність	Виробіток	ФЗП	Середньом. з/пл.	Обсяг відван. ТП
		x1	x2	x3	x4	x5	x6	x7	x8	x9	x10	x11	x12
Обсяг ТП	y1						0,36	1	0,35	0,72		0,91	
Собівартість ТП	y2			0,49	1								
Прибуток ТП	y3		1		0,94								
Рентабельність	y4		1	0,71									
Обсяг продажу	y5							0,64				0,64	1
Вал.об. нор-год	y6	0,67							0,76	1	0,95		0,4
Трудоємність	y7				0,12						1		
Чисельність	y8						0,19				1		
Виробіток	y9						1		0,72				
ФЗП	y10	0,54				0,25	1		0,51			0,44	
Середньом. з/пл	y11	1				0,84	0,58	0,43	0,3				
Обсяг відван. ТП	y12		0,98				0,62		1				

Згідно з цією матрицею значності кожен показник пов'язаний як менш з двома та більше іншими показниками. Кожна з цих агрегативних моделей утворює систему показників ВС. На наведеній нижче схемі моделі (рисунок 2) показано, що система показників є цілісною та закритою від зовнішнього середовища, кожен показник прямо чи непрямо пов'язаний з іншим показником, і будь-яка зміна хоча б одного показника веде за собою зміну усіх останніх показників.

Наведена модель є повним відображенням ВС і є готовою для прогнозування. При цьому змінюючи лише один будь-який потрібний показник модель показує поведінку інших показників, їх зміну. За допомогою цієї моделі можна прослідкувати подальшу тенденцію розвитку ВС підприємства та зробити відповідні висновки з метою уникнення можливих збитків та несприятливих ситуацій при несприятливих умовах зовнішнього середовища.

На основі наведеної моделі був розроблений програмний модуль NuroSystem, призначення якого – стати інструментом прогнозування та зв'язуючою ланкою між нейромережою та прогнозом.

Даний програмний модуль характеризує простота використання в розрахунках при прогнозуванні. Для прогнозування показників необхідно лише знати вибірку показників попереднього періоду, яку необхідно ввести в блок “Исходные данные”. При натисканні на кнопку “Сделать расчет” в блоці “Прогноз” будуть відбиті результати прогнозування. Програма передумовлює прогнозування не лише на 1 крок вперед, а й на ще 4-6 кроків. При натисканні на кнопку “Перерасчет на следующий период” прогнозні дані стануть вихідними для розрахунку на слідуючий крок вперед.

Розроблена програма для прогнозування на основі вербального опису агрегованих мереж надала можливість змодельовати та спрогнозувати показники зносу ріжучого інструменту, формування технологічних показників технологічних процесів.

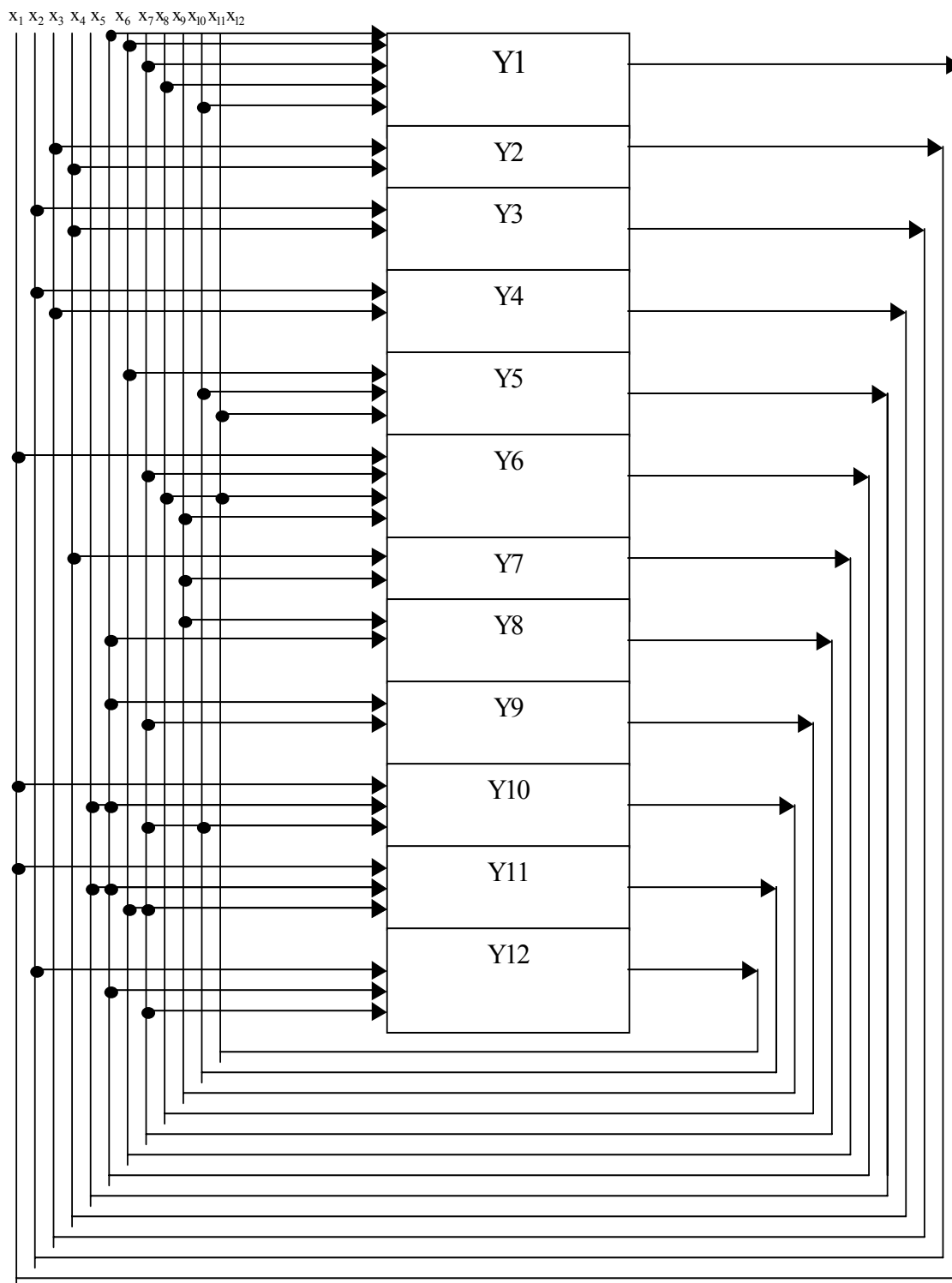


Рисунок 2 — Схема структури моделі ВС

УДК 621.923

Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н.
НТУ «ХПИ», Харьков, Украина

КОЭФФИЦИЕНТ ЗАПОЛНЕНИЯ МОДЕЛЬНОГО ОБЪЕМА ЗЕРЕН АБРАЗИВНО-АЛМАЗНЫХ ШЛИФПОРОШКОВ

Results of defining a fill factor of the modelling volume of grains abrasive-diamond powders are represented. The following variants of grains model it as three-axial ellipsoid are considered at the normal and lognormal laws of mutually independent distributive of its sizes on axes. The work is founded on the concept 3D modeling abrasive-diamond tools constructed on the basis of statistical object-oriented methodology and certain experimental data.

Навеска абразивно-алмазного порошка характеризуется размерами зерен и их количеством. Размеры зерен определяются параметрами соответствующих законов распределений их элементов. При статистическом моделировании абразивно-алмазного инструмента первоочередной задачей [1, 2] является определение параметров законов распределений размеров зерен, обеспечивающих заданные требования по зерновому составу навески [3] и формирование количества зерен в модельной навеске соответствующего реальному. Решение данной задачи позволит обеспечить достаточный уровень адекватности модели абразивно-алмазного инструмента.

Рассмотрим задачу определения коэффициента K_{ϕ} заполнения модельного объема зерен в виде трехосного эллипсоида на основе известных данных по фактическому числу зерен в единице объема абразивно-алмазного порошка [2]. Введение коэффициента K_{ϕ} при расчете модельного объема зерен обеспечит реалистическое количество зерен в модели. Определение значений коэффициента K_{ϕ} имеет кроме практической необходимости и методическую ценность для оценки адекватности выбранной модельной формы зерен.

Задача решалась на основе концепции 3D моделирования абразивно-алмазных инструментов на базе объектно-статистической методологии [4, 5, 6, 7].

Дискретные значения размеров зерен $d_{X(i)}$, $d_{Y(i)}$, $d_{Z(i)}$ объектной 3D модели навески формировались по заданным законам распределения (нормальному или логарифмически-нормальному) для модельной формы - трехосный эллипсоид. Применимость нормального и логарифмически-нормального законов распределения размеров зерен имеет экспериментальное и теоретическое обоснование [1, 8]. Модельная форма зерен – трехосный эллипсоид является наиболее реалистичной для описания формы реальных зерен [9, 10] по сравнению с другими (шар, эллипсоид вращения) применяемыми при моделировании.

В соответствии с методологией формирования 3D модели количество зерен $n_{\text{мод.}}$ в экземпляре модели навески определялось в процессе генерирования зерен по заданным параметрам соответствующего закона распределения с ограничением по условию формирования суммарного объема зерен $V_{\text{мод.}}$:

$$\sum_{i=1}^{n_{\text{мод.}}} \frac{\pi}{6} d_{X(i)} d_{Y(i)} d_{Z(i)} K_{\Phi} \geq V_{\text{мод.}} = \frac{k_{\text{абр.}}}{16} \cdot V_{\text{абр. слоя}}, \quad (1)$$

где: $d_{X(i)}$, $d_{Y(i)}$, $d_{Z(i)}$ – размеры i -го зерна по осям X , Y , Z ; $V_{\text{абр. слоя}}$ – объем абразивного слоя; $k_{\text{абр.}}$ – концентрация зерен, $k_{\text{абр.}} = 1 \dots 8$ (25...200 %); K_{Φ} – коэффициент заполнения модельного объема зерен.

Коэффициент заполнения модельного объема зерен K_{Φ} может быть определен по модельным и экспериментальным данным двумя способами:
- сопоставлением модельного $n_{\text{мод.}}$ и фактического $n_{\text{факт.}}$ количеств зерен в навесках одинакового объема или веса:

$$K_{\Phi} = n_{\text{мод.}} / n_{\text{факт.}} \left(V_{\text{мод.}} = V_{\text{факт.}} \right); \quad (2)$$

- сопоставлением модельного $V_{\text{мод.}}$ и фактического $V_{\text{факт.}}$ объемов зерен в навесках с одинаковым числом зерен:

$$K_{\Phi} = V_{\text{факт.}} / V_{\text{мод.}} \left(n_{\text{мод.}} = n_{\text{факт.}} \right). \quad (3)$$

Определение коэффициента заполнения модельного объема зерен шлифпорошка производилось по экспериментальным данным [2], включающим в себя: марку и зернистость шлифпорошка, фактическое количество зерен в навеске и их распределение по фракциям (таблица 1).

По зерновому составу навески (таблица 1) определялись параметры взаимно независимых распределений размеров зерен по осям [11] и создавался экземпляр модельной навески.

При определении параметров законов распределений использовалась статистическая параметризация, позволяющая выполнять сравнение законов распределения исследуемых признаков для различных зернистостей шлифпорошков [12, 13].

Статистическая параметризация осуществлялась модификацией параметров масштабируемых законов распределения с приведением их к трем: a_0 – характеристический размер (масштабный коэффициент) – первая цифра в обозначении зернистости; $k_m = E / a_0$ – коэффициент расположения математического ожидания E относительно характеристического размера a_0 (коэффициент относительного положения математического ожидания); $k_v = s / E$ – коэффициент вариации (коэффициент формы) – отношение среднеквадратического отклонения s к математическому ожиданию E .

Таблиця 1 — Коэффициенты заполнения модельного объема зерен в форме трехосного эллипсоида

Марка и зернистость по-рошка [2]	Количество зерен по фракциям, % [2]			число зерен в одном карате навески [2]	Нормальный закон распределения размеров			Логарифмически-нормальный закон распределения размеров				
	дополнительная	мелкая	число зерен в одном карате навески [2]		Модифицированные параметры		Модельное количество зерен	Коэффициент K_{Φ}	Модифицированные параметры		Модельное количество зерен	
					k_m	k_v			k_m	k_v		
АСК 500/400	65	22	4	827	0.930	0.175	1 084	1.31	0.935	0.185	1 067	1.29
АСК 500/400	68	24	5	842	0.900	0.150	1 195	1.42	0.900	0.150	1 195	1.42
АСК 400/315	66	27	1	1 640	0.910	0.180	2 262	1.38	0.915	0.185	2 225	1.36
АСК 400/315	59	31	3	1 816	0.905	0.200	2 302	1.27	0.910	0.205	2 262	1.25
АСК 400/315	71	24	3	1 690	0.890	0.150	2 414	1.43	0.890	0.150	2 414	1.43
АСК 400/315	67	25	3	1 792	0.905	0.175	2 299	1.28	0.910	0.180	2 260	1.26
АСК 400/315	73	19	1	1 516	0.925	0.160	2 150	1.42	0.925	0.170	2 150	1.42
АСК 400/315	72	22	—	1 580	0.920	0.165	2 186	1.38	0.920	0.170	2 185	1.38
АСК 400/315	65	29	—	1 800	0.910	0.180	2 262	1.26	0.910	0.185	2 237	1.24

ACK 400/315	9	67	24	—	1 632	0.930	0.185	2 120	1.30	0.930	0.190	2 103	1.29
ACB 400/315	3	56	40	1	1 720	0.875	0.190	2 543	1.48	0.880	0.190	2 476	1.44
ACK 315/250	10	68	20	2	3 408	0.935	0.175	4 253	1.25	0.940	0.180	4 166	1.22
ACB 315/250	10	57	30	3	4 020	0.920	0.210	4 463	1.11	0.935	0.220	4 228	1.05
ACP 315/250	7	72	21	—	3 620	0.925	0.160	4 388	1.21	0.930	0.165	4 298	1.19
ACK 250/200	3	67	30	—	6 920	0.895	0.150	9 647	1.39	0.900	0.155	9 513	1.37
ACB 250/200	5	64	31	—	5 850	0.910	0.170	9 177	1.57	0.910	0.170	9 199	1.57
ACP 250/200	4	71	25	—	6 100	0.910	0.150	9 178	1.50	0.910	0.150	9 198	1.51
ACK 200/160	8	65	27	—	14 080	0.925	0.175	17 056	1.21	0.930	0.180	16 825	1.19
ACB 200/160	10	60	30	—	14 910	0.930	0.195	16 777	1.13	0.935	0.200	16 549	1.11
ACO 200/160	8	65	27	—	15 700	0.925	0.175	17 056	1.09	0.930	0.180	16 825	1.07
ACK 160/125	10	65	25	—	23 120	0.925	0.195	33 313	1.44	0.935	0.205	32 374	1.40

С учетом модификации параметров, плотности взаимно независимых законов распределения размеров зерен по осям имели следующий вид:

- нормальный закон распределения (усеченный $0 < x < \infty$)

$$d_x, d_y, d_z = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{x - \mu}{\sigma} \right)^2 \right], \quad (4)$$

где: $\mu = E = a_0 \cdot k_m$, $\sigma = s = a_0 \cdot k_m \cdot k_v$;

- логарифмически-нормальный закон распределения ($0 < x < \infty$)

$$d_x, d_y, d_z = \frac{1}{x \cdot \sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln x - \mu}{\sigma} \right)^2 \right], \quad (5)$$

где: $\mu = \ln \left(\frac{a_0 \cdot k_m}{\sqrt{k_v^2 + 1}} \right)$, $\sigma = \sqrt{\ln(k_v^2 + 1)}$.

Определение параметров законов распределений, обеспечивающих заданный зерновой состав навески, производилось методом итераций с использованием системы 3D моделирования абразивно-алмазного инструмента. Модельная навеска зерен создавалась в количестве 50 000 шт. Как показали проведенные модельные исследования, такое количество зерен обеспечивает достаточную устойчивость статистических выводов. Параметры распределений размеров зерен k_m , k_v подбирались с шагом 0.005 обеспечивая соответствие модельного зернового состава фактическому (таблица 1) с допустимым абсолютным отклонением $\Delta \leq 1\%$ для крупной и основной фракций. Содержание дополнительной и мелкой фракций рассматривали в сумме, так как только в этом случае удавалось выдержать для них требование по отклонению Δ . Зерновой состав модельной навески определялся ситовым методом в подсистеме имитационного контроля [14] системы 3D моделирования.

Модельное количество зерен в навеске определяли, задаваясь найденными параметрами k_m , k_v распределения размеров зерен для рассматриваемой зернистости навески весом в 1 карат [2]. Определение коэффициента заполнения модельного объема зерен K_ϕ производили по зависимости (2).

Экспериментальные исходные данные [2], модифицированные параметры распределений размеров зерен и полученные коэффициенты K_ϕ для модельной формы - трехосный эллипсоид с распределением размеров по нормальному и логарифмически-нормальному закону - приведены в таблице 1.

Анализ полученных значений коэффициентов заполнения модельного объема зерен K_ϕ показал несущественное влияние закона распределения размеров зерен, что подтверждает применимость нормального и логарифмически-нормального законов для шлифпорошков

узкого диапазона зернистостей. Коэффициент заполнения модельного объема зерен при нормальном распределении размеров имеет значения в интервале $K_{\phi} = 1.09 - 1.57$ (выборочное среднеарифметическое $E\{K_{\phi}\} = 1.33$). Для логарифмически-нормального закона значения K_{ϕ} соответствуют $1.05 - 1.57$ ($E\{K_{\phi}\} = 1.31$).

Для всех рассмотренных зернистостей (таблица 1) коэффициент K_{ϕ} имеет значения больше единицы, следовательно, фактический средний объем зерен больше модельного. В первом приближении, без учета сложно прогнозируемого стохастического процесса прохождения зерен неправильной формы через ячейки сита, можно считать, что сумма объемов выступов реального зерна больше объема впадин на поверхности модельного трехосного эллипсоида.

Значения K_{ϕ} больше единицы можно также попытаться обосновать существующей погрешностью изготовления сит, посредством которых производится классификация зерен по фракциям.

Номинальные размеры сторон ячеек сит выполняются в соответствии с ГОСТ 3584-73. Его требования задают относительные (%) предельные отклонения среднеарифметического размера стороны ячейки сита в свету от номинального. Размер ячеек сит имеет прямое влияние на среднее значение размеров зерен в навеске. Поэтому заданные в стандарте относительные отклонения на размер ячейки сита $\pm(3 - 7)\%$ (в зависимости от размера ячейки) могут соответствовать значениям коэффициента относительного размера зерен в диапазоне $0.93 - 1.07$. При переходе к объему зерен, можно предположить, что $K_{\phi} \cong (0.93 - 1.07)^3 = 0.80 - 1.23$.

Представляет существенный интерес определение значений K_{ϕ} для различных материалов зерен, т. к. марка (прочность и способ получения) существенно влияет на их форму. Для решения такой задачи необходимо проведение дополнительных экспериментальных исследований. Объем данных [2] недостаточен для получения статистически значимых выводов.

Наличие значений коэффициента заполнения модельного объема зерен K_{ϕ} (таблица 1) близких к единице дополнительно подтверждает правильность основных положений и методологии статистического объектно-ориентированного 3D моделирования абразивно-алмазных инструментов. Полученные значения коэффициента K_{ϕ} целесообразно использовать при формировании модели абразивно-алмазного слоя для повышения ее реалистичности.

Литература.

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. д-ра техн. наук проф. А.Н. Резникова. - М.: Машиностроение, 1977. - 391 с.

2. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента / Под ред. В.Н. Бакуля. - К.: Техника, 1971. - 208 с.
3. Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н. Выбор параметров распределения размеров зерен шлифпорошка в соответствии с заданными требованиями по содержанию фракций // Високі технології в машинобудуванні Зб. наук. праць НТУ "ХПИ". - Харків. - 2001. Вип. 1(4). - С. 55-63.
4. Grabchenko A.I., Dobroskok V.L. Object-oriented modeling the process of forming the working superface of grinding wheels // Труды Междунар. конф. "Proceeding of the tenth international conference on tools" (ICT-2000). - Miskolc: University of Miskolc. - 2000. - С. 297-303.
5. Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Месарош И. 3D моделирование рабочей поверхности шлифовальных кругов из сверхтвердых материалов // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць ХДПУ. - Харків: ХДПУ. - 2000. Вип. 1(3). - С. 58-71.
6. Доброскок В.Л. Визуализация результатов моделирования в среде Visual FoxPro с использованием графиков MS Graph // Резание и инструмент в технологических системах. -Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: ХГПУ. - 2000. Вып. 57. - С. 69-77.
7. Доброскок В.Л. Статистические механизмы формирования рабочей поверхности абразивно-алмазных инструментов // Резание и инструмент в технологических системах Межд. научн.-техн. сб. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2001. Вып. 60. - С. 51-73.
8. Колмогоров А.Н. О логарифмически-нормальном законе распределения размеров частиц при дроблении. ДАН СССР, 1941, т. 31, С. 99 - 101 // Теория вероятностей и математическая статистика: Сб. статей. - М.: Наука, 1986. - С. 264 - 267.
9. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. - Харьков: Вища шк., 1985. - 184 с.
10. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автор. дис... докт. техн. наук. - Харьков, 1996. - 48 с.
11. Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н., Воронков В.И. Взаимосвязь зернового состава навески с параметрами распределения размеров зерен // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»: Збірка наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. - Харків: НТУ «ХПИ». - 2001. № 7. - С. 60-67.
12. Доброскок В.Л. Модификация законов распределения на основе нормального для решения задач статистического моделирования параметров шлифовальных кругов связанных с исходными характеристиками шлифпорошков // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: ХГПУ. - 2000. Вып. 56. - С. 55-64.
13. Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н., Воронков В.И. Модификация законов распределения при статистическом моделировании абразивно-алмазных инструментов // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сб. Вып. 61. Харьков: НТУ "ХПИ". - 2002. - С. 51-59.
14. Доброскок В.Л. Имитационная модель контроля зернового состава абразивных порошков из сверхтвердых материалов // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. сб. - Харьков: ХГПУ. - 2000. Вып. 58. - С. 123-133.

УДК 621.923

Матюха П.Г., Полтавец В.В.

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

РЕЖУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА КАК ОГРАНИЧИВАЮЩИЙ ПАРАМЕТР ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ

It is offered the cutting capacity of wheel working surface (WWS) as parameter limiting productivity of grinding. It is determined the depth of flat infeed diamond grinding, at which the productivity of machining will be equal to cutting capacity of WWS with the given technical restrictions. At machining with the determined cutting depth the increase of productivity of grinding makes 30-120 %. я в каждом частном случае требует применения различных подходов и методов.

При алмазном шлифовании производительность обработки определяется эффективностью работы шлифовального круга, которая в настоящее время характеризуется коэффициентом шлифования либо коэффициентом режущей способности [1]. Коэффициент шлифования представляет собой отношение тангенциальной составляющей силы резания P_z к радиальной составляющей P_y и характеризует долю энергетических затрат на полезную работу в процессе резания. Коэффициент режущей способности характеризует количество материала, сошлифованного в единицу времени при величине радиальной составляющей силы резания, равной единице. С увеличением времени обработки оба показателя – коэффициент шлифования и коэффициент режущей способности – уменьшаются, что вызвано ухудшением режущей способности рабочей поверхности круга (РПК) в результате образования контактных площадок на алмазных зернах, засаливания межзеренного пространства и микрорельефа контактных площадок на зернах. Эти явления, с одной стороны, способствуют уменьшению параметров шероховатости обработанной поверхности, с другой – увеличивают силы резания, что может привести к фазово-структурным изменениям в поверхностном слое детали. Таким образом, ни коэффициент шлифования, ни коэффициент режущей способности не позволяют определить условия обработки, которые удовлетворяли бы техническим ограничениям по качеству обработанной поверхности и обеспечивали бы максимальную производительность процесса.

В связи с изложенным выше, режущую способность круга предлагается характеризовать параметром, представляющим собой объем материала, сошлифованный в единицу времени, при котором выполняются технические ограничения, накладываемые на режим обработки качеством обработанной поверхности либо инструментом (например, температура

порога фазово-структурних превращений в поверхностном слое детали, температура графитизации алмаза и т.п.).

Целью исследования является определение режимов обработки, при которых производительность шлифования будет равна режущей способности РПК, то есть, будет максимально возможной при заданных технических ограничениях.

При упругом врезном шлифовании неподвижной детали производительность шлифования определяется по формуле [2]:

$$\Pi = W \cdot B_{\delta} \cdot L_{\delta}, \quad (1)$$

где: W – скорость погружения РПК в поверхность детали, 3мм/мин; B_{δ} – ширина обрабатываемой поверхности детали, мм; L_{δ} – длина обрабатываемой поверхности детали, мм.

При плоском врезном шлифовании с глубиной шлифования t_{ϕ} и скоростью стола V_{cm} производительность обработки будет равна:

$$\Pi = 1000 \cdot V_{cm} \cdot B_{\delta} \cdot t_{\phi}. \quad (2)$$

Выразим скорость стола через длину детали и частоту ходов стола:

$$V_{cm} = \frac{L_{\delta} \cdot n_{cm}}{1000}, \quad (3)$$

где: n_{cm} – частота ходов стола, ход/мин.

После подстановки (3) в (2) получим:

$$\Pi = n_{cm} \cdot t_{\phi} \cdot B_{\delta} \cdot L_{\delta}. \quad (4)$$

В формуле (4) $B_{\delta} \cdot L_{\delta}$ – это площадь обрабатываемого участка поверхности детали, мм², а произведение $n_{cm} \cdot t_{\phi}$, мм/мин, есть по сути скорость погружения РПК в поверхность детали, которая в противоположность упругой схеме шлифования осуществляется не непрерывно, а прерывисто.

Аналогично можно показать, что формула (1) является справедливой для определения производительности при любом виде шлифования. Так, при круглом врезном шлифовании:

$$\Pi = n_{\delta} \cdot t_{\phi} \cdot B_{\delta} \cdot \pi D_{\delta}, \quad (5)$$

где: D_{δ} – диаметр обрабатываемой поверхности детали, мм; n_{δ} – частота вращения детали, об/мин.

В формуле (5) $B_{\delta} \cdot \pi D_{\delta}$ – площадь обрабатываемой поверхности детали, а $n_{\delta} \cdot t_{\phi}$ – скорость погружения РПК в поверхность детали.

При плоском шлифовании с поперечной подачей производительность обработки определяется по формуле:

$$\Pi = k B_{\kappa} \cdot 1000 \cdot V_{cm} \cdot t_{\phi}. \quad (6)$$

здесь B_{κ} – высота шлифовального круга, мм; k – часть высоты круга, на которую осуществляется поперечная подача за ход стола ($k = 0,6-0,8$).

Выразим удалённый объем через количество проходов за одну минуту:

$$i = 1/t_{\text{прох.}}$$

Время одного прохода $t_{\text{прох.}}$ определим по ширине детали $B_{\text{д}}$, величине поперечной подачи и частоте ходов стола:

$$t_{\text{прох.}} = \frac{B_{\text{д}}}{n_{\text{см}} \cdot kB_{\text{к}}},$$

и тогда количество проходов за одну минуту будет равно:

$$i = \frac{n_{\text{см}} \cdot kB_{\text{к}}}{B_{\text{д}}},$$

или, с учетом скорости продольного хода стола,

$$i = \frac{1000V_{\text{см}} \cdot kB_{\text{к}}}{L_{\text{д}} \cdot B_{\text{д}}}. \quad (7)$$

Подставим значение $1000V_{\text{см}} \cdot kB_{\text{к}}$ из формулы (7) в формулу (6), получим:

$$П = B_{\text{д}} \cdot L_{\text{д}} \cdot i \cdot t_{\text{ф}}. \quad (8)$$

Таким же образом была получена формула для круглого шлифования с продольной подачей:

$$П = \pi D_{\text{д}} \cdot L_{\text{д}} \cdot i \cdot t_{\text{ф}}. \quad (9)$$

где: i – количество проходов в мин.

В формулах (8) и (9), соответственно, $i \cdot t_{\text{ф}}$ – скорость погружения РПК в поверхность детали, мм/мин, а $B_{\text{д}} \cdot L_{\text{д}}$ и $\pi D_{\text{д}} \cdot L_{\text{д}}$ – площадь участка поверхности заготовки, подвергаемого обработке, мм².

Из формул (4), (5), (8) и (9) видно, что наиболее удобным параметром режима шлифования, с помощью которого можно уравнивать производительность обработки и режущую способность круга, является фактическая глубина шлифования. Из этих же формул следует, что изменение фактической глубины шлифования необходимо осуществлять дискретно через время, равное времени одного хода стола при плоском врезном шлифовании или времени одного оборота детали – при круглом, либо через кратное им время. При шлифовании с подачей фактическую глубину шлифования необходимо изменять через время одного прохода либо кратное ему.

Определение режимов максимальной производительности с использованием режущей способности круга в качестве ограничивающего параметра осуществляется в два этапа. На первом этапе с использованием упругой схемы шлифования, кинематически идентичной жесткой, определяется регрессионная зависимость $t_{\text{ф}} = f(\tau)$, описывающая изменение режущей способности РПК во времени при шлифовании на режимах,

удовлетворяющих одному или нескольким заданным техническим ограничениям. На втором этапе определяется время одного хода при врезном шлифовании (прохода при шлифовании с подачей), а затем, по зависимости $t_{\phi} = f(\tau)$, рассчитывается фактическая глубина шлифования для каждого i -го хода (прохода) на протяжении всего периода стойкости шлифовального круга.

Время рабочего хода τ_{px} при врезном шлифовании или прохода при шлифовании с подачей рассчитывается по известным математическим зависимостям по размеру обрабатываемой детали, а также в зависимости от вида шлифования, например:

$$\text{плоское врезное шлифование} - \tau_{px} = \frac{L + y + \Delta}{1000V_{cm}} ;$$

$$\text{плоское шлифование с поперечной подачей} - \tau_{px} = \frac{(L + y + \Delta) \cdot B_{\partial}}{1000V_{cm} \cdot kB_{\kappa}} ;$$

$$\text{круглое наружное и внутреннее шлифования с продольной подачей} - \tau_{px} = \frac{\pi D_{\partial} \cdot L_{\partial}}{1000V_{\partial} \cdot kB_{\kappa}} .$$

В этих формулах y – величина пути врезания, мм; Δ – величина пути перебега, мм.

Найденные по регрессионной зависимости значения t_{ϕ} являются величиной подачи на врезание, которая заносится в программу станка с ЧПУ для осуществления обработки, а остальные элементы режима (V_{κ} , V_{cm}) переносятся с упругой схемы на жёсткую без изменений.

Рассмотрим пример определения режимов плоского алмазного врезного шлифования быстрорежущей стали Р6М5Ф3, когда ограничивающим параметром является режущая способность круга.

Режущую способность круга 2720-0128 ГОСТ 16167-82 АС6-100/80-4-М2-01 определяли экспериментально при плоском врезном шлифовании с постоянным поджимом образца к РПК с помощью специального устройства по схеме, кинематика которой была аналогична шлифованию по жёсткой схеме. Обработку вели на плоскошлифовальном станке модели 3Г71, модернизированном для осуществления электроэрозионной правки с использованием блока электропитания ИТТ-35. Рабочая среда – 0,3 %-ный водный раствор кальцинированной соды.

Перед началом обработки круг правили электроэрозионным способом с подводом технологического тока в зону резания на следующих режимах: механических – скорость круга $V_{\kappa} = 35$ м/с, скорость электрода $V_{\partial} = 6$ м/мин, глубина резания $t = 2-5$ мкм, поперечная подача $S_n = 3$ мм/ход

(ручная); электрических – напряжение холостого хода $U_{xx} = 60$ В, средняя сила тока $I_{cp} = 8-10$ А.

Для определения зависимости, которая описывает изменение режущей способности РПК за время обработки через изменение фактической глубины шлифования, обработку образца из стали Р6М5Ф3 вели врезным шлифованием на режимах: скорость круга $V_k = 35$ м/с, скорость стола $V_{cm} = 6$ м/мин, сила поджима образца к РПК $P_n = 80$ Н. Скорость стола определялась из условия обеспечения параметра шероховатости обработанной поверхности $R_a = 0,63$ мкм, сила поджима образца к РПК – по температуре порога фазово-структурных превращений в поверхностном слое образца, которая для стали Р6М5Ф3 составляет 815 К. Средние значения фактической глубины шлифования в различное время обработки приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Фактическая глубина шлифования и её 95 %-ные доверительные интервалы при обработке образца из стали Р6М5Ф3 кругом 2720-0128 ГОСТ 16167-82 АС6-100/80-4-М2-01

Время обработки τ , мин	Фактическая глубина шлифования t_f , мкм
1	14,31±2,78
5	9,14±0,69
10	5,09±0,55
15	2,66±0,55
30	0,86±0,19
45	0,68±0,19
60	0,24±0,19

Уравнение регрессии $t_f = f(\tau)$, полученное по данным таблицы 1, имеет вид:

$$t_f = 0,18 + 14,13 \exp(-0,118 \cdot i \cdot \tau_{px}).$$

Используя это уравнение, для жёсткой схемы шлифования рассчитывают подачу на врезание $S_{ep} = t_f$ для i -го хода, который осуществляет инструмент после правки (рисунок 1). Если глубина t_f на нескольких проходах отличается незначительно, то подача S_{ep} для этих ходов назначается по фактической глубине шлифования на последнем из них. Остальные элементы режима резания ($V_k = 35$ м/с, $V_{cm} = 6$ м/мин) используются для жёсткой схемы без изменений по сравнению с упругой.

Как показали выполненные расчеты, при обработке образца из стали Р6М5Ф3 площадью 180×390 мм на режимах: $V_k = 35$ м/с, $V_{cm} = 6$ м/мин, $S_n = 0,8$ $V_k = 12$ мм/ход, время прохода $\tau = 1$ мин, назначение фактической глубины шлифования переменной на каждый проход обеспечивает

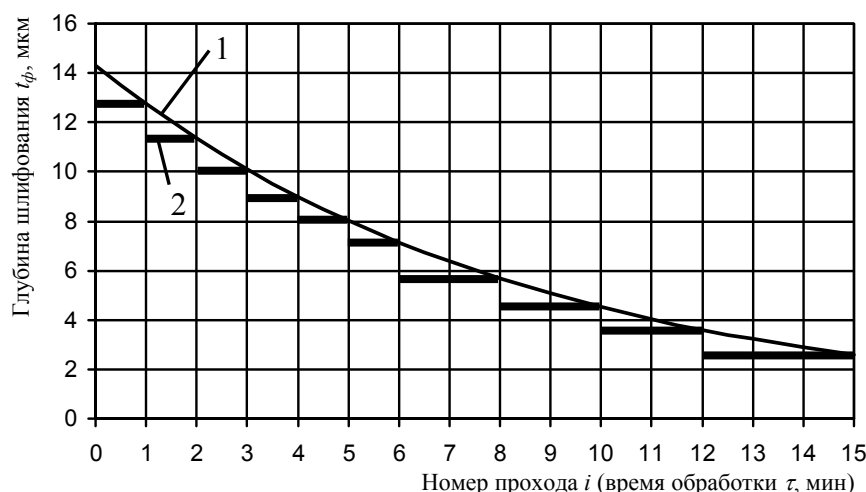


Рисунок 1 – График изменения режущей способности алмазного шлифовального круга и подачи на врезание на каждый проход

1 – изменение фактической глубины шлифования $t_\phi = f(\tau)$

2 – подача на врезание для i -го прохода S_{ep}

наиболее полное использование режущих свойств РПК и при стойкости круга 5 мин позволяет достичь производительности обработки $\Pi = 716$ мм³/мин, что приводит к её повышению на 28 % по сравнению со шлифованием на тех же режимах с постоянной глубиной резания. При стойкости 10 мин повышение производительности шлифования составляет 60 %, а при стойкости 15 мин – 113 %. Кроме того, использование режущей способности круга в качестве ограничивающего параметра при назначении режимов шлифования раскрывает пути повышения производительности обработки, а именно:

- уменьшение стойкости круга;
- применение управляющих воздействий на РПК одновременно с обработкой с целью поддержания её высоких режущих свойств;
- использование шлифовальных кругов с увеличенной высотой.

Литература.

1. Основы алмазного шлифования/ Семко М.Ф., Грабченко А.И. Раб А.Ф. и др. – Киев: Техніка, 1978. –192 с.
2. Матюха П.Г., Гринев А.А. Расчет максимально допустимой силы поджима заготовки к кругу при шлифовании неподвижных образцов по упругой схеме// Труды Одесского политехнического университета: Научный и производственно-практический сборник по техническим и естественным наукам. – Одесса, 2001. – Вып. 5. – С. 98-100.

УДК 621.923

Федорович В.А.
НТУ "ХПИ", Харьков, Украина

ПРОЦЕСС ТОПОГРАФИЧЕСКОЙ ПРИСПОСАБЛИВАЕМОСТИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

The complex theoretic-experimental analysis of process topographic adaptability, founded on the idealized description of parameters of topography of a working surface of a circle, their change is conducted during his wearing and experimental laser scanning of a wheel working surface and SHM. The technique of definition of an actual contacting area wheel working surface with SHM and its change in process adaptability is designed.

Процесс алмазного шлифования сверхтвердых материалов характеризуется аномально быстрой приспособляемостью контактирующих поверхностей, проявляющейся в изменении их топографических, структурно - фазовых и энергетических характеристик [1]. Все это изменяет такие выходные показатели, как производительность, удельный расход алмазных зерен, и качество обработанной поверхности. Таким образом, приспособляемость как объективное явление определяет эффективность процесса алмазного шлифования СТМ.

Для исследования процесса топографической приспособляемости проведен комплексный теоретико-экспериментальный анализ 3D параметров топографии рабочей поверхности круга и обрабатываемой поверхности, основанный на теоретическом описании параметров топографии рабочей поверхности круга и их изменения в процессе его износа и экспериментальном лазерном сканировании поверхности РПК и СТМ.

Разработана методология теоретико-экспериментального определения величины фактической площади контакта в системе принципиально различных по топографии поверхностей: дискретной – РПК и квазисплошной – СТМ в условиях, когда нет внедрения алмазных зерен в обрабатываемый материал. Установлено влияние анизотропии физико-механических свойств алмазных зерен на интенсивность их износа и изменение параметров РПК в процессе приспособляемости. Рассмотрены вопросы теоретического обоснования возможности управления величиной фактической площади контакта. Получены теоретические зависимости, описывающие взаимосвязь и изменение топографических параметров приспособляемости.

Установив ранее [2], что определяющее влияние на интенсивность и характер взаимного микроразрушения элементов системы "СТМ-зерно-

связка" оказывает относительная величина фактической площади контакта, провели теоретический анализ параметров РПК и их изменения по мере приспособляемости (износа) круга. Расчетная схема 3D модели системы зерно-связка представлена на рисунке 1.

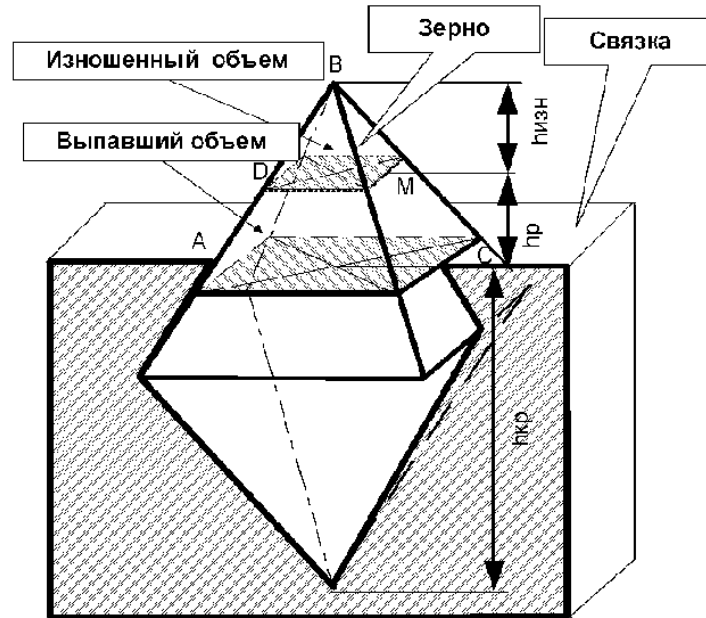


Рисунок 1 — Расчетная модель системы "Зерно-связка"

Получены теоретические зависимости для расчета и отслеживания изменения по мере износа круга таких параметров, как число зерен на РПК (n) и относительная опорная площадь поверхности (t_{ps}) в зависимости от зернистости круга (l_3), концентрации (K), свойств связки, степени износа круга, рабочей высоты зерен (h_p) и критической величины их заделки в связке ($h_{кр}$):

$$n = \frac{(l_3 - h_{кр}) \cdot S}{\left(\frac{16}{K}\right)^{2/3} l_3 S_3} ; \quad t_{ps} = \frac{l_3 - h_{кр} - h_p}{\left(\frac{16}{K}\right)^{2/3} 2 \cdot l_3} \cdot 100\% , \quad (1)$$

где: S_3 - средняя площадь сечения зерна.

Эти зависимости будут использованы при разработке теоретического модуля экспертной системы процесса шлифования СТМ.

Установлено, что относительная опорная площадь топографии зерен на рабочей поверхности круга (t_{ps}) со 100% концентрацией зерен при отсутствии контакта связки с обрабатываемым материалом не может превышать 20,7%.

Установлено, что величина относительной опорной площади поверхности РПК, определяемая величиной фактической площади

контакта в системі "РПК-СТМ", залежить не тільки від висоти виступання зерен (h_p), але й від критичної величини їх заделки в зв'язку ($h_{кр}$). При одній і тій же робочій висоті зерен величина фактичної площі контакту (A_r) СТМ з РПК буде різною для різних зв'язок.

Експериментальне вивчення параметрів топографії РПК здійснювалось методом лазерного сканування робочої поверхні круга. Одним з найважливіших достоїнств даного методу – можливість в 3-х мерному варіанті і комп'ютерному режимі аналізувати динаміку зміни такого важливого для досліджуваного процесу параметра, як відносна опорна площа профіля t_{ps} . Розроблена методика двохетапного визначення фактичної площі контакту РПК з СТМ, заснована на штучній заміні дискретної поверхні РПК – неперервної і враховуюча еластичне заглиблення (деформацію, вдавнювання) алмазних зерен в зв'язку і її зміну в процесі зносу круга. На першому етапі розраховується фактична площа контакту "РПК-СТМ" на макроуровні через відносну опорну площу профіля, а потім, прийнявши її за контурну, застосовуючи модернізовану методику розрахунку параметрів дискретної відносної опорної поверхні РПК (b і γ), проводили розрахунок фактичної площі контакту на мікроуровні "СТМ-мікрорельєф зерен" за відомими залежностями Демкіна Н.Б. і Крагельського І.В. [3] При цьому як характеристику жорсткості системи використовував модуль еластичності металічної зв'язки. Розрахункові схеми наведено на малюнку 2.

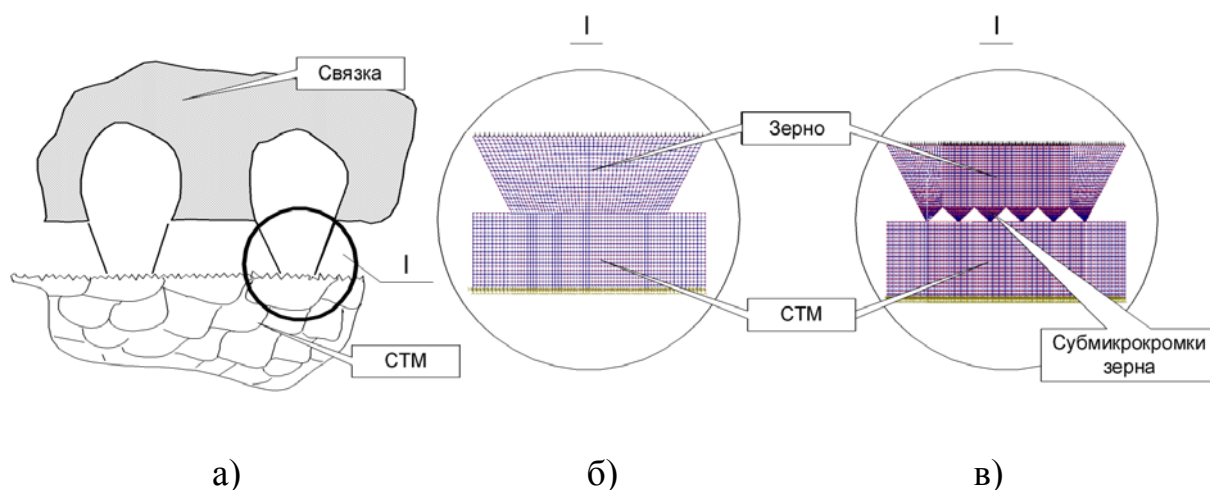


Рисунок 2 — Розрахункові схеми контакту елементів "СТМ-зерно-зв'язка":

а, – на макроуровні;

б, в, – на мікроуровні (кінечноелементна сітка моделі "зерно - СТМ").

Розроблена методика теоретичного визначення параметрів топографії РПК (b і ν) з урахуванням її дискретності, заснована на штучній заміні дискретної поверхні РПК – сплошної.

Параметры b и ν определены теоретически:

$$\nu = \frac{3Kl_3(l_3 - h_{kp} - Kh_p) + 0,75Kh_p^2}{l_3^2 - h_p l_3} \quad (2)$$

$$b = \left(\frac{0,25K(l_3 - h_{kp})}{l_3} - \frac{0,25Kh_p}{2l_3} \right) \cdot \left(\frac{l_3 - h_{kp}}{l_3 - h_{kp} - 0,5h_p} \right)^\nu \quad (3)$$

Радиус округления вершин алмазных зерен равен:

$$r = \frac{(0,0125K(l_3 - h_{kp}))^2}{8(l_3 - h_{kp} - 0,95h_p)} \quad (4)$$

где обозначения соответствуют (1).

Установлено, что в процессе топографической приспособляемости фактическая площадь контакта A_f может изменяться на несколько порядков, соответственно будет меняться и удельное давление в контакте алмазных зерен с СТМ, и, следовательно, характер и интенсивность их взаимного разрушения.

Теоретически обосновано и экспериментально доказано положение о том, что концентрация алмазов в круге, рабочая высота зерен и критическая глубина их заделки в связке являются взаимосвязанными важнейшими факторами процесса алмазного шлифования СТМ. Уменьшение концентрации алмазов в круге до уровня 5–20% с соответствующим уменьшением рабочей высоты зерен до уровня микронеровностей связки и увеличение модуля ее упругости не приводит к ухудшению выходных показателей алмазного шлифования СТМ, т. к. величина фактической площади контакта РПК с СТМ остается неизменной, но существенно снижает удельный расход и себестоимость обработки, повышает степень использования алмазных зерен.

Анизотропия физико-механических свойств алмазных зерен, обуславливающая существенно различную (до 10 раз) интенсивность износа их различных граней, должна учитываться при анализе изменения параметров рабочей поверхности круга в процессе его износа, например, при расчете числа фактически работающих зерен, величины фактической площади контакта в системе "РПК-СТМ" и т.д. Различие более чем в 3 раза расчетного и экспериментально числа зерен в контакте обусловлено анизотропией их износа и подтверждает правильность данного положения.

Таким образом, получены зависимости, связывающие в единую систему рабочую высоту зерен, их концентрацию с числом зерен на РПК и

в контакте с СТМ, относительной опорной площадью поверхности РПК, величины фактической площади контакта РПК с СТМ, а также их изменения в процессе приспособляемости. Эти зависимости использованы в теоретическом модуле экспертной системы процесса алмазного шлифования СТМ [4].

Таким образом проведен комплексный теоретико-экспериментальный анализ процесса топографической приспособляемости, основанный на теоретическом описании параметров топографии рабочей поверхности круга, их изменения в процессе его износа и экспериментальном лазерном сканировании поверхности РПК и СТМ.

Установлено, что величина фактической площади контакта в системе "РПК - СТМ" зависит не только от рабочей высоты выступания зерен, но и от критической величины их заделки в связку, т. к. при одной и той же рабочей высоте зерен величина фактической площади контакта СТМ с РПК будет разная для различных связок. Получены теоретические зависимости для определения числа зерен на РПК и в контакте с СТМ, относительной опорной площади поверхности и длины профиля РПК, величины фактической площади контакта РПК с СТМ, а также динамики их изменения по мере износа круга и изменения критической величины заделки зерна в связку. Это позволяет теоретически оценивать изменение параметров топографии РПК в процессе шлифования. Полученные зависимости использованы при разработке теоретического модули экспертной системы процесса шлифования СТМ [5].

Разработана методика определения фактической площади контакта РПК с СТМ и ее изменения в процессе приспособляемости, основанная на искусственной замене дискретной поверхности РПК - непрерывной и учитывающая упругое заглубление алмазных зерен в связку. Предложен двухэтапный метод 3D экспериментально - теоретического определения фактической площади контакта РПК с СТМ в условиях отсутствия внедрения зерен в обрабатываемый материал и отсутствия контакта его со связкой, учитывающий субмикрорельеф алмазных зерен и СТМ, анизотропию свойств кристаллитов СТМ и алмазных зерен, упругие свойства связки круга. На первом этапе рассчитывается фактическая площадь контакта "РПК-СТМ" на макроуровне через относительную опорную площадь поверхности круга, а затем, приняв ее за контурную, применяя модернизированную методику расчета параметров дискретной относительной опорной поверхности РПК (b и γ), проводится расчет фактической площади контакта на микроуровне "СТМ - микрорельеф зерен" по известным зависимостям Демкина Н.Б. и Крагельского И.В. При

этом в качестве характеристики жесткости системы используется модуль упругости металлической связки, а не контактирующих материалов.

Экспериментальное определение величины фактической площади контакта в системе РПК – СТМ можно выполнять по результатам лазерного сканирования их поверхностей и компьютерного определения величины относительной опорной площади.

Получены теоретические зависимости, описывающие взаимосвязь и изменение таких параметров, как рабочая высота зерен, число зерен на РПК и в контакте, их концентрация в круге, относительная опорная длина и площадь профиля РПК, фактическая площадь контакта, удельная нагрузка в процессе износа алмазного круга. Теоретически обосновано и экспериментально доказано положение о том, что концентрация алмазов в круге, рабочая высота зерен и критическая глубина их заделки в связке являются важнейшими факторами процесса алмазного шлифования СТМ. Уменьшение концентрации алмазов в круге до уровня 5 - 20% с соответствующим уменьшением рабочей высоты зерен до уровня микронеровностей связки и увеличение модуля ее упругости не приводит к ухудшению выходных показателей алмазного шлифования СТМ, т. к. величина фактической площади контакта РПК с СТМ остается неизменной, но существенно снижает удельный расход и себестоимость обработки, повышает степень использования алмазных зерен.

Литература.

1. Федорович В.А. Разработка научных основ и способов практической реализации управления приспособляемостью при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов: Дис... докт. техн. наук: 05.03.01. - Х., 2002. - 469 с.
2. Федорович В.А., Гринько С.А., Определение фактической площади контакта РПК с обрабатываемым СТПМ // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць ХДПУ. - Харків: ХДПУ. - 2000. Вип. 1(3). - С. 266-272.
3. Демкин Н.Б. Контактное шлифование шероховатых поверхностей. – М.: Наука, 1970. – 227 с.
4. Грабченко А.И., Федорович В.А. Экспертная система процесса алмазного шлифования сверхтвердых материалов //Сб. науч. тр. Института сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины. Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты Киев, 2002.С.481-489.
5. Грабченко А.И., Федорович В.А. Экспертная система процесса алмазного шлифования сверхтвердых материалов //Сб. науч. тр. Института сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины. Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты.- Киев, 2002.С.481-489.

УДК 621.923.1:66/68

Калафатова Л.П.

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

**ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ
ФОРМИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ
ПРИ ШЛИФОВАНИИ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ СТЕКЛА
В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ХАРАКТЕРИСТИК ИНСТРУМЕНТА**

The articles formed layer increased imperfection is the glass based materials mechanical treatment characteristics. The imperfection degree, which depends on the cutting forces level and direction, can be a treatment technology processes design efficiency criterion. Grinding process force characteristics can be defined by the conditions, applied technology environment type and properties, diamond tool certain cutting quality provision.

Выбор технологических и эксплуатационных характеристик инструмента при шлифовании хрупких неметаллических материалов типа технических керамик, стекол и ситаллов, обеспечивающих минимальный по глубине и благоприятный по структуре трещиноватый или дефектный поверхностный слой изделий, является одним из определяющих факторов эффективности процесса их абразивной обработки. Данные литературных источников и выполненные исследования [1, 2] позволяют сделать обобщенный вывод, что при механической обработке хрупких неметаллических материалов, в частности, материалов на основе стекла, дефектность обработанной поверхности зависит от прочностных характеристик и структуры обрабатываемого материала, а также от напряженно-деформированного состояния (НДС) зоны резания. В свою очередь, уровень НДС определяется входными параметрами технологического процесса обработки, к которым относятся и характеристики шлифовальных кругов. Однако в настоящее время вопрос влияния таких характеристик абразивного инструмента как связка кругов и марки используемых алмазных порошков на напряженное состояние зоны резания и развитие дефектного, нарушенного обработкой слоя исследован не достаточно.

Целью настоящих исследований является прогнозирование качества поверхностного слоя изделий из хрупких неметаллических материалов при вариации характеристик алмазно-абразивных инструментов. Для этого использовалась разработанная ранее математическая модель развития дефектности при взаимодействии обрабатываемого материала (ОМ) с абразивным инструментом [3].

Вероятность P_p развития дефекта (трещины) в конкретной зоне предразрушения обрабатываемой поверхности, причиной чего может служить уже имеющийся дефект, определяется вероятностью события, при

котором напряжение $\sigma_{рез}$, возникающее при резании, будет не менее предела прочности ОМ $[\sigma]$:

$$P_p = P(\sigma_{рез} \geq [\sigma]). \quad (1)$$

Тогда число дефектов N на единице обработанной поверхности определится произведением $N = m_{ед} P_p$. При известном значении $m_{ед}$ задача сводится к определению вероятности образования трещины P_p , то есть, установлению зависимости (1). Для этого необходимо знать законы распределения напряжений в обрабатываемом материале до обработки и при резании. Для обрабатываемого материала закон распределения предельного (разрушающего) напряжения $[\sigma]$ определяется экспериментально. Он характеризуется функцией распределения $F[\sigma]$, и плотностью вероятности $f[\sigma]$. Закон (функция) распределения напряжений $F(\sigma_{рез})$ в ОМ от усилий резания и плотность распределения вероятностей этих напряжений $f(\sigma_{рез})$ находились аналитически [3].

При взаимодействии совокупности рабочих зерен в алмазном инструменте с формируемой поверхностью определялось усилие резания, приходящееся на одно зерно, контактирующее с обрабатываемой поверхностью, которое условно названо удельной нагрузкой на зерно $P_{уд.з}$.

$$P_{уд.з} = \frac{P_y}{N_{конт}} = \frac{\Sigma P_{yi}}{N_{конт}}, \quad (2)$$

где: P_y - нормальная составляющая силы резания; $N_{конт}$ - число контактирующих зерен.

При известных законах распределения P_y и $N_{конт}$ для конкретных условий обработки можно установить зависимость изменения $P_{уд.з}$ от величины заглабления зерен в виде функции $F(P_{уд.з})$ и далее плотность вероятности этой функции $f(P_{уд.з})$. Затем, имея $f[P_H]$ - плотность вероятности функции распределения разрушающих усилий, присущих ОМ, можно определить вероятность развития в нем дефектов при резании.

Для определения вероятности развития дефектного слоя удельная нагрузка $P_{уд.з}$ сопоставлялась с величиной разрушающей нагрузки P_H , действующей на шар-индентор при испытаниях ОМ на микрохрупкость, так как явления, возникающие в процессе разрушения стекломатериалов при взаимодействии с абразивными зёрнами при резании, подобны тем, которые присущи процессу измерения их микрохрупкости [4]. Развитие

дефектов при шлифовании происходит при превышении удельной нагрузки на зерно $P_{уд.з}$ разрушающей нагрузки $[P_H]$. В этом случае уравнение (1) будет трансформировано как :

$$P_p = P(P_{уд.з} \geq [P_H]). \quad (3)$$

Для определения вероятности развития дефектного слоя необходимо знать законы распределения нагрузок от сил резания и разрушающей, которые определялись в условиях моделирования схемы врезного плоского торцового шлифования образцов из ситалла [3]. Основные особенности используемой модели шлифовального круга: зерна алмазного круга представлены в виде цилиндров постоянной длины, равной среднему значению этого размера для данной зернистости; они имеют режущую часть в виде шарового сегмента переменного радиуса $R = h = x$; где $h = x$ - высота выступания зерен над условной поверхностью связки. Зерна по высоте распределены в соответствии с законом нормального распределения, имеющего плотность вероятности $f(x)$ и известные параметры (σ_x) и x_{cp} .

Тогда величина удельной нагрузки на зерно может быть описана уравнением:

$$P_{уд.з} = \frac{C^* \int_x^{\bar{x}} \xi^\alpha \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_\xi}} e^{-\frac{(\xi-x_{cp})^2}{2\sigma_\xi^2}} d\xi}{\int_x^{\bar{x}} \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_\xi}} e^{-\frac{(\xi-x_{cp})^2}{2\sigma_\xi^2}} d\xi}, \quad (4)$$

где: C^* , α - расчетные коэффициенты [3], ξ - переменная интегрирования.

Имея эту зависимость и зная закон распределения вероятности случайной величины X , где $x \in (0, x_{max})$, можно определить закон распределения вероятности величины $P_{уд.з}$.

Значения микрохрупкости ситаллов, определяются экспериментально [4]. Усилия на инденторе, приводящие к нарушению сплошности материала при измерении его микрохрупкости, подчиняются закону нормального распределения с известной плотностью вероятности функции распределения предельной (разрушающей) силы $f[P_H]$.

Вероятность дефектообразования P_p может быть найдена при использовании приближенного способа расчета Н.С. Стрелецкого как

площадь фигуры, образованной пересечением кривых, описывающих дифференциальные функции распределения $f[P_H]$ и $f(P_{уд.з})$ (рисунок 1).

$$P_p = \int_0^{P_0} f(P_{уд.з})dP + \int_{P_0}^{\infty} f(P_H)dP . \quad (5)$$

Для определения величины P_p необходимо решить уравнение:

$$\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_t} e^{-\frac{(t-m_t)^2}{2\sigma_t^2}} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{P_H}} e^{-\frac{(P_H-P_{H.ср})^2}{2\sigma_{P_H}^2}} , \quad (6)$$

где: $P_{H.ср}$ - среднее значение разрушающей нагрузки; m_t и σ_t - соответственно математическое ожидание и среднеквадратичное отклонение некоторой промежуточной переменной, функционально связанной с $P_{уд.з}$.

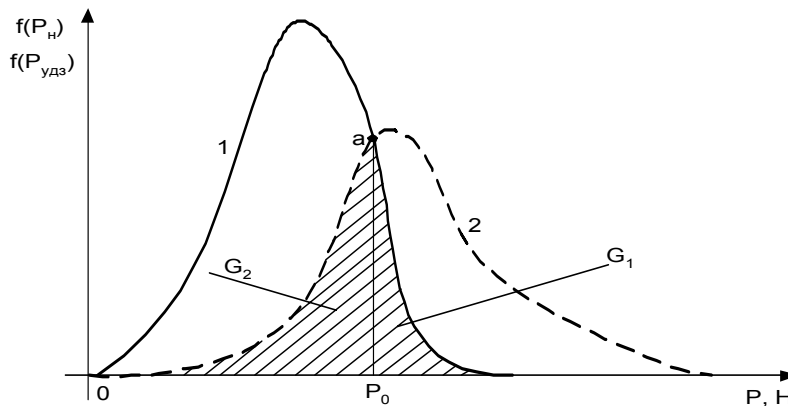


Рисунок 1 — Дифференциальные функции распределения: $f[P_H]$ (1) и $f(P_{уд.з})$ (2)

Решение уравнения (6) и нахождение вероятности случайного процесса образования дефектов при шлифовании хрупких неметаллических материалов согласно (5) возможно, если известны все константы и параметры, входящие в него и определяемые, в основном, двумя группами факторов: условиями процесса шлифования; физико-механическими свойствами (ОМ) и уровнем его исходной дефектности.

Зная P_p , можно определить число дефектов N на единице обработанной поверхности, то есть, спрогнозировать степень влияния условий шлифования на качество (дефектность) формируемой поверхности.

Для конкретных условий алмазного шлифования ситаллов исследовалась вероятность развития дефектности обработанной поверхности в зависимости от характеристик режущего инструмента: вида связки, геометрических и прочностных параметров алмазных зерен.

В приведенной выше теоретической модели развития дефектности формируемой поверхности влияние названных характеристик алмазных кругов на величину вероятности дефектообразования опосредованно учитывается за счет изменения величины выступления зерен из связки

$$\Delta_{\max} = \bar{x}; \sigma_x = \sigma = \sigma_t \approx \frac{\Delta_{\max}}{6}; x_{cp} = m = m_t = 0,65\Delta_{\max} \text{ (рисунок 2).}$$

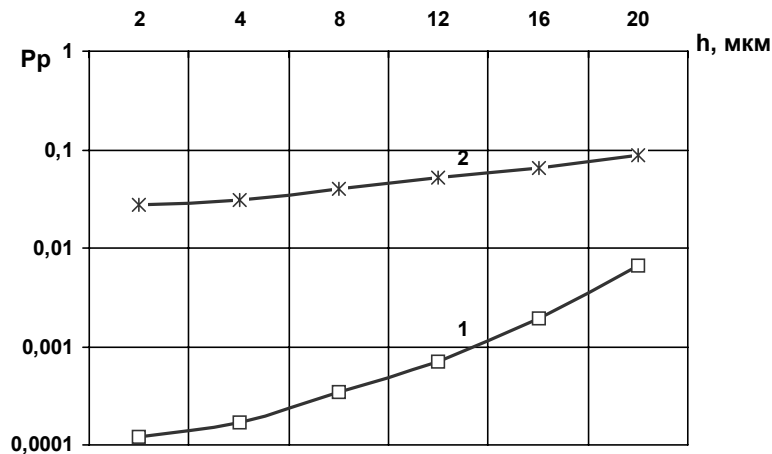


Рисунок 2 — Влияние величины вылета зерна из связки Δ_{\max} на вероятность дефектообразования.

Шлифование ситалла кругом 12 A2-45° 125x50x20x2,5 AC6 125/100 - 4 - M2-01
при значениях: 1 - $\Delta_{\max} = 0,043$ мм; 2 - $\Delta_{\max} = 0,065$ мм

На рисунке 2 представлены расчетные значения вероятности образования дефектного слоя при шлифовании в зависимости от заглабления зерен h в обрабатываемый материал. Увеличение Δ_{\max} связано с повышенной прочностью удержания зерен в алмазном круге и сопровождается изменением числа контактирующих с обрабатываемой поверхностью зерен, возрастанием напряженного состояния зоны их контакта с обрабатываемой поверхностью. Физически изменение величины Δ_{\max} может быть достигнуто при постоянных значениях зернистости и концентрации кругов за счет применения сочетаний различных видов инструментальных связок и типов алмазных зерен, обеспечивающих разную прочность их удержания в связке.

Для эффективного использования режущих свойств алмазных зерен важны условия их закрепления, которые в инструменте в основном определяются свойствами связки. Ее состав определяет прочность удержания зерен в круге при приложении к ним тангенциальных сил. Для поддержания процесса самозатачивания кругов, обеспечивающего равномерное изнашивание алмазносного слоя и сохранение за счет этого постоянной режущей способности инструмента при своевременном удалении износившихся зерен и обнажения нового рабочего слоя зерен,

связка должна обладать следующими свойствами: оптимальной износостойкостью; высокой антифрикционной способностью, обеспечивающей снижение коэффициента трения при скольжении ее по обрабатываемой поверхности; как можно более высокой теплопроводностью; высокой прочностью алмазносного слоя.

Исходя из этих требований, при шлифовании конструкционных изделий из таких высокопрочных материалов как технические ситаллы, на операциях чернового и получистового шлифования эффективными могут быть только инструменты на основе металлических связок типа М2-01, и М04, обладающие необходимой механической прочностью.

Удержание зерен в связке также зависит от характеристик используемых алмазных порошков, которые согласно ГОСТ 9206-80 отличают различные марки алмазов. К основным характеристикам алмазных порошков, используемых в качестве абразивных зерен алмазных инструментов, относятся: вид сырья, прочность зерен на сжатие, геометрическая форма зерен (в некоторых источниках – развитость режущей поверхности зерен). Можно предположить, что влияние марок алмаза на процессы диспергирования хрупких неметаллических материалов связано, прежде всего, с изменением силового воздействия на обрабатываемую поверхность, возникающего при использовании зерен различных характеристик.

Установлено [5], что производительность шлифования, удельный расход алмазов и вид изнашивания кругов зависят от прочности алмазных зерен, обуславливающих их режущую способность. При торцовом шлифовании стекла кругами зернистости 160/125 на связке М04 последовательный переход от кругов, оснащенных алмазами АС 2, к кругам АС 4, АС 6 и АС 15 обеспечивает повышение производительности обработки соответственно в 4, 1,6 и 1,56 раза по сравнению с предшествующей маркой. При этом производительность круга с алмазами марки АС 15 (наиболее прочные из исследованных алмазов) по сравнению с производительностью круга с алмазами АС 2 (наименее прочные из исследованных) возросла в 7 раз при различии в прочности зерен в 6 раз.

Удельный расход алмазов при использовании кругов из алмазов АС 15 в 1,6 раза меньше по сравнению с кругами из алмазов АС 2, но в 3,2 раза больше по сравнению с кругами из менее прочных алмазов АС 6. Объяснением этому служит разница в форме и развитости поверхности алмазов сравниваемых марок. Имеющие более правильную форму и менее развитую режущую поверхность, зерна алмаза АС 15 при больших удельных нагрузках, соответствующих более высокой производительности, быстрее выламываются из связки, что приводит к большему расходу алмазов и возрастанию удельных нагрузок на оставшиеся зерна. При этом уровень выступания их из связки Δ_{\max}

остається практично постійним і залежить із початку від зернистості алмазних зерен. Менше прочніе і маючі більш розвинуту поверхню зерна із алмазів АС 6 изнашиваються (істираються) більш інтенсивно, но в меншій ступені выламываються із зв'язки. То єсть, их кількість на режущей поверхні круга остається більш стабільним в соєтанні со сниженієм в процесі експлуатації інструмента рівня Δ_{max} по сравнению с его ісходним значенієм. Следствием этого являються більш низкіє удельніє наєрузки на зерна і меншая вероєтність дефектообразования, что подтверждается даними, приведенными на рисунке 2.

Выдвинутые теоретические предпосылки были проверены экспериментально при шлифовании образцов из технического ситалла по схеме плоского встречного врезного шлифования с параметрами режима: скорость резания $v = 33$ м/с; подача $s = 2,5$ м/мин; глубина шлифования $t = 0,75$ мм. Используемый инструмент: круги 1A1 200x6x3x76 АС 20 250/200 – 4 – М2-01 и 1A1 200x6x3x76 АС 6 250/200 – 4 – М2-01, обладающие исходной одинаковой режущей способностью. Результаты определения дефектности нарушенного обработкой слоя представлены на рисунке 3.

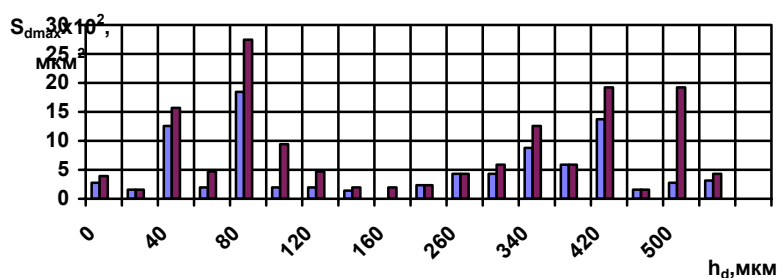


Рисунок 3 - Диаграмма зависимости площади единичных максимальных микродефектов от глубины залегания при шлифовании ситалла кругами: затемненные участки диаграммы - АС 20 250/200, светлые участки диаграммы - АС 6 250/200

Для исследования глубины и структуры нарушенного обработкой слоя материала использовался капиллярный метод люминесцентной дефектоскопии в сочетании с послойным химическим травлением образцов [6]. Дефектность образцов оценивалась по величине (площади) единичного максимального микродефекта S_{dmax} , мкм², находящегося на рассматриваемом участке обработанной поверхности и уровне травления h_d .

Полученные данные свидетельствуют о том, что применение алмазных кругов с более прочными зернами (АС 20 по сравнению с АС 6)

приводит к значительному повышению дефектности обработанной поверхности, что совпадает с результатами прогнозирования развития дефектного слоя, полученными при использовании теоретической модели (см. рисунок 2).

Максимальный уровень дефектности приходится на глубины залегания $h_d = 80$ мкм и $h_d = 420-500$ мкм. Здесь размеры дефектов, внесенных при работе кругами с более прочными алмазными зернами, в двенадцать раз больше по сравнению с использованием кругов, оснащенных алмазами марки АС 6. Это позволяет рекомендовать алмазно-абразивный инструмент с более прочными алмазными зернами к применению на стадии предварительного черного шлифования, когда очень важен фактор снижения трудоемкости обработки, который может быть обеспечен за счет интенсификации параметров режима (t и s). На операциях чистового шлифования, на которых завершается формирование поверхностного слоя изделия, где первостепенное значение приобретают глубина и структура образовавшегося дефектного слоя, рациональнее использовать алмазные круги с менее прочными алмазами.

Таким образом, можно заключить, что предлагаемая математическая модель образования дефектного, нарушенного обработкой поверхностного слоя, позволяет, варьируя условия процесса шлифования, прогнозировать вероятность развития дефектного слоя, обусловленного процессами механической обработки хрупких неметаллических материалов. Об этом свидетельствуют также положительные результаты опытно-промышленных испытаний технологических процессов обработки изделий из технических ситаллов, разработанных с использованием предлагаемой методики прогнозирования дефектности формируемой поверхности.

Литература.

1. Ардамацкий А.Л. Алмазная обработка оптических деталей. - Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1978. - 232 с.
2. Калафатова Л.П. Влияние технологической наследственности на эффективность процессов механической обработки стекломатериалов // Справочник. Инженерный журнал. М.: Машиностроение. - 1997. - № 9. - С. 7-11.
3. Калафатова Л.П. Определение вероятности образования дефектов в обрабатываемой поверхности при шлифовании ситаллов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Межд. сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГТУ. - 2000. - Вып. 12. – С. 75-80.
4. Методика определения микрохрупкости ситаллов с использованием люминесцентной микроскопии / А.М. Райхель, В.Н. Лихтенштейн, О.А. Непомнящий и др. // Заводская лаборатория. - 1979. - №10. С.36-38.
5. Перерозин М.А. Справочник по алмазной обработке стекла. – М.: Машиностроение, 1987. – 224 с. 6. Kalafatova L. Diagnostics of qualitative performances of products from engineering cetalls // Archives of Mechanical Technology and Automatization. - Poznan: Poznan University of Technology. - 1997. - Vol. 17, ¹ 2. - P. 107-116.

УДК 621.883

Захаров Н.В., Чибирик Я.И.
СНАУ, г. Сумы, Украина

КОЛИЧЕСТВЕННЫЙ АНАЛИЗ ВАРИАНТОВ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ СБОРКИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СТРУКТУРНЫХ ВИДАХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ СБОРКИ ИЗДЕЛИЙ

The analysis of versions of the balances of assembly is executed at different versions of structures of technological systems.

Развитие народного хозяйства страны и рост благосостояния народа невозможен без развития промышленной сферы и, в частности, машиностроения.

При изготовлении машин от 30 до 70% трудоемкости составляет сборка. От выполнения сборочных работ значительно зависит качество изделия и его конкурентоспособность.

При оптимизации последовательности сборочных процессов важной теоретической и практической задачей является моделирование возможных вариантов сборки. Основной задачей при этом является определение количества возможных вариантов для выбора лучшего.

Моделированию вариантов последовательностей сборки посвящены труды известных отечественных ученых: д.т.н., проф. Гавриша А.П., д.т.н., проф. Тимофеева Ю.В., д.т.н., проф. Мельниченко А.А., д.т.н., проф. Хицана В.Д., д.т.н., проф. Зенкина А.С., Коппа В.Я. и др. Однако, до настоящего времени не решена задача определения количества вариантов последовательностей сборки при различных структурах технологического процесса.

В данной статье поставлена и решена задача выявления аналитических зависимостей для определения количества вариантов последовательностей сборки в зависимости от вида структуры технологической схемы сборки (ТСС) изделия.

Рассмотрим взаимосвязь количества возможных V_m и практически реализуемых V_n на производстве вариантов сборок. V_n является частью множества или подмножеством множества V_m : $V_n \subset V_m$.

Определим количество V_m для последовательного, минимально-параллельного и максимально-параллельного структурного вида ТСС.

С использованием математического моделирования ситуаций получена количественная зависимость возможных вариантов последовательностей сборки от количества деталей в изделии для последовательного структурного вида ТСС.

В результате выполнения экспериментов установлено следующее. Для последовательного структурного вида количество возможных вариантов

последовательностей сборки будет определяться аналитической зависимостью:

$$V_{m.нос.} = N!,$$

где: N – количество деталей в изделии.

Граф минимально-параллельного структурного вида ТСС имеет более сложную структуру, чем ТСС последовательного вида. С использованием математического моделирования ситуаций получена зависимость количества вариантов последовательностей сборки для минимально-параллельного структурного вида ТСС.

Обобщая полученные результаты, с использованием теории числовых рядов, выведена общая формула, связывающая количество деталей в СЕ и количество вариантов ТСС для минимально-параллельного структурного вида:

$$V_{T.min.-n.}^{R=1} = \sum_{n=1}^{N-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right]$$

Структура графа ТСС минимально-параллельного вида имеет следующее свойство: на каждом последующем (верхнем) уровне графа количество вершин уменьшается на два по сравнению с предыдущим (нижним) уровнем.

Поэтому для уровня графа $R=2$ количество элементов, подлежащих сборке, уменьшится на 2 по сравнению с $R=1$, т.е. $N^{R=2} = N^{R=1} - 2$.

Тогда количество возможных вариантов ТСС на 2-м уровне графа выразится зависимостью:

$$V_{T.min.-n.}^{R=2} = \sum_{n=1}^{(N-2)-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right]$$

Для последующих уровней графа количество возможных вариантов ТСС выводится аналогично.

Для $R=3$, $N^{R=3} = N^{R=2} - 2 = N^{R=1} - 2 \times 2 = N - 2 \times 2$:

$$V_{T.min.-n.}^{R=3} = \sum_{n=1}^{(N-2\cdot2)-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right]$$

Для $R=R-2$, $N^{R=R-2} = N^{R=R-1} - 2 = N^{R=1} - (R-1) \times 2 = N - (R-1) \times 2$:

$$V_{T.min.-n.}^{R=R-2} = \sum_{n=1}^{(N-(R-1)\cdot2)-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right]$$

Количество возможных вариантов ТСС для изделия из N деталей, ТСС которого имеет минимально-параллельный структурный вид выразится произведением:

$$V_{T.min.-п.} = V_{T.min.-n.}^{R=1} \times V_{T.min.-n.}^{R=2} \times V_{T.min.-n.}^{R=3} \times \dots \times V_{T.min.-n.}^{R=R-2}$$

$$V_{T.min.-п.} = \left\{ \sum_{n=1}^{(N-2)-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right] \right\} \times \left\{ \sum_{n=1}^{(N-2\cdot2)-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right] \right\} \times \dots \times \left\{ \sum_{n=1}^{(N-(R-3)\cdot2)-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right] \right\}$$

Общая формула теоретически возможных вариантов последовательности сборки для минимально-параллельного структурного вида будет иметь вид:

$$V_{T.min.-п.} = 3 + \prod_{m=2}^{R-3} \left\{ \sum_{n=2}^{N-2(m-1)-3} \left[(2+n) \cdot \sum_{k=1}^n k \right] \right\},$$

где $R=(N-2)/2$.

Структура графа ТСС максимально-параллельного вида обладает следующим свойством: на каждом последующем (верхнем) сборочном уровне по сравнению с предыдущим (нижним) количество сборочных компонентов уменьшается в 2 раза.

С использованием математического моделирования получена зависимость количества возможных вариантов последовательностей сборки при различном количестве деталей в изделии для максимально-параллельного структурного вида ТСС.

Используя теорию числовых рядов, установлено, что для максимально-параллельного структурного вида для $(R=1)$ количество возможных вариантов последовательностей сборки выражается зависимостью:

$$V_{T.max.-n.}^{R=1} = \prod_{n=1}^{N/2} (2n-1).$$

Для $R=2$ количество деталей уменьшится в 2 раза по сравнению с $R=1$ $N^{R=2} = N^{R=1}/2 = N/2$, поэтому:

$$V_{T.max.-n.}^{R=2} = \prod_{n=1}^{N/2^2} (2n-1).$$

Для последующих уровней графа количество возможных вариантов последовательностей сборки рассчитывается аналогично.

Для $R=3$, $N^{R=3} = N^{R=2}/2 = N^{R=1}/2^2 = N/2^2$:

$$V_{T.max.-n.}^{R=3} = \prod_{n=1}^{N/2^3} (2n-1) \text{ и т.д.}$$

Для $R=R-2$, $N^{R=R-2} = N^{R=R-3}/2 = N^{R=1}/2^{R-3} = N/2^{R-3}$.

$$V_{T.max.-n.}^{R=R-2} = \prod_{n=1}^{N/2^{R-2}} (2n-1).$$

Количество возможных вариантов последовательностей сборки для изделия с максимально-параллельным структурным видом ТСС будет выражаться произведением:

$$V_{T.max.-п.} = V_{T.max.-n.}^{R=1} \times V_{T.max.-n.}^{R=2} \times V_{T.max.-n.}^{R=3} \times \dots \times V_{T.max.-n.}^{R=R-2},$$

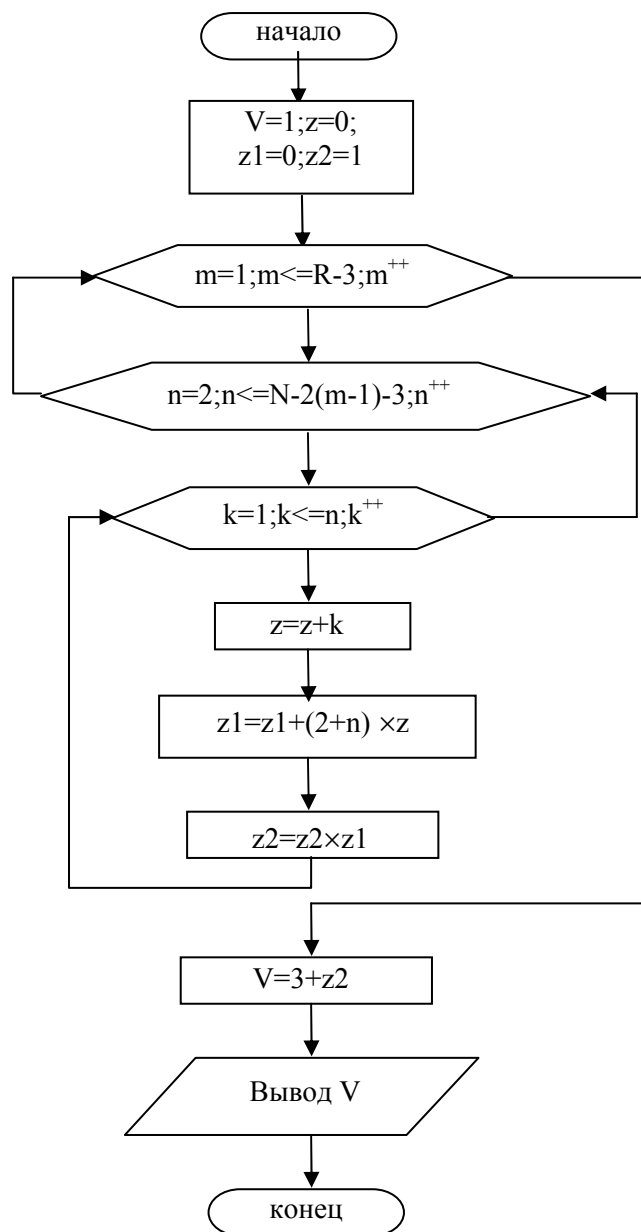
$$V_{T.max.-п.} = \left\{ \prod_{n=1}^{N/2} (2n-1) \right\} \times \left\{ \prod_{n=1}^{N/2^2} (2n-1) \right\} \times \left\{ \prod_{n=1}^{N/2^3} (2n-1) \right\} \times \dots \times \left\{ \prod_{n=1}^{N/2^{R-2}} (2n-1) \right\}.$$

Окончательно:

$$V_{т.мах.-п.} = \prod_{k=1}^{R-2} \left\{ \prod_{n=1}^{N/2^k} (2n-1) \right\},$$

где $R = \log_2 N + 1$.

Для определения возможных вариантов последовательностей сборки для последовательного, минимально-параллельного и максимально-параллельного структурных видов ТСС разработаны алгоритмическое (рисунок 1) и программное обеспечение решения задачи.



Решение рассмотренной задачи позволяет осуществлять на высоком уровне моделирование возможных вариантов сборочных процессов на ЭВМ и выбирать лучший.

Рисунок 1 — Блок-схема алгоритма определения количества возможных вариантов сборки для последовательного, минимально-параллельного и максимально-параллельного структурных видов технологических схем.

УДК 621.923

Матюха П.Г., Гринев А.А.
ДонНТУ, Донецьк, Україна

ВЛИЯНИЕ ЗЕРНИСТОСТИ АЛМАЗОВ НА КОЛИЧЕСТВО СОШЛИФОВАННОГО МАТЕРИАЛА ПРИ ОБРАБОТКЕ ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ

The diamond wheel graininess affording a maximum quantity of steel P6M5Ф3 having been ground off by the elastic setup is determined in the paper. It is established that the minimal error at the calculation of quantity of material having been ground off takes place at the description of speed of immersion of a wheel working surface by means of the combination of exponential and linear functions.

Одной из актуальных задач, позволяющих минимизировать затраты на обработку является определение оптимальных режимов шлифования.

В настоящее время для определения оптимальных режимов используется два метода – кибернетический и аналитический. В основе кибернетического метода лежит многофакторное планирование эксперимента и поиск минимума функции отклика. Недостатком метода является его высокая трудоемкость и ограниченность рекомендаций областью проведенных исследований. При аналитическом методе поиск оптимальных режимов осуществляется с помощью расчета по аналитическим зависимостям, описывающим технологическую себестоимость обработки и количество сошлифованного материала, с последующим поиском условий, обеспечивающих минимальную удельную себестоимость. При этом необходимо учитывать, что количество сошлифованного материала в различные периоды времени неодинаково и определяется режущей способностью круга.

Режущая способность круга представляет собой количество сошлифованного материала за определенный промежуток времени, которое может быть рассчитано по следующей формуле

$$Q = B \cdot H \cdot \int_0^t W(t) dt, \quad (1)$$

где: B и H – размеры обрабатываемой поверхности образца, мм; $W(t)$ – функция, описывающая изменение во времени скорости погружения рабочей поверхности круга (РПК) в образец, мм/мин.

Как видно из этой формулы скорость погружения РПК в образец однозначно определяет закон изменения режущей способности круга.

Для определения влияния зернистости на режущую способность круга были проведены экспериментальные исследования на плоскошлифовальном станке мод. 3Г71 по схеме, приведенной на рисунке 1. Образец из закаленной стали Р6М5Ф3 с размером рабочей

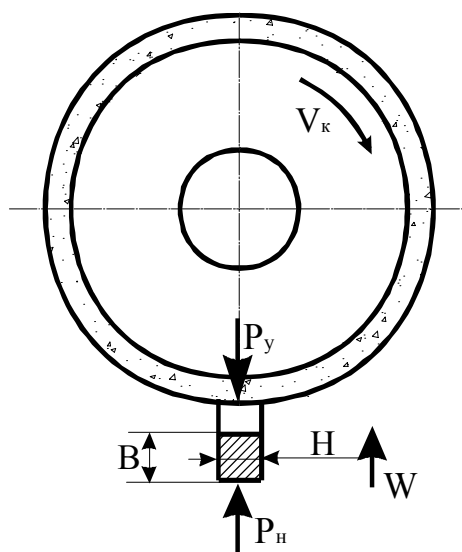


Рисунок 1 - Шлифование неподвижного образца по упругой схеме периферией круга

поверхности образца 5×14 мм, закрепленный в специальном приспособлении, обрабатывали по упругой схеме с постоянной силой поджима P_n . Обработку осуществляли алмазными шлифовальными кругами 1A1 250×76×15×5 с алмазами AC6 зернистостью 100/80; 160/125; 250/200 на связке M2-01 100 %-ной концентрации. Для каждой зернистости сила поджима, исключая фазово-структурное превращение в поверхностном слое [1], составляла, соответственно, 72 Н, 70 Н, 93 Н. Скорость вращения круга $V_k = 35$ м/с.

Перед началом обработки круги правили электроэрозионным способом с подводом технологического тока в зону резания при шлифовании электрода из чугуна методом поперечной подачи. В качестве источника технологического тока использовался блок электропитания ИТТ-35. При правке анодом был шлифовальный круг, катодом – правящий электрод-инструмент. В качестве охлаждающего средства использовался 0,3 %-ный водный раствор кальцинированной соды. Режимы правки приведены в таблице 1.

Таблица 1 — Электрические и механические режимы правки алмазных шлифовальных кругов

Электрические режимы		Механические режимы			
Напряжени е холостого хода U_{xx} , В	Средняя сила тока I_{cp} , А	Глубина резания t , мкм	Поперечн ая подача S_n , мм/ход	Скорость круга V_k , м/с	Скорость электрода $V_э$, м/мин
60	8-10	2-3	3-4	35	6

Измерение высоты образца до и после шлифования осуществляли с помощью микрометров МК 75 – 100; МК 50 – 75; МК 25 – 50 в зависимости от размеров образца. Замеры высоты выполнялись в 3 точках по длине образца.

Среднюю высоту образца определяли по формуле:

$$l_{cp} = \frac{\sum_{i=1}^m l_i}{m},$$

где: m – количество точек, в которых проводились измерения.

Среднюю высоту слоя сошлифованного материала рассчитывали как разность высот образца до и после шлифования:

$$\Delta l_{cpi} = l_{cpi-1} - l_{cpi}.$$

Скорость погружения РПК в образец связана с величиной Δl_{cp} соотношением:

$$W = \frac{\Delta l_{cp}}{\Delta t},$$

где: Δt – интервал времени, за который снят припуск Δl_{cp} .

Среднее квадратическое отклонение скорости погружения вычисляли по формуле:

$$S_W = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^m (W_i - \bar{W})^2}{m - 1}}. \quad (2)$$

Вычисленные по формуле (2) значения S_W использовались для определения доверительных интервалов для величины скорости погружения W , которые имеют вид:

$$\bar{W} - t_\alpha S_W \leq W \leq \bar{W} + t_\alpha S_W,$$

где: t_α – значение критерия Стьюдента при уровне значимости α .

Уровень значимости при определении доверительных интервалов принимался равным $\alpha = 0,05$.

Значения скорости погружения РПК в обрабатываемый образец, полученные экспериментально, аппроксимировали двумя различными способами.

В первом способе изменение скорости погружения РПК в образец описывали одной экспоненциальной функцией

$$W_1 = W_{1ycm} + \Delta W_1 \cdot e^{\alpha_1 t}, \quad (3)$$

где: W_{ycm} – установившаяся скорость погружения; $\Delta W = W_0 - W_{ycm}$ – амплитуда снижения скорости погружения; W_0 – исходная скорость погружения РПК с рельефом, параметры которого сформированы после электроэрозионной правки; α – эмпирический коэффициент.

Во втором способе скорость погружения РПК в образец описывали двумя функциями – экспоненциальной и линейной:

$$W_2 = \begin{cases} W_{2ycm} + \Delta W_2 \cdot e^{\alpha_2 \cdot t}, & \text{при } 0 < t \leq 2 \text{ мин;} \\ b_0 + b_1 t, & \text{при } 2 < t \leq 15 \text{ мин,} \end{cases} \quad (4)$$

где: b_0 и b_1 – свободный член и коэффициент линейного уравнения.

Значения параметров функции (3) приведены в таблице 2, а функций (4) – в таблице 3.

Таблица 2 — Параметры экспоненциальной функции, описывающей влияние времени работы круга на скорость погружения РПК в обрабатываемый образец

Характеристика круга	Параметры функции $W_1 = W_{1ycm} + \Delta W_1 \cdot e^{\alpha_1 \cdot t}$		
	W_{1ycm}	ΔW_1	α_1
Зернистость 100/80	0,08	34,52	- 4,7032
Зернистость 160/125	0,124	32,076	- 0,8232
Зернистость 250/200	0,059	28,741	- 0,7871

Таблица 3 — Параметры экспоненциальной и линейной функций, описывающих влияние времени работы круга на скорость погружения РПК в обрабатываемый образец

Характеристика круга	Параметры функции				
	$W_2 = W_{2ycm} + \Delta W_2 \cdot e^{\alpha_2 \cdot t}$			$W_2 = b_0 + b_1 t$	
	W_{2ycm}	ΔW_2	α_2	b_0	b_1
Зернистость 100/80	0,249	33,35	- 5,074	0,2157	0,0103
Зернистость 160/125	0,919	31,28	- 5,093	0,2540	0,0095
Зернистость 250/200	0,189	28,611	- 5,1516	0,193	0,0057

Расчет количества сошлифованного материала в различные периоды обработки с использованием функции (3) выполнялся по формуле:

$$Q_1 = B \cdot H \cdot \left(W_{1ycm} \cdot t - W_{1ycm} \cdot t_0 - \frac{\Delta W_1}{e^{\alpha_1 \cdot t} \cdot \alpha} + \frac{\Delta W_1}{e^{\alpha_1 \cdot t_0} \cdot \alpha} \right), \quad (5)$$

а с использованием функций (4) – по формуле:

$$Q_2 = B \cdot H \cdot \left(W_{2ycm} \cdot 2 - W_{2ycm} t_0 - \frac{\Delta W_2}{e^{\alpha_2 \cdot 2} \cdot \alpha} + \frac{\Delta W_2}{e^{\alpha_2 \cdot t_0} \cdot \alpha} + b_0 \cdot t - b_0 \cdot 2 - \frac{b_1 \cdot t^2}{2} + \frac{b_1 \cdot 2^2}{2} \right). \quad (6)$$

Количество сошлифованного материала по экспериментальным данным рассчитывали по формуле:

$$Q_{\text{експ}} = B \cdot H \cdot \Delta L, \quad (7)$$

где: $\Delta L = L_n - L_k$; L_n – длина образца до эксперимента; L_k – длина образца после эксперимента.

Рассчитанное по формулам (5)-(7) количество сошлифованного материала приведено в таблице 4.

Таблица 4 — Влияние зернистости алмазного круга на количество сошлифованного материала при обработке неподвижных образцов по упругой схеме

Характеристика круга	Количество сошлифованного материала			Погрешность расчета Q по формулам, %	
	$Q_{\text{эксп}}$, мм ³ (7)	Q_1 , мм ³ (5)	Q_2 , мм ³ (6)	(5)	(6)
100/80	613	717	610	14	0,5
160/125	788	2855	715	262	9,2
250/200	627	2618	546	317	13

Как видно из приведенных данных, максимум количества сошлифованного материала обеспечивается при шлифовании кругом зернистостью 160/125. Это объясняется тем, что фактическая глубина шлифования при зернистости 160/125 превышает аналогичный показатель при шлифовании кругами зернистостью 100/80 и 250/200. Этот факт обусловлен соотношением фактических площадей контакта поверхностей зерен с поверхностью резания при различных зернистостях.

Выводы:

- изменение скорости погружения РПК в образец необходимо описывать комбинацией экспоненциальной и линейной функций, при этом погрешность расчета количества сошлифованного материала не превышает 13 %;
- оптимальной зернистостью при шлифовании неподвижного образца из стали Р6М5Ф3 по упругой схеме является 160/125.

Литература.

1. Матюха П.Г., Гринев А.А. Расчет максимально допустимой силы поджима заготовки к кругу при шлифовании неподвижного образца по упругой схеме// Вісник інженерної академії України. – 2001. – № 3 (Частина 1). – С. 227-230.

УДК 621.883

Водолазская Е. Г., Водолазская Н. В., Дашич П. В.
Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск,
Украина, Донецкий национальный технический университет, Донецк, Украина,
Высшая техническая технологическая школа, Крушевац, Югославия

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ СБОРКИ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ В УСЛОВИЯХ РАЗЛИЧНЫХ ТИПОВ ПРОИЗВОДСТВА

The influencing of types of manufacture on a level of mechanization and assembly automation of threaded connections is reviewed. The analysis of accuracy of the main ways of the control of moment of tightening is conducted. The calculation of their relative error of theoretic relations of the moment from a measured parameters is made. The analytical relations are affirmed by experimental researches.

Условия достижения высоких эксплуатационных качеств промышленной продукции не ограничиваются созданием ее удачной конструкции или применением соответствующих материалов для ее деталей. Получение заданных параметров изготовления машины в значительной степени зависит от выполнения всех требований технологического процесса сборки и выбора рационального способа контроля сборочных операций.

В условиях единичного и мелкосерийного типов производств основная часть сборочных работ выполняется на стадии общей сборки, и лишь малая их доля осуществляется над отдельными сборочными единицами. С увеличением серийности производства сборочные работы все больше раздробляются по отдельным сборочным единицам, и в условиях массового и крупносерийного типов производств, объем узловой сборки становится равным или даже превосходит объем общей сборки, а это требует механизации и автоматизации этих работ в целом или хотя бы отдельных сборочных операций, к которым можно отнести и затяжку резьбовых соединений.

Влияние серийности на уровень механизации и автоматизации сборки резьбовых соединений можно проиллюстрировать рисунком 1, где анализируется операция по завертыванию разным оборудованием десяти болтов М12х80 на глубину 18 мм с моментом затяжки 95-105 Нм [1,2]

Анализируя представленные графики, можно сделать вывод, что одним из возможных направлений решения проблемы качественной затяжки резьбовых соединений в условиях мелкосерийного производства можно считать использование гайковертов ударного действия, которые отличаются высокой удельной энергоемкостью и стабильными энергетическими параметрами. Важным этапом при их эксплуатации

является выбор способа контроля момента затяжки, наиболее распространенными из которых являются способ контроля с помощью торсионов и энергетический по числу ударов.

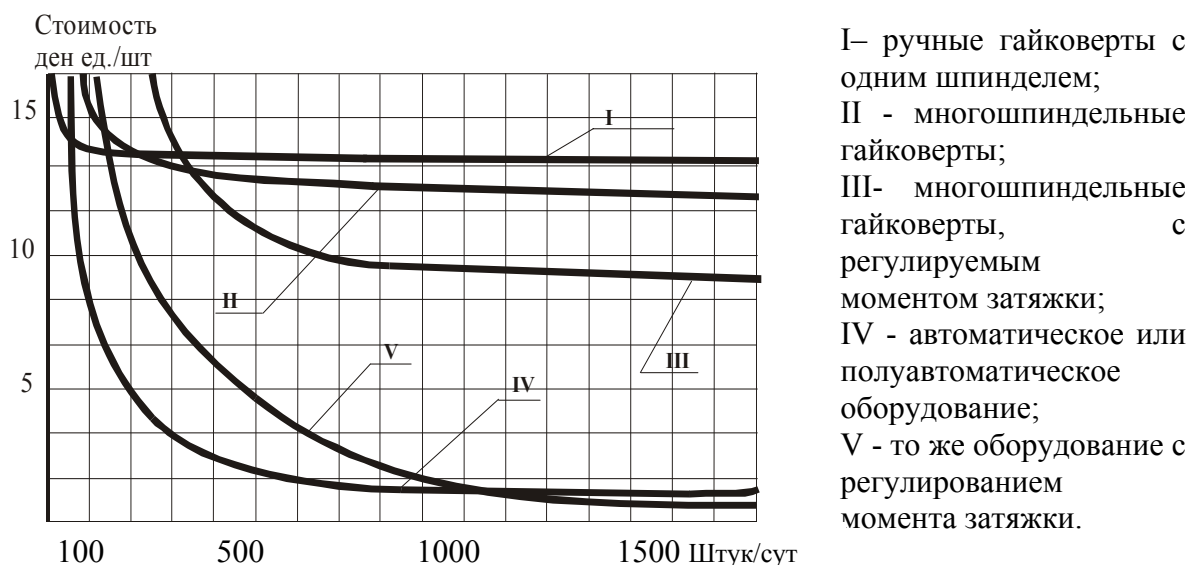


Рисунок 1 — Схема эффективности механизации и автоматизации в зависимости от масштаба выпуска изделий в сутки

С целью выработки рекомендаций по возможным областям применения указанных способов был проведен анализ точности их теоретических зависимостей. При использовании торсионов момент определяется по следующим зависимостям:

$$M = \sqrt{2A_e C_{np}} \quad (1)$$

где: M - предельный момент затяжки; A_e - энергия единичного удара гайковерта; C_{np} - приведенная жесткость системы, определяемая по формуле:

$$\frac{1}{C_{np}} = \frac{1}{C_m} + \frac{1}{C_{ш}} + \frac{1}{C_б} [1 - (\frac{1 - K_D}{K_T})^2] \quad (2)$$

где: K_D - коэффициент, характеризующий величину остаточного момента в резьбовом соединении ($K_D \leq 1$); K_T - коэффициент учитывающий соотношение между моментами на ключе и на торце гайки; $C_{ш}$, $C_б$, C_m - соответственно жесткости шпинделя, болта и торсиона.

При контроле по числу ударов:

$$M_i = \sqrt{2A_e C_{np} [1 - (1 - \xi)^i]} \quad (3)$$

где: M_i - момент затяжки после итога удара C_{np} - определяется по формуле (2) без учета жесткости торсиона; $\xi = 0,02 - 0,04$ - структурный

коэффициент, зависящий от податливости резьбового соединения; i - число ударов.

Вычислялась относительная погрешность момента при этих способах контроля в предположении, что величина A_e изменяется в процессе затяжки на 5%, а расчетные величины имеют относительную погрешность $n\%$. Зависимость (1) с учетом (2) была преобразована к следующему виду:

$$M = \sqrt{\frac{2A_e K_m^2 C_{\delta} C_{uu} C_m}{C_m K_m^2 C_{\delta} + K_m^2 C_{\delta} C_{uu} + C_{uu} C_m [K_m^2 - (1 + K_D)^2]}} \quad (4)$$

Используя теорию дифференциалов [3] определим относительную погрешность каждого произведения, входящего в формулу (4). Например, обозначим выражение, находящееся в числителе, через B . Тогда, логарифмируя его, получим:

$$\ln B = \ln 2 + \ln A_e + 2 \ln K_m + \ln C_{\delta} + \ln C_{uu} + \ln C_m$$

Затем дифференцируем полученный логарифм числителя B по всем аргументам, учитывая, что 2 абсолютно точное число

$$\frac{dB}{B} = \frac{dA_e}{A_e} + \frac{dK_m}{K_m} + \frac{dC_{uu}}{C_{uu}} + \frac{dC_{\delta}}{C_{\delta}} + \frac{dC_m}{C_m}$$

Заменяя далее бесконечно малые dA_e , dC_m , dK_m , dC_{uu} , dC_{δ} абсолютными ошибками ΔA_e , ΔC_m , ΔK_m , ΔC_{uu} , ΔC_{δ} получаем окончательную формулу относительной ошибки числителя:

$$\varepsilon_B = \pm \left(\left| \varepsilon_{A_e} \right| + 2 \left| \varepsilon_{K_m} \right| + \left| \varepsilon_{C_{uu}} \right| + \left| \varepsilon_{C_{\delta}} \right| + \left| \varepsilon_{C_m} \right| \right).$$

Проделав аналогичные действия над оставшимися произведениями, а также используя формулы для определения относительных ошибок суммы, разности, частного и корня и руководствуясь рекомендациями [3] при определении коэффициентов, а также давая погрешности последовательно значения 1%, 2%, 3%, были получены относительные погрешности метода контроля момента, представленные в таблице 1.

Таблица 1 — Относительные погрешности способов контроля

Погрешность методов контроля при $n=$	1%	2%	3%	Относительное соотношение
С помощью торсионов	$\pm 10,9$	$\pm 13,4$	$\pm 18,5$	1,0
По числу ударов	$\pm 9,5$	$\pm 10,5$	± 14	0,8

На основании проведенного расчета можно сделать вывод о том, что более точным является энергетический способ по числу ударов, что и было подтверждено проведенными экспериментами.

Исследованиям подвергались реальные резьбовые соединения, представляющие собой болты с различными параметрами (диаметр, длина болта, шаг резьбы и т.п.) и изготовленные из сталей разных марок. Болты группировались в серии по 3-5 штук, количество испытаний каждого болта составляло 10-30. Фрагмент экспериментальных данных приведен в таблице 2.

Таблица 2. Результаты затяжки болта №4

№ опы та	Усилие затяжки $\cdot 10^4$, Н			Момент затяжки М, нм		
	X_i	ΔX_i	$(\Delta X_i)^2$	X_i	ΔX_i	$(\Delta X_i)^2$
1	1,8	-3,667	13,446	47	-	7219,3
2	3,4	-2,067	4,270	93	84,967	6
3	4,2	-1,267	1,605	100,5	-	1518,4
4	4,2	-1,267	1,605	107	38,967	1
5	5,0	-0,467	0,218	130	-	990,17
6	5,7	0,233	0,054	132,5	31,467	623,35
7	5,8	0,333	0,110	135	-	3,87
8	5,8	0,333	0,110	141	24,967	0,28
9	5,9	0,433	0,1876	146	-1,967	9,20
10	6,0	0,533	0,284	150	0,533	81,60
11	6,4	0,933	0,871	150	3,033	196,93
12	6,6	1,133	1,284	150	9,033	325,19
13	6,8	1,333	1,511	151,5	14,033	325,19
14	7,0	1,533	2,350	166	18,033	325,19
15	7,4	1,933	3,737	180	18,033	381,54
					18,033	1158,2
					19,533	5
					34,033	2307,1
					48,033	7

Обработка полученных результатов проводилась с помощью пакета прикладных программ статистической обработки экспериментальных данных [4], и представлены в таблице 3.

Проведенные экспериментальные исследования продемонстрировали достаточно хорошую сходимость с теоретическими расчетами, особенно для случая $n=3\%$.

Таблица 3 — Оценка погрешностей контроля при затяжке болтов по числу ударов

Число ударов	Измеряемые величины	Средние значения	Выборочный стандарт	Критерий Стьюдента	Абсолютная погрешность серии изменений	Относительная погрешность, %
5	Усилие 10^4 , Н	3,47	0,908	3,5	1,123	32,38
	Момент, Нм	91,13	11,263		13,94	15,29
6	Усилие 10^4 , Н	3,3	0,776	3,01	0,624	16,43
	Момент, Нм	106,1	10,87		8,74	8,24
7	Усилие 10^4 , Н	4,36	1,05	3,05	0,856	19,59
	Момент, Нм	111,86	15,01		12,24	10,94

Таким образом, подтверждена целесообразность использования редкоударных гайковертов [5] для сборки резьбовых соединений различных размеров и возможность контроля по числу ударов степени затяжки резьбовых соединений.

Литература.

1. Гельфанд М. Л., Ципенюк Я. И., Кузнецов О. К. Сборка резьбовых соединений. – М.: Машиностроение, 1978. – 109 с.
2. Водолазська Н. В., Водолазська О. Г., Искрицкий В. М. Проблеми автоматизації складання різевих з'єднань. // Машинознавство. – 2001. – № 11.- С. 51-53.
3. Иванцов А.И. Основы теории точности измерительных устройств: . – М.: Издательство стандартов, 1972. – 212с.
4. P. V. Dašić. Statistička obrada eksperimentalnih podataka. Knjiga1: Jedonfaktorna regresiona analiza. Monografija. Institut IMK “14 Oktobar”. Kruševac? 2001/- 250p.
5. Водолазская Н. В., Искрицкий В. М. Водолазская Е. Г. Гайковерт. Патент Украины № 44544А, В25В 21/02. Бюллетень №2 от 15.02.02г.

Раздел 4

Маоделирование и оптимизация технологических систем

УДК 621.9: 519.8: 658.5

Гузенко В.С.

Донбасская государственная машиностроительная академия,
г. Краматорск, Украина

АЛГОРИТМЫ ОПТИМИЗАЦИИ ТИПОРАЗМЕРНЫХ РЯДОВ СБОРНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

The increase in productivity of processing of details of machines at simultaneous increase of accuracy and quality of their manufacturing is one of complex tasks of a machine engineering industry. Work is devoted to research of algorithmic aspects - to an opportunity of construction of effective numerical methods for calculation on the COMPUTER.

При проектировании нового металлорежущего инструмента возникает задача выбора серии типоразмеров (конструктивных и геометрических параметров режущих пластин и т.д.) инструментов, которые будут изготавливаться. Более широко можно рассматривать задачу определения серии фиксированных значений z_1, \dots, z_m векторного параметра $z := (z^1, \dots, z^m) \in \mathcal{R}^n$, описывающего различные показатели обрабатываемого изделия: линейные размеры (длину, толщину, ширину и т.д.); угловые размеры (главный угол в плане, передний, задний и др. углы для металлорежущего инструмента); марка инструментального материала и т.д. Хотя для каждого случая обработки оптимально всегда некоторое значение (z_*^1, \dots, z_*^n) параметра z из непрерывного диапазона (\mathcal{R}^n), реально же приходится иметь дело с серией дискретных значений $z_1 := (z_1^1, \dots, z_1^n), \dots, z_m := (z_m^1, \dots, z_m^n)$, так как выпуск большего числа типоразмеров сопряжен с дополнительными расходами на изготовление [1]. Таким образом, существует экономически оптимальное число типоразмеров инструментов и распределение данных дискретных значений внутри диапазона. Возникающую задачу можно было бы назвать оптимизацией типоразмерных рядов.

Ряд содержательных результатов, связанных с оптимизацией длины пластин резцов для токарной обработки получен в работе [2]. В ней рассмотрена только одна из возможных задач такого рода с одним параметром $z \in R^1$ и функцией стоимости обработки.

Данная работа посвящена исследованию алгоритмических аспектов - возможности построения эффективных численных методов для расчета на ЭВМ. Авторами работы [3] для подбора оптимальных типоразмеров использовался метод полного перебора по равномерной сетке в пространстве типоразмерного параметра. Показано, что при достаточно

естественных предположениях относительно связи типоразмерного параметра и параметра обрабатываемого изделия, возможно использование стандартных или подобных им алгоритмов локальной нелинейной оптимизации, так как минимизируемая функция имеет при этом один экстремум.

В силу специфики задач выбора оптимальных типоразмеров, специализированные алгоритмы, описываемые в данной работе, могут оказаться более эффективными.

В работе [2] подробно рассмотрена постановка задачи построения оптимального типоразмерного ряда в условиях, когда каждый типоразмер z_i наряду с использованием для выполнения работ x из области эффективности $K_i(\bar{z})$ выполняет также часть всех остальных работ $x \in Q_x$. В простейшем случае некоторый дополнительный, не связанный с видом работы x признак $y \in R^l$ определяет, будет ли происходить выбор оптимального размера z_j из комплекта z_1, \dots, z_m или обработка будет вестись без смены обрабатывающего инструмента. Например, если время $y := t$ обработки одной или нескольких деталей другого (не из области эффективности) вида $x \in K_i(\bar{z})$ меньше некоторого критического значения: $y \leq t_{кр}$, то обработка будет вестись прежним инструментом z_i (экспериментально выявлено, что $t_{кр}$ близко к периоду стойкости инструмента: $(t_{кр} \approx T)$). Предполагая, что время обработка, партии деталей одного вида $y := t$ распределено независимо от параметров деталей x : (глубины припуска, твердости, диаметра и т.д.) получаем, что объем всех работ можно характеризовать двумерным распределением с функцией плотности:

$$\rho(x, y) = \rho_1(x)\rho_2(y), \quad (1)$$

где: $x \in R^n, y \in R^l$

В этом случае типоразмер z_i из комплекта $\bar{z} := (z_1, \dots, z_m)$ используется для выполнения работ (x, y) таких, что: либо

1) $y \in Q_y^a$ и $x \in K_i^0(\bar{z})$ - зона адекватного обслуживания; либо

2) $y \in Q_y^n$ и $x \in Q(z_i)$ - зона неадекватного обслуживания;

где: Q_y^a, Q_y^n - множества, $Q_y^a \cap Q_y^n = \emptyset$,

$Q_y^a \cap Q_y^n = Q_y := \{y \in R^l : a_y \leq y \leq b_y\}$;

$Q(z_i) := \{x \in R^n : a(z_i) \leq x \leq b(z_i)\}$ - область функционирования типоразмера z_i ;

$K_i^0(\bar{z})$ - область его эффективности. Может быть $y:=t$ - время обработки серии деталей одного вида;

$$Q_y^a := \{y \in R^1 : y > t_{kp}\}; Q_y^n := \{y \in R^1 : y \leq t_{kp}\}.$$

В зоне адекватного обслуживания инструмент z_i выполняет весь объем работ; в зоне же неадекватного обслуживания - только ту его часть (в равной степени для всех параметров $x \in Q(z_i)$), какую составляет общее время его использования при адекватном обслуживании в течении всего времени выполнения работ $x \in Q(z_i), y \in Q_y^a$.

Таким образом, получаем, что стоимость всех работ, выполняемых типоразмером z_i равна:

$$\int_{Q_y^a} \rho_2(y) \int_{K_i^0(z)} f(z_i, x) \rho_1(x) dx dy + \int_{Q_y^n} \rho_2(y) \int_{Q(z_i)} f(z_i, x) \rho_1(x) dx dy \frac{K_i^0(z)}{\int_{Q(z_i)} \rho_1(x) dx} =$$

$$= \int [\lambda_a f(z_i, x) + (1 - \lambda_a) \frac{\int_{Q(z_i)} f(z_i, x) \rho_1(x) dx}{\int_{Q(z_i)} f \rho_1(x) dx}] \rho_1(x) dx,$$

где: $\lambda_a := \int_{Q_y^a} \rho_1(y) dy$, в предположении, что $\int_{Q_y} \rho_1(y) dy = 1$.

Понимая под $K_i^0(\bar{z})$ зону обслуживания типоразмера z_i , для фиксированного комплекта $\bar{z} = (z_1, \dots, z_m)$, мы видим, что данная задача сводится к задаче с адекватным обслуживанием, если вместо функции $f(z, x)$ стоимости рассматривать функцию:

$$h(z, x) := \lambda_a f(z, x) + (1 + \lambda_a) \int_{Q(z)} f(z, x) \rho_1(x) dx / \int_{Q(z)} \rho_1(x) dx \quad (3)$$

Здесь $s(z, x) := \int_{Q(z)} f(z, x) \rho_1(x) dx / \int_{Q(z)} \rho_1(x) dx$ - функция стоимости обслуживания типоразмера z в области своего функционирования.

Таким образом, задача с долей неадекватного обслуживания эквивалентна задаче:

$$\min_{(z_1, \dots, z_m) \in Q_z^m} \int_{Q_x} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} [\lambda_a f(z, x) + (1 - \lambda_a) s(z)] \rho(x) dx. \quad (4)$$

Рассмотрим отдельно алгоритмы для решения одномерных и

многомерных задач построения типоразмерных рядов с долей неадекватного обслуживания, которые сводятся к задаче (4).

Для расчета следующей итеративной точки \tilde{z}_{k+1} одномерной задачи алгоритмов для общего случая требуется вычисление интегралов:

$$F(z_{ik}, t_{i-1k}, t_{ik}) := \int_{t_{i-1k}}^{t_{ik}} f(z_{ik}, x) \rho(x) dx,$$

для определения значений следующей функции в следующей точке $\tilde{z} = (z_{1k}, \dots, z_{mk})$ и их производных $F'_z(z_{ik}, t_{i-1k}, t_{ik})$ для определения соответствующих производных для методов 1-ого порядка. Для расчета значения $F_z(z_{ik}, t_{i-1k}, t_{ik})$ требуется вычисление $f(z, x)$ узлах равномерной сетки $x_s \in [t_{i-1k}, t_{ik}]$, а для вычисления $F'_z(z_{ik}, t_{i-1k}, t_{ik})$ - либо дополнительно определять $F'_z(z_{ik} + \Delta, t_{i-1k}, t_{ik})$ при малом Δ , либо вычислять $f'_z(z, x)$ в тех же узлах $x_s \in [t_{i-1k}, t_{ik}]$.

Для вычисления же значения функции:

$$F^h(z_{ik}, t_{i-1k}, t_{ik}) := \int_{t_{i-1k}}^{t_{ik}} h(z_{ik}, x) \rho_1(x) dx, \quad (5)$$

где: $h(z, x)$ определяется формулой (3) достаточно вычислять функции $f(z, x)$ и $\rho(x)$ в узлах сетки x_s не только на отрезке $[t_{i-1k}, t_{ik}] = K_i(\tilde{z}_k)$, но на всей области функционирования $Q(z) := [a(x), b(x)]$. А для вычисления $F_z^{h'}(z_{ik}, t_{i-1k}, t_{ik})$ точно также определять $F^h(z_{ik} + \Delta, t_{i-1k}, t_{ik})$ либо $f'_z(z, x)$ в узлах сетки, так как:

$$\begin{aligned} F_z^{h'}(z_{ik}, t_{i-1k}, t_{ik}) = & \lambda_a \int_{t_{i-1k}}^{t_{ik}} f'_z(z_{ik}, x) \rho_1(x) dx + \\ & + (1 - \lambda_a) \{ [\int_{Q(z_{ik})} f'_z(z_{ik}, x) \rho_1(x) dx + b'(z_{ik}) f(z_{ik}, b(z_{ik})) \rho_1(b(z_{ik})) - \\ & - a'(z_{ik}) f(z_{ik}, a(z_{ik})) \rho_1(a(z_{ik}))] \int_{Q(z_{ik})} \rho_1(x) dx - [b'(z_{ik}) \rho_1(b(z_{ik})) - \\ & - a'(z_{ik}) \rho_1(a(z_{ik}))] \int_{Q(z_{ik})} f(z_{ik}, x) \rho_1(x) dx \} / [\int_{Q(z_{ik})} \rho_1(x) dx]^2. \quad (6) \end{aligned}$$

Таким образом, увеличение трудоемкости по порядку величины

происходит не более, чем в m раз (достаточно вычислять $f(z_{ik}, x_s)$ и $\rho(x_s)$ в узлах сетки x_s на $[a(x), b(x)]$ при всех $i=1, \dots, m$, а также при всех $f(z_{ik} + \Delta, x_s)$ либо $f'_z(z_{ik}, x_s)$ и дополнительно $a(z_{ik}), b(z_{ik}), a'(z_{ik}), b'(z_{ik})$.

Алгоритм 1. (одномерный случай). Применяем алгоритм в случае $Q(z) \equiv Q_x$ или в случае ограниченной области применимости $Q(z)$ для решения задачи (4) с учетом формул для $F^h(z_i, t_{t-1}, t_i)$ (5) и $F_z^{h'}(z_i, t_{t-1}, t_i)$ (6).

Очевидно, алгоритм 1 приводит к локальному минимуму функции:

$$\psi^h(\bar{z}) := \int_{Q_x} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} [\lambda_a f(z, x) + (1 - \lambda_a) s(z)] \rho_1(x) dx \quad (7)$$

Для того, чтобы гарантировать оптимальность получаемого решения, необходимо выявить условия на свойства функции $f(z, x)$ и (а также $\rho(x) a(z) b(z)$), гарантирующие унимодальность функции $\psi^h(\bar{z})$. Так, если функция $h(z, x)$ (3) строго согласована и строго выпукла по z , то функция $\psi^h(\bar{z})$ унимодальна. Здесь можно поставить следующий вопрос: достаточно ли строгой согласованности и строгой выпуклости функции $f(z, x)$ для строгой согласованности функции $h(z, x)$ (например, в случае $Q(z) \equiv Q_x$)? Вообще, какие классы функций $f(z, x)$ приводят к унимодальным функциям $\psi^h(\bar{z})$?

Рассмотрим теперь многомерную задачу.

Алгоритм 2. В обозначениях алгоритма заменим $f(z, x)$, $\psi(\bar{z})$, $\psi^s(\bar{z})$ и $\psi_{z_j}^{s\Delta}(\bar{z})$ на $h(z, x)$, $\psi^h(\bar{z})$, $\psi^{hs}(\bar{z})$ и $\psi_{z_j}^{hs\Delta}(\bar{z})$ соответственно. В обозначениях алгоритма заменим $f(z, x)$, $f_{\tau_s}(z, x)$ на $h(z, x)$, $h_{\tau_s}(z, x)$. При этом вместо (непосредственного) вычисления значений $h(z_j, x_\sigma)$ определяем значения $f(z_j, x_\sigma)$ во всех узлах x_σ равномерной сетки.

По ним рассчитываем значения:

$$h(z_j, x_\sigma) := \lambda_a f(z_j, x_\sigma) + (1 - \lambda_a) \frac{\sum_{x_\sigma \in Q_j^s} f(z_j, x_\sigma) \rho(x_\sigma)}{\sum_{x_\sigma \in Q_j^s} \rho(x_\sigma)},$$

где: $Q_j^s := \{x_\sigma : \sigma \in N_s^h, a(z_i) \leq x_\sigma \leq b(z_i)\}$ - множество узлов сетки в области функционирования типоразмера z_i . Используем модифицированные схемы алгоритмов, соответственно для случаев задач с неограниченной $Q(z) \equiv Q$, и ограниченной областями функционирования

(при частично неадекватном обслуговуванні), которые имеют вид (4).

Таким образом, если эффективность алгоритмов для расчета типоразмерных рядов с частично неадекватным обслуживанием одномерных (схема алгоритма 1) падает не более чем в m раз (по числу вычислений функции стоимости $f(z, x)$ и порядка величины), то эффективность многомерных алгоритмов (схема алгоритма 2) остается прежней. А именно, все функции $f(z_1, x), \dots, f(z_m, x)$ вычисляются во всех узлах равномерной сетки x_σ на полных областях функционирования типоразмеров $Q(z_1), \dots, Q(z_m)$. Такое вычисление производится в каждой итеративной точке, - следующего пробного набора типоразмеров $\bar{z} = (z_{1k}, \dots, z_{mk})$. Как известно, по \bar{z} данные алгоритмы имеют трудоемкость порядка $O(n^{3,5})$ (обращение матрицы в методе Ньютона - $O(h^3)$).

Таким образом, полный перебор по равномерной сетке в пространстве параметра $\bar{z} \in Q_z^m \subset R^{n^m}$, имеет порядок (по числу вычислений интегралов по равномерной сетке в пространстве $x \in Q_x \subset R^n$) для задач одномерной при 4-рех типоразмерах - 10^4 , одномерной при 8-ми типоразмерах - 10^8 , трехмерной (три параметра, $(l, H_b, D) = \bar{z}$ при 4-ех типоразмерах - 10^{12} , то данные алгоритмы имеют соответственно порядки $10 \cdot 4^{3,5}$, $10 \cdot 8^{3,5}$ и $10 \cdot 12^{3,5}$. Таким образом, они являются единственным приемлемым способом решения задач одномерных при 6-ти и более типоразмерах и многомерных.

Литература.

1 Гузенко В.С., Соловьев А.А., Хае Г.Л. Маркетинг для стратегии проектирования и постановки на производство новых инструментов. // Надежность режущего инструмента. Вып.5 Краматорск: КИИ, 1994, с. 6-26.

2 Гузенко В.С., Черномаз В.Н. Построение типоразмерных рядов режущих инструментов на основе вероятностно-статистической модели среды функционирования // Надежность режущего инструмента. Вып.5. Краматорск: КИИ, 1994, с. 34-46.

3 Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия надежность и оптимизация / Г.Л. Хае, В.С. Гузенко, Л.Г. Хае и др.: Под общ. ред. Г.Л. Хае. - Краматорск :ДГМА, 1994, -370 с.

4 Вопросы оптимизации в механообработке и исчисление вероятностей. Г.Г.Коткин, В.С.Гузенко, А.Л.Еськов и др.- Краматорск: ДГМА,1999,223с.

УДК 631.9

Захаров Н.В., Сероштан В.Ю., Пирогов А.Д.
СНАТУ, СМНПО ім. М.В. Фрунзе, Сумы, Україна

КОМПЬЮТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В РЕШЕНИИ ВОПРОСОВ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ СТАНКОВ И ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ЦЕНТРОВ С ЧПУ

Using progressive PC-technologies we have obtained the ways of solutions of tasks on automatic modeling of instrumental blocks from different systems. Such an approach allows effective usage of existing lot of unique machine tools for fabrication of complicated competitive products.

Многолетний опыт работы большого производственного объединения со всеми входящими в его состав отдельными производствами, имеющими свою специализацию, говорит о том, что в пределах этого огромного механизма возникает концентрация разнообразного станочного оборудования и инструмента. Это непременно влечет за собой появление различных систем управления для станков с ЧПУ и параллельное существование разнообразных инструментальных систем. Одновременно в процессе производства функционирует как отечественное, так и импортное станочное оборудование различных лет выпуска, применяется соответствующий инструмент. Не вдаваясь в исследование причин, породивших такую ситуацию, необходимо отметить, что осуществление увязки различных инструментальных систем и обеспечение возможности использования импортного инструмента на отечественных станках и наоборот, отечественного инструмента на станках зарубежного производства – является одной из важнейших задач бесперебойного функционирования производства и выпуска конкурентоспособной продукции.

Особая роль в этом плане отводится проблеме оснащения инструментом уникальных станков с ЧПУ сверлильно-расточной и фрезерной группы, а также обрабатывающим центрам. Разнообразие типов станков с ЧПУ предполагает соответственно использование различных способов установки и крепления инструмента. Это, в свою очередь, вызывает необходимость разработки систем вспомогательного инструмента, которые можно характеризовать как средство создания инструментальных блоков универсального применения и унифицированной конструкции, обеспечивающее качественное закрепление режущего инструмента (как стандартного, так и специального), необходимое для полной реализации технологических возможностей различных станков и обрабатывающих центров с ЧПУ.

Учитывая централизованный характер системы инструментального обеспечения производственного объединения, на передний план выдвигаются вопросы поиска, перемещения и возможности применения необходимых инструментальных блоков в зависимости от выбранного цеха и его станочного парка. Таким образом, в условиях мелкосерийного и единичного производства нет необходимости заново проектировать и изготавливать инструмент для станков с ЧПУ, а можно использовать уже имеющийся, устанавливая его на других станках и применяя при этом вспомогательный инструмент, – переходники (адаптеры) (рисунок 1). Их конструкции определяются основными элементами: присоединительными поверхностями конусов для крепления на станке и местами крепления режущего инструмента. Устройства автоматической смены инструмента и его крепление на станках определяют конструкцию хвостовика, который должен быть одинаковым для всего режущего инструмента к данному станку.

Хвостовик переходника предназначен для конкретного станка, а место крепления инструмента – для режущего инструмента со стандартными присоединительными поверхностями (призматическими, цилиндрическими и коническими) по форме, а по размеру – регламентированными стандартами на инструмент. Переходники образуют комплект вспомогательного инструмента (оправки, втулки, патроны различных конструкций), обеспечивающий крепление требуемой номенклатуры режущего инструмента.

Применение вспомогательного инструмента должно обеспечивать требуемую точность, жесткость и виброустойчивость. Кроме того, сам инструмент должен быть удобным в обслуживании и технологичным в изготовлении.

Такие подходы позволяют разрабатывать схемы оснащения инструментом станков и ОЦ с ЧПУ как отдельных цехов, так и производств в целом (рисунок 2). Рассматривая инструментальный блок как систему, состоящую из вспомогательного, нормализованного или специального режущего инструмента и разрабатывая алгоритм последовательности их сборки в зависимости от вида обработки и модели выбранного станка получаем возможность компоновки специальных функциональных единиц (комбинаций указанного инструмента), каждая из которых служит для выполнения конкретного технологического перехода. При этом обеспечивается универсальность их применения для типовых обрабатываемых поверхностей различных деталей на разных моделях станков, быстросменность при переналадке на другую обрабатываемую деталь или замене вышедшего из строя инструмента.

Проведенный анализ и систематизация мест крепления инструмента в шпинделях станков и хвостовиков оправок отечественного и импортного

інструмента – позволили определить основные типы конструкций переходников (рисунок 3), обеспечивающие решение существующей проблемы. Ее суть заключается в обеспечении возможности использования импортного инструмента на отечественных станках (в том числе и старых) (рисунок 4), и отечественного инструмента на станках зарубежного производства.

Систематизация хвостовиков оправок и мест крепления применяемого инструмента, изготовленных в соответствии со стандартами ГОСТ, ISO, DIN, ANSI, MAS BT и др. – позволили создать базу компьютерных моделей указанных элементов. Ее характерные признаки – это единая конструкция хвостовиков для станков с автоматической и ручной сменой инструмента, наличие мест захвата манипулятором в виде канавок трапецеидальной формы с углом 60° , а также выфрезерованные на фланцах места под углом 90° , которые обеспечивают расположение шпоночных пазов блока против шпонок шпинделя станка при автоматической замене. Эта база применяется как при проектировании вспомогательного и специального инструмента (Рисунок 3), так и для создания компьютерных моделей инструментальных блоков, используемых для компьютерной проработки технологии изготовления сложных деталей на станках и обрабатывающих центрах с ЧПУ (рисунок 5).

Располагая набором компьютерных моделей инструментальных блоков и обрабатываемых деталей можно осуществлять предварительную оценку возможности их обработки на выбранном станке, а также выполнять пооперационную компьютерную проработку всего процесса в целом. Результатом такой проработки может быть уточнение элементов конструкции режущего и вспомогательного инструмента (положение режущих кромок, настройка на определенный вылет и пр.), а также выявление возможных коллизий и наездов инструмента в процессе обработки.

Разработка системы вспомогательного инструмента, в данном случае для станков с ЧПУ сверлильно-расточной и фрезерной групп, которые несут значительную нагрузку в условиях мелкосерийного и единичного производства, позволяет решать вопросы учета и поиска выбора и минимизации количества режущего инструмента. Применение компьютерной техники и специального программно-математического обеспечения позволяет успешно решать задачи формирования графического изображения инструментальной наладки для станка, поиск режущего и вспомогательного инструмента и широкий спектр вопросов обеспечения автоматизации процессов, связанных с эксплуатацией.

УДК 621.9.025

Казакова Т.В., Хаєт Л.Г.

**Донбасская государственная машиностроительная академия,
г. Краматорск, Украина**

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ПАРАМЕТРИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ НАДЕЖНОСТИ ДЛЯ ОПТИМИЗАЦИИ ИСПЫТАНИЙ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

The safety analysis of existent methods was fulfilled. The model describing most exactly a fault of cutter was selected. It was used for the strength test optimization of this cutter.

При оценке надежности режущего инструмента используется широкий круг математических моделей и методов моделирования, что связано со значительным разнообразием отказов инструмента и механизмов их возникновения. Создание и использование адекватных моделей надежности необходимо для диагностики отказов инструмента, оптимизации его параметров и совершенствования методики испытаний.

Параметрические модели надежности предполагают наличие параметра (который может быть вектором), значение которого определяет состояние системы / 1,2 /. Если каждый из компонентов вектора находится в обусловленных пределах - инструмент работоспособен, если хотя бы один из них - вне этих пределов - неработоспособен. В нашем случае целесообразны как модели, так и моделирование отказов в рамках параметрического подхода "нагрузка - прочность".

Термин "нагрузка" считается обобщенным, учитывающим механические, фрикционные, термические и другие нагрузки и их сочетания. Соответственно, под "прочностью" понимали способность инструмента противостоять указанным нагрузкам.

Полагали, что инструмент разрушается, когда эквивалентные действующие напряжения, рассчитанные, например, по формуле Писаренко - Лебедева / 3 /, в случайно расположенной опасной точке режущей части превысят прочность инструментального материала при указанной температуре.

Наглядный анализ изменений во времени значений прочности и нагрузки обеспечивает графический метод, применяемый Р.Хевилендом и использованный Г.Л. Хаєтом / 4 /, позволяющий, кроме того, описать воздействие нагрузки на прочность.

Так как прочность инструмента и действующая нагрузка не остаются постоянными во времени, а испытывают как плавные медленные изменения, так и случайные колебания, возможны три схемы отказа инструмента:

модель миттєвого пошкодження (внезапного відмови) із-за скачка навантаження або відкриття дефекту (при цьому зміною міцності і навантаження за період стійкості пренебрегаємо);

модель накоплення пошкоджень (поетапного відмови) із-за поетапного розриву інструменту або плавного підвищення навантаження (при цьому коливаннями міцності і навантаження пренебрегаємо);

модель релаксації - комбінований випадок з урахуванням, як коливань, так і повільних змін міцності і/або навантаження (запасу міцності) впродовж періоду стійкості або всього періоду експлуатації інструменту.

Виходячи з вищевикладеного, ймовірність безвідмовної роботи має вигляд:

$$R = P(\Pi > S) = P(\Pi - S > 0), \quad (1)$$

де: P - ймовірність того, що міцність Π перевищує величину навантаження (напружень) S .

В загальному випадку ймовірність безвідмовної роботи є ймовірність того, що міцність Π перевищує навантаження S для всіх можливих значень навантаження і має вигляд:

$$R = \int_{-\infty}^{\infty} f(S) \left[\int_{\Pi}^{\infty} f(\Pi) d\Pi \right] dS, \quad (2)$$

де: $f(S)$ - густина розподілу навантаження; $f(\Pi)$ - густина розподілу міцності.

Вважаючи також, що навантаження і міцність є незалежними випадковими величинами, ймовірність безвідмовної роботи при всіх можливих значеннях міцності Π має вигляд:

$$R = \int_{-\infty}^{\infty} f(\Pi) \left[\int_{-\infty}^{\infty} f(S) dS \right] d\Pi. \quad (3)$$

Ймовірність відмови:

$$\bar{R} = 1 - R = P(\Pi \leq S). \quad (4)$$

Дослідження показують, що на практиці має місце, певний розподіл навантаження і міцності і найчастіше для бездефектних виробів він наближається до нормального / 1 /.

Визначення ймовірності безвідмовної роботи при нормальному розподілі міцності і навантаження виконують наступним чином.

Густина нормального розподілу навантаження S має вигляд:

$$f(S) = \frac{1}{G_S \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(S - \mu_S)^2}{2G_S^2}}, \quad (-\infty < S < \infty), \quad (5)$$

а плотность нормального распределения прочности Π имеет вид:

$$f(\Pi) = \frac{1}{G_{\Pi}\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(\Pi-\mu_{\Pi})^2}{2G_{\Pi}^2}}, \quad (-\infty < \Pi < \infty) \quad (6)$$

где: μ_S - математическое ожидание нагрузки; G_S - среднее квадратическое отклонение нагрузки; μ_{Π} - математическое ожидание прочности; G_{Π} - среднее квадратическое отклонение прочности.

Введем случайную величину $y = \Pi - S$. Известно, что случайная величина y имеет нормальное распределение с математическим ожиданием

$$\mu_y = \mu_{\Pi} - \mu_S \quad (7)$$

и средним квадратическим отклонением:

$$G_y = \sqrt{G_{\Pi}^2 + G_S^2}. \quad (8)$$

Вероятность безотказной работы, выраженная через y , имеет вид:

$$R = P(y > 0) = \int_0^{\infty} \frac{1}{G_y\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(y-\mu_y)^2}{2G_y^2}} dy. \quad (9)$$

Целью настоящей работы является определение зависимости прочности (долговечности) инструмента от уровня нагрузки и использование этой зависимости для определения допустимой границы форсирования нагрузки при испытаниях инструмента на прочность по критерию минимального рассеивания их результатов.

В качестве объекта исследований был выбран метод форсированных испытаний на прочность путем ступенчатого возрастания подачи. В качестве основного параметра форсирования было принято время работы на ступени. Для исследований использовали сборные твердосплавные резцы с сечением державки 25×25 мм, оснащенные многогранными неперетачиваемыми пластинами марки Т5К10 (форма 02114-120408).

Для решения этой задачи был использован метод статистического моделирования Монте-Карло. Этот метод использовали для моделирования значений нагрузки (силы резания) в последовательно идущие друг за другом моменты процесса резания. Принято нормальное распределение силы резания, подтвержденное обработкой осциллограмм. В соответствии с моделью мгновенного повреждения считали, что разрушение происходит, когда случайное значение силы резания превзойдет прочность инструмента. Полученный результат будет аналогичен, если рассматривать постоянную силу резания и нормально

распределенную прочность инструмента. "Нагрузкой" считали напряжение в случайно расположенной опасной точке режущей части инструмента.

Для разыгрывания случайных величин силы резания использовали стандартное нормальное распределение с математическим ожиданием, равным нулю, и средним квадратическим отклонением, равным единице. Значения силы резания разыгрывали на ЭВМ с помощью заранее подготовленной таблицы случайных чисел.

Расчеты проводим на пяти уровнях "нагрузки". Разность прочности инструмента и среднего значения нагрузки составляла: 0,0; 0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0 среднеквадратичных отклонений силы резания. Период стойкости измеряли числом циклов до "разрушения", т. е. число, заносимое в счетчик циклов (рисунок 1).

После получения всех выборок рассчитывали среднее значение "периода стойкости", среднее квадратическое отклонение, коэффициент вариации и значение критерия Колмогорова для проверки адекватности полученного распределения закону Вейбулла.

Общепринятой рекомендацией является выбор допустимой границы форсирования нагрузки (время работы на ступени) из условия сохранения единства физической природы отказа / 2,5 /. Исследовали следующие физические признаки природы отказов: размеры разрушений (вдоль главной режущей кромки b_p , вдоль вспомогательной режущей кромки a_p и по высоте пластины h_p); коэффициент вариации размеров разрушений; адекватность распределений разрушающей подачи (прочности) одним и тем же теоретическим законам; отсутствие существенности различий рельефа изломов (шага первичных и вторичных усталостных микрополосок) / 5 /.

Проверка существенности различий средних значений размеров разрушений показала, что различие средних несущественно. Различие коэффициентов вариации размеров разрушений также статически незначимо. Проверка по t-критерию Стьюдента показала, что $t_{вр} = 2,0$, а $t_{ар} = 2,6$, то есть меньше 3,0.

Для всех принятых значений времени работы на ступени (от 2 до 300с.), то есть независимо от степени форсирования, распределение разрушающей подачи описывается нормальным законом.

Во всех случаях изменения времени работы на ступени шаг первичных усталостных микрополосок колебался в пределах 0,17...0,23мм, а вторичных - 0,10...0,13мм. Указанные изменения статически несущественны.

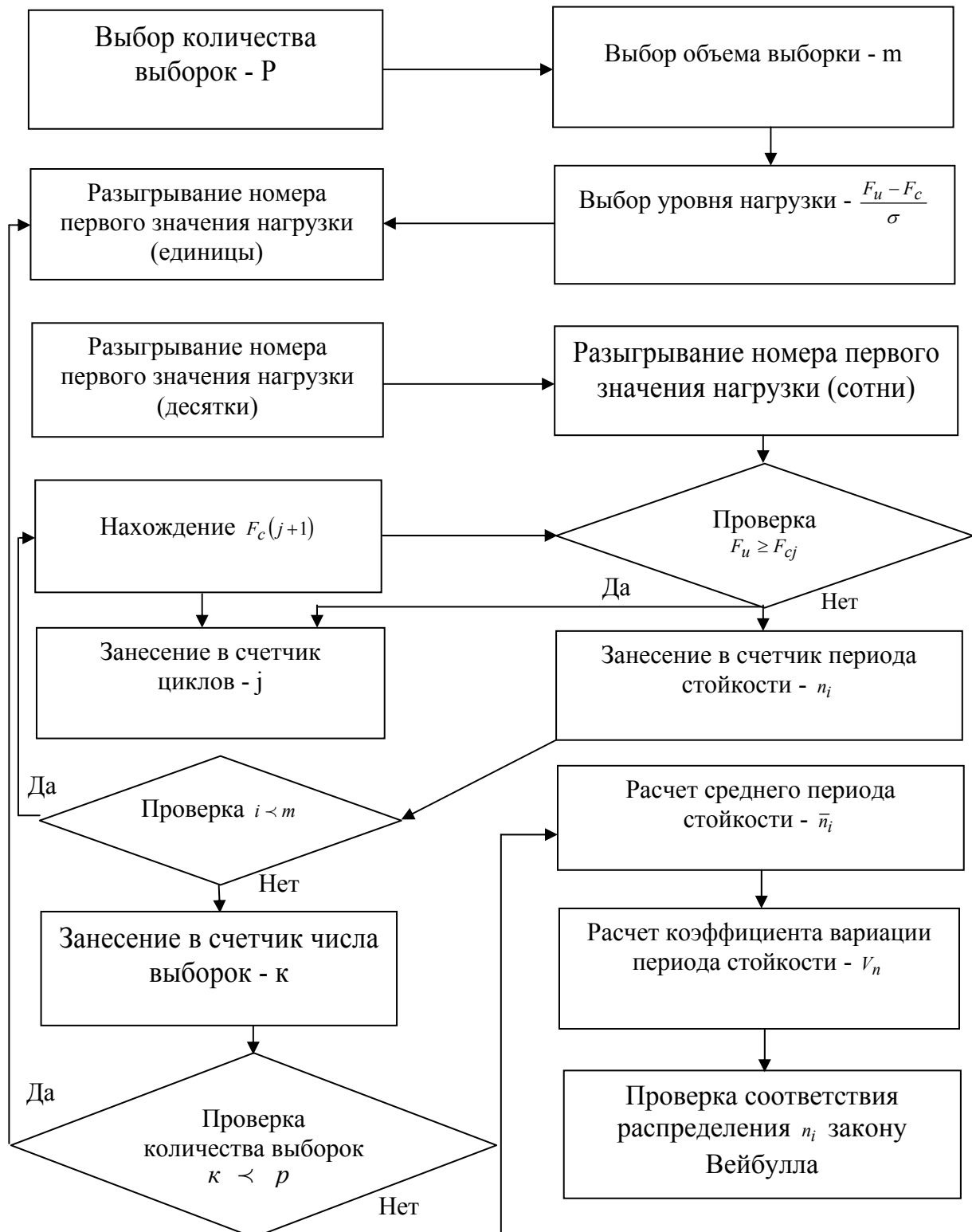


Рисунок 1 — Алгоритм моделирования разрушения инструмента методом Монте-Карло.

Таким образом, ни один из исследованных признаков физической природы отказа не ограничивает форсирование подачи при испытаниях. В связи с этим изучали влияние степени форсирования на рассеивание результатов испытаний.

Точность экспериментального определения влияния различных факторов на рассеивание результатов невысока, в связи с этим осуществлено статистическое моделирование испытаний на прочность методом Монте-Карло.

Полученные при моделировании данные (рисунок 2) сравниваем с результатами усталостных испытаний твердосплавных штабиков, испытаний твердосплавных резцов резанием, а также с результатами специально проведенных экспериментов по определению разрушающей

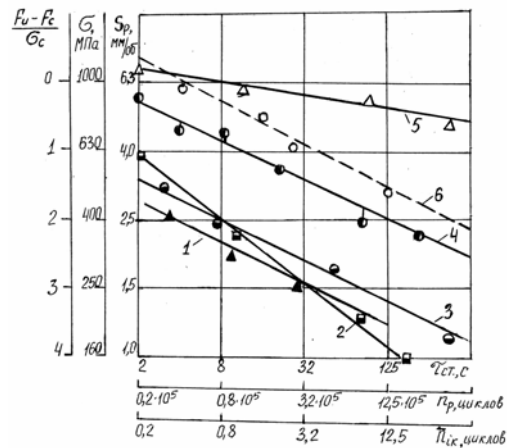


Рисунок 2 — Зависимость разрушающей нагрузки от продолжительности работы (1,2,3-испытания методом ступенчато-возрастающей подачи; 4,5-испытания моделированием: 4-штабики Т5К10, 5-штабики ВК4; 6-моделирование методом Монте-Карло).

подачи.

Зависимости долговечности от уровня нагрузки при различных испытаниях (рисунок 2, таблица 1) могут быть описаны формулами:

$$T_p = C_p S_p^{-m_p}, \tag{10}$$

$$N_p = C'_p \sigma^{-m'_p}, \tag{11}$$

где: T_p, N_p - период стойкости и число циклов до разрушения; C_p, C'_p - постоянные для данных условий резания коэффициенты; S_p -

разрушающая подача; m_p, m'_p - показатели степени; σ - максимальное напряжение цикла.

Данные формулы описывают все зависимости на рисунке 2.

При испытаниях резанием роль случайных факторов (неоднородность заготовки, погрешности установки резца, кинематические погрешности, изменение жесткости и т. д.) значительно больше, чем при усталостных испытаниях. Эти факторы приводят к сокращению долговечности при малых нагрузках и, соответственно, к увеличению показателя m_p . Большое значение показателя m_p при испытаниях с возрастающей подачей объясняется тем, что по оси нагрузки отложена не эквивалентная средняя, как во всех остальных случаях, а максимальная нагрузка, изменение которой сильнее, чем средней. Качественно совпадают с результатами испытаний и данные моделирования, для которых шкала нагрузок носит условный характер.

Установлено, что с увеличением длительности испытаний, коэффициент вариации долговечности (прочности) возрастает. Абсолютная величина его, полученная моделированием, соответствует результатам испытаний резанием и усталостных испытаний (рисунок 3). Коэффициенты вариации разрушающей подачи связаны с коэффициентом вариации долговечности через зависимость (10), поэтому их абсолютные величины и относительные изменения меньше, чем у других зависимостей.

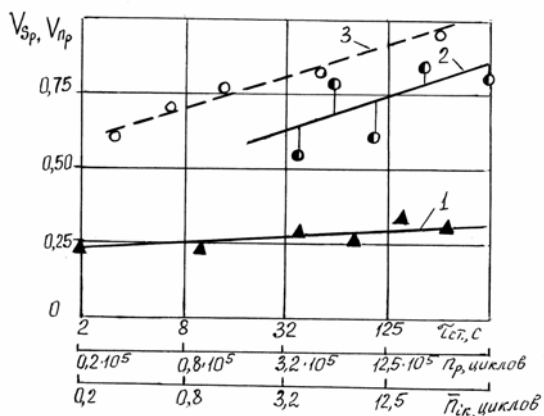


Рисунок 3 - Зависимость коэффициента вариации разрушающей нагрузки от продолжительности работы (1-испытания методом ступенчато-возрастающей подачи (шкала τ_{ct}); 2-испытания штабиков (шкала N_p , $\sigma_{max} = 1500 \text{ МПа}$); 3-моделирование методом Монте-Карло (шкала n_{ik})).

Во всех случаях, для которых производили расчеты, распределение долговечности, полученное моделированием, соответствовало закону

Вейбулла. Известно, что распределение периода стойкости в эксплуатации при наличии разрушений описывается тем же законом.

Установлено, что с повышением степени форсирования нагрузки, продолжительность работы до разрушения уменьшается. Сопоставление зависимостей продолжительности работы до разрушения и ее рассеивания от нагрузки, полученные статическим моделированием и физическим экспериментом, а также литературных данных показывает их непротиворечивость и правомерность вывода о целесообразности повышения степени форсирования нагрузки для увеличения точности результатов испытаний.

Таблица 1 — Условия и результаты испытаний на долговечность с различным уровнем нагрузки

Шкала долговечности на рис. 2	Номер зависимости на рис.2	Условия испытаний				Величина показателя степени в формулах 10, 11
		Вид испытаний	Нагрузка	Вид объекта	Твердый сплав Обрабатываемый материал	
τ_{cm}	1	Резанием	Возрастающая	Резцы токарные твердосплавные	T5K10 45	0,56
	2				T5K10 45	0,33
	3				T5K10 ХВГ	0,36
n_p	4	Усталостные испытания	Постоянная	Штабики твердосплавные стандартные	T5K10	0,44
	5				ВК4	0,18

При выборе оптимального времени работы на ступени увеличивали также стоимость испытаний. Расчеты показали, что в указанном диапазоне минимум стоимости испытаний наблюдается при времени работы на ступени, равном 5с (рисунок 4).

Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

Для расчета вероятности отказа использована модель, предусматривающая для бездефектного инструмента нормальный закон распределения нагрузки и прочности.

В результате статистического моделирования разрушения инструмента методом Монте-Карло и физического эксперимента установлена зависимость прочности от нагрузки и изменение прочности во

времени, получены зависимости для оценки прочности при различных способах нагружения.

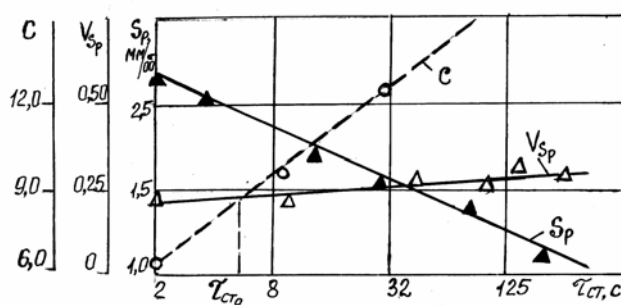


Рисунок 4 - Влияние продолжительности работы на ступени на величину разрушающей подачи (S_p), коэффициент ее вариации (V_{Sp}) и стоимость испытаний (c).

В результате статистического моделирования и статистического эксперимента установлено увеличение коэффициента вариации прочности с увеличением продолжительности работы.

Экспериментально установлено, что уменьшение времени работы на ступени при испытании методом ступенчато-возрастающей подачи от 300 до 2с не оказывает существенного влияния на физическую природу законтрактного разрушения и обеспечивает возможность увеличения степени форсирования нагрузки.

Проведенные исследования позволили с учетом минимального рассеивания результатов и стоимости испытаний определить оптимальное время работы на ступени (допустимую границу форсирования нагрузки), равное 5с.

Литература.

1. Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем. - М.: Мир, 1980. - 604 С.
2. Богданов Дж., Козин Ф. Вероятностные модели накопления повреждений. - М.: Мир, 1989. - 344 С.
3. Усталостная прочность инструментальных материалов при сложном напряженном состоянии / В.А. Остафьев, А.А. Лебедев, Р.Е. Наринский и др. // Надежность режущего инструмента. - Киев-Донецк: Вища школа, 1975. - Вып.2. - С.62-67.
4. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. - М.: Машиностроение, 1975. - 168 С.
5. Башков В.И., Кацев П.Г. Повышение эффективности испытаний инструмента. Обзор. - М.: НИИмаш, 1982. - 56 С.
6. Хае Л.Г. Морфологический анализ параметрических моделей надежности инструмента // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей. В. 2-х т. Т 1. / Предс. редсовета Г.Л. Хае. - Краматорск: ДГМА, 1997. - С. 176-183.

УДК 621.9: 519 256

Нечепаев В.Г., Гнитько А. Н.

Донецкий национальный технический университет, Донецк, Украина

ИМИТАЦИОННАЯ *SIMULINK*-МОДЕЛЬ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ СИСТЕМ УДАЛЕНИЯ СТРУЖКИ НАПОРНЫМИ СТРУЯМИ СОТС

The integral simulation mathematical model of profile grooves quality assurance by a well-timed swaft evacuation from a cutting zone using high-head sprays of lubricating - refrigerating technological systems is designed. Using a dynamic system Simulink, the frame of profile grooves quality assurance integral mathematical model design calculation is designed.

Наиболее устойчивой тенденцией современного машиностроительного производства является непрерывное повышение его производительности и качества выпускаемой продукции. В тоже время, повышение, даже в небольшой мере, качества изделий машиностроительного производства на стадии их изготовления сопровождается, как правило, значительным усложнением и существенным удорожанием соответствующего станочного оборудования, а следовательно, и самих изделий. Это определяет актуальность поиска путей повышения эффективности технологических операций машиностроения, не требующих масштабных затрат на совершенствование основного оборудования и оснастки.

Один из таких путей базируется на концепции комплексного использования СОТС, в первую очередь, в условиях автоматизированного производства [1]. Концепция предусматривает одновременное использование СОТС как для смазки и охлаждения зоны резания, так и для силового воздействия на обрабатываемые поверхности, отделяемую стружку и т. д. с целью повышения производительности обработки и качества поверхностей.

К числу весьма эффективных (и достаточно очевидных) направлений комплексного использования СОТС относится удаление металлической стружки из рабочей зоны при фрезеровании профильных пазов за счет гидродинамического воздействия напорных струй рабочей жидкости [1,2].

В деталях общего машиностроительного назначения находит применение большое многообразие профильных пазов, в том числе закрытых (с ограниченным пространством для размещения отделенной стружки). Среди наиболее часто применяемых выделяются Т-образные пазы, широко используемые в столах станков различных типов, в плитах-спутниках, планшайбах, в конструкциях разнообразной технологической оснастки и т. д. Пазы, служащие одновременно как для крепления деталей

и приспособлений, так и для ориентации приспособлений относительно основных элементов станка, выполняются калиброванными.

В то же время, возможность эффективного своевременного удаления стружки из закрытых профильных пазов традиционными общепринятыми методами и средствами, особенно в условиях автоматизированного производства, практически исключается. Перечисленные обстоятельства, в совокупности со стремлением к максимальному повышению производительности обработки рассматриваемых профильных пазов, обуславливают необходимость удаления стружки, образующейся на операциях их фрезерования, за счет использования напорных струй СОТС.

В работах [1-4] обоснована эффективность удаления металлической стружки из рабочей зоны за счет гидродинамического воздействия напорных струй СОТС и на других операциях механической обработки, а также эффективность их применения на ряде вспомогательных операций и операциях сборки.

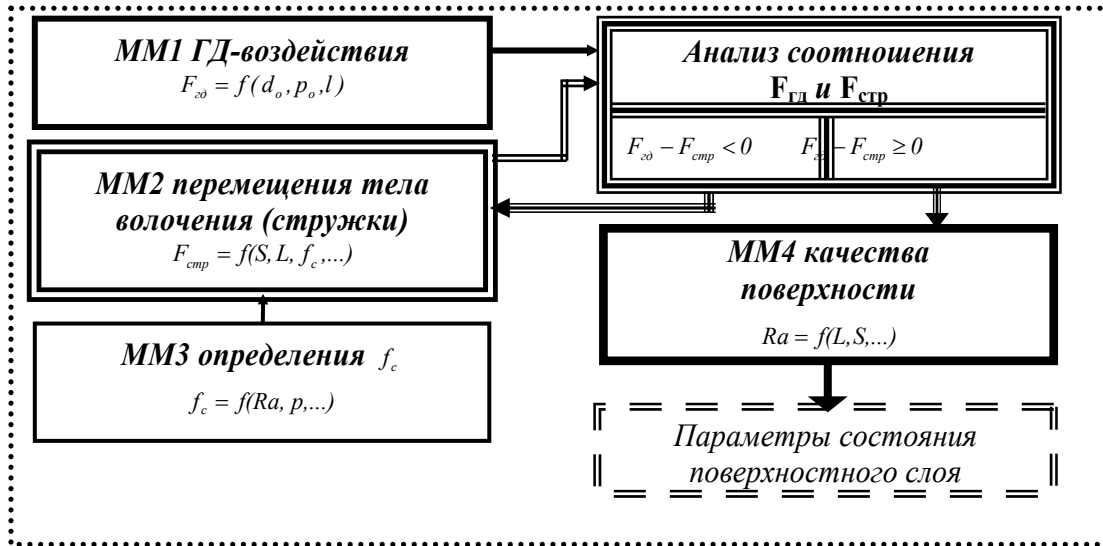
В то же время, в настоящее время практически отсутствуют теоретические разработки и необходимые расчетные зависимости для определения рациональных значений параметров таких систем, в том числе, осуществляющих силовое гидродинамическое воздействие напорных струй СОТС на отделяемую стружку с целью ее удаления из рабочей зоны. Создание соответствующего математического и программного обеспечения обуславливает необходимость моделирования рабочих процессов рассматриваемых систем.

Для систем удаления стружки представляется целесообразной реализация двух основных вариантов модели их функционирования - проверочного и расчетного (рисунок 1). Проверочный вариант (рисунок 1, а) ориентирован на определение значений параметра шероховатости Ra (основного параметра, характеризующего качество в этом случае) обрабатываемых поверхностей Т-образных пазов исходя из заданных значений параметров (p_0, d_0, l) системы удаления стружки. Проектный вариант предусматривает определение потребных значений параметров системы (p_0, d_0, l) удаления стружки, исходя из заданного значения параметра шероховатости обрабатываемых поверхностей Ra .

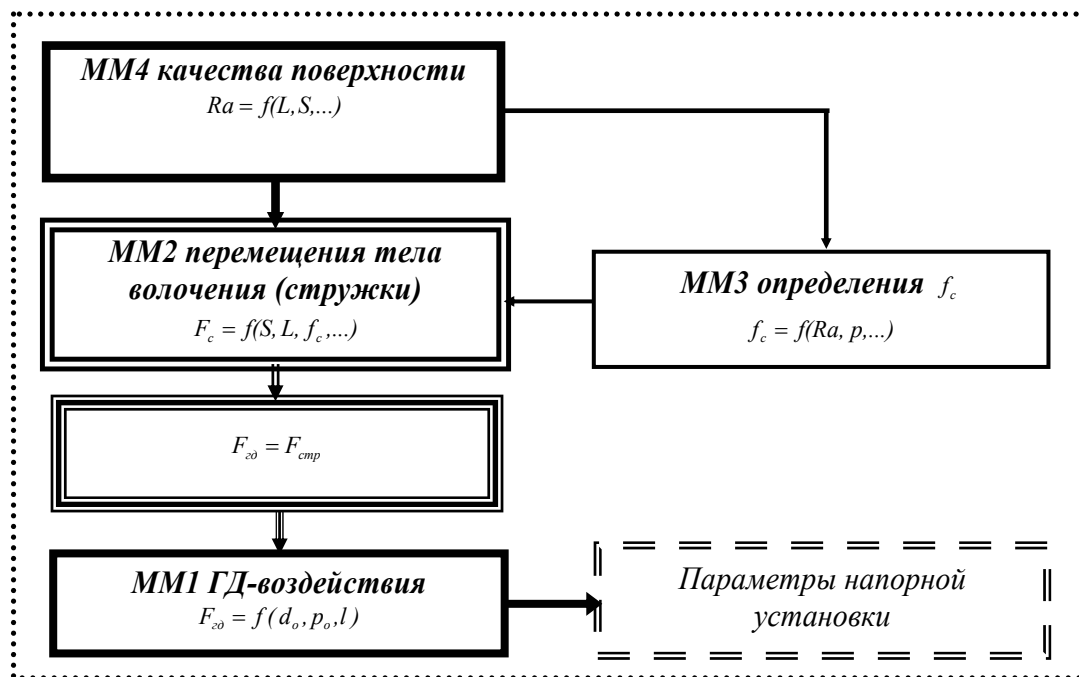
Интегральная модель функционирования системы удаления стружки при фрезеровании Т-образных пазов (рисунок 1), реализующая рассмотренные два варианта расчетов, в качестве основных составных элементов включает ряд частных математических моделей (ММ).

ММ1 гидродинамического воздействия напорных струй СОТС $F_{\infty} = f(d_0, p_0, l)$. Параметрами модели являются F_{∞} – сила гидродинамического воздействия, d_0 - начальный диаметр насадка, p_0 - начальное давление рабочей жидкости, l - расстояние от насадка до перемещаемой детали или стружки и др.

ММ2 перемещения тела волочения, образованного удаляемой стружкой $F_{стр} = f(S, L, f_c, \dots)$. Параметрами модели являются $F_{стр}$ – сила сопротивления перемещению тела волочения, S – площадь поперечного сечения перемещаемого тела волочения, L – длина перемещаемого тела волочения, f_c – коэффициент сопротивления перемещению стружки и др.



а)



б)

Рисунок 1 — Блок-схема интегральной математической модели функционирования исследуемой системы (а – проверочный вариант; б – проектный)

ММ3 определения коэффициента сопротивления перемещению тела волочения $f_c = f(Ra, p, \dots)$. Параметрами модели являются Ra - параметр шероховатости, p - нормальное давление, действующее на тело волочения, f_c и др.

ММ4 качества поверхностей $Ra = f(L, S, \dots)$. Параметрами модели являются L - длина тела волочения; S - площадь поперечного сечения Т-образного паза, Ra и др.

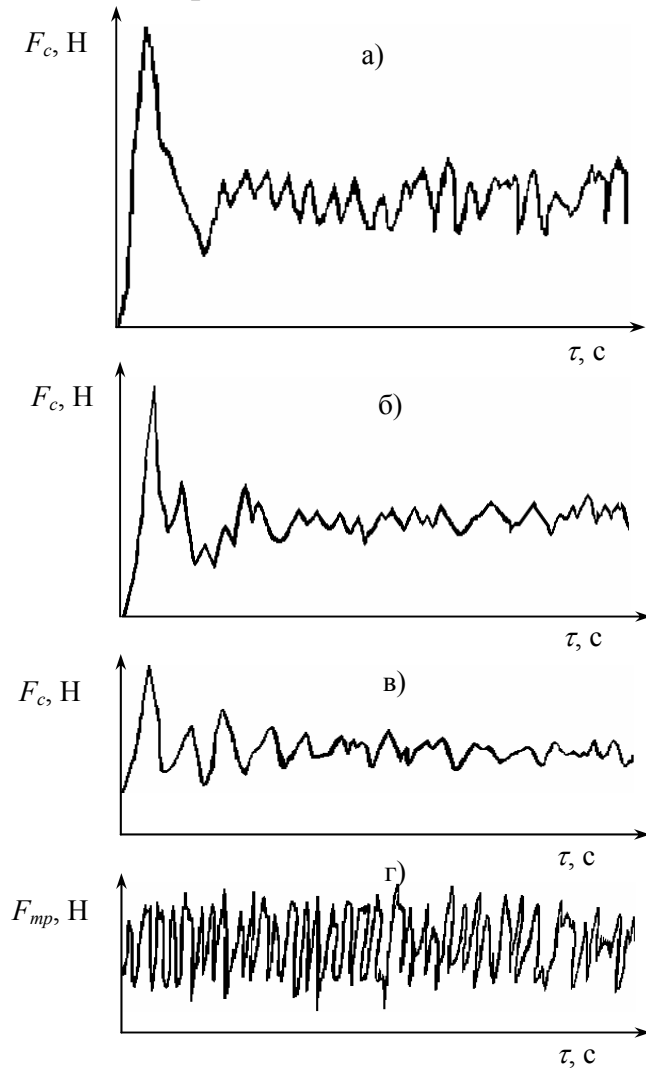


Рисунок 2. — Осциллограммы изменения во времени: а, б, в - силы сопротивления перемещению стружки согласно проведенным экспериментальным исследованиям (а - сталь, б - чугун, в - алюминий); г - силы трения по Б. И. Костецкому

Для разработки ММ3 определения f_c были проведены специальные экспериментальные исследования на полноразмерном стенде. В результате их проведения установлено, что изменение во времени силы сопротивления перемещению тела волочения, составленного из металлической стружки, имеет выраженный периодический нелинейный характер, близкий к колебательному процессу (рисунок 2). Эта закономерность имеет место для всех видов стружки и значений параметра шероховатости в исследованном диапазоне. Полученные результаты достаточно хорошо коррелируются с имеющимися представлениями [5] (рисунок 2) об изменении силы трения при работе пар трения в зоне повреждаемости, характеризующейся схватыванием, смятием, выцарапыванием и другими патологическими процессами.

Выполненный анализ возможных вариантов реализации гидродинамического воздействия на стружку, подлежащую удалению, показывает, что наиболее целесообразным является импульсное воздействие напорных струй СОТС, поскольку именно такое воздействие позволяет свести к минимуму

токсическое воздействие СОТС на обслуживающий персонал и окружающую среду, а также минимизировать затраты энергии. При импульсном характере воздействия напорных струй величина F_{z0} (выходной параметр модели ММ1 гидродинамического воздействия напорных струй СОТС) также имеет периодический нелинейный характер изменения во времени.

Периодический нелинейный характер изменения параметров f_c и F_{z0} исследуемой системы определяет целесообразность ее исследования и установления закономерностей функционирования на основе имитационного моделирования основных рабочих процессов этой системы.

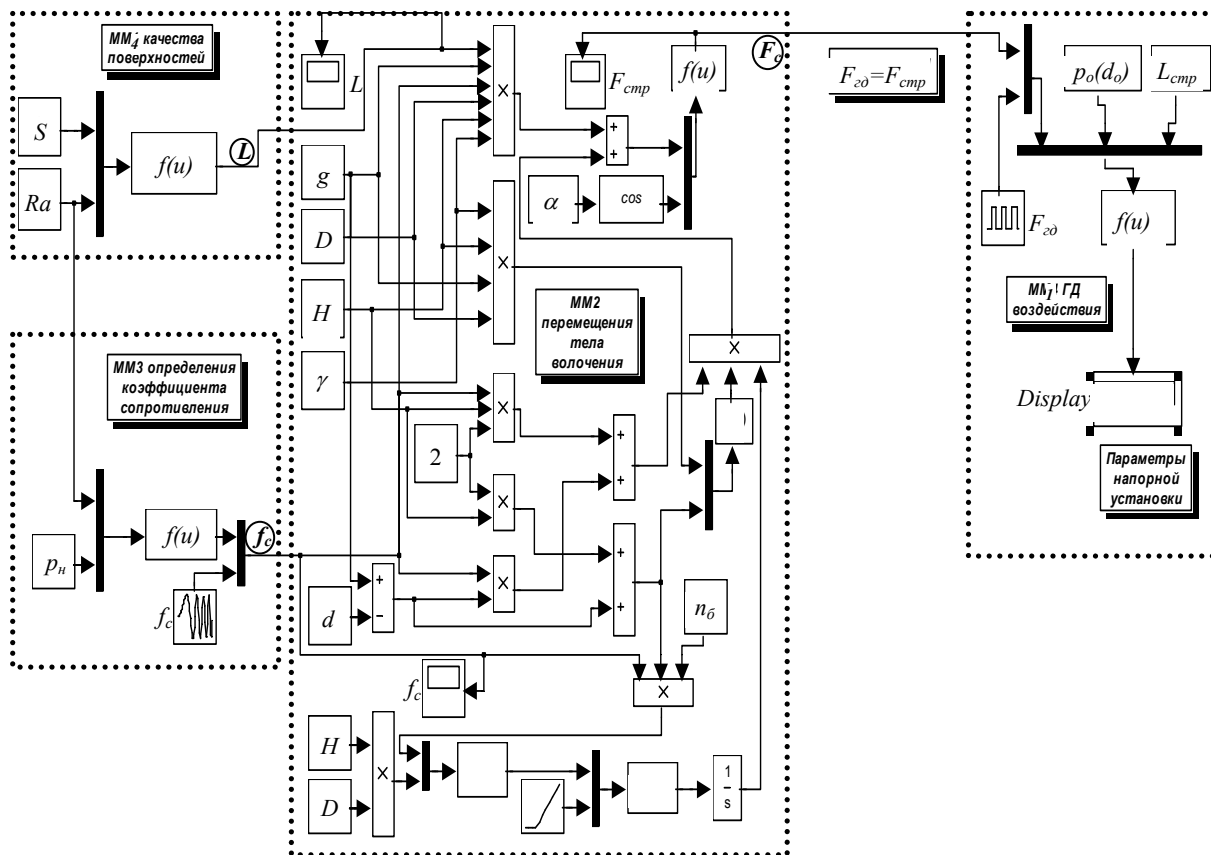


Рисунок 3 — Интегральная имитационная Simulink-модель функционирования исследуемой системы (проектный вариант)

Наиболее совершенной и удобной средой имитационного моделирования для решения поставленных задач является пакет моделирования динамических систем Simulink [6], входящий в состав расширенной версии систем класса MATLAB. Он допускает различные варианты моделирования – во временной области, в частотной области, с событийным управлением, на основе спектральных преобразований Фурье,

с использованием метода Монте-Карло и т. д. Важным достоинством Simulink является также то, что разработка модели осуществляется путем постепенного наращивания блоков различного функционального назначения, что облегчает ее корректировку и развитие.

На рисунке 3 приведен проектный вариант разработанной интегральной имитационной модели функционирования систем удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образных пазов, ориентированный на определение оптимальных параметров таких систем.

Выводы.

1. Эффективным средством повышения производительности операции и улучшения качества обработанных поверхностей при фрезеровании закрытых профильных пазов является своевременное удаление отделенной стружки из зоны обработки при помощи напорных струй СОТС.

2. Ряд основных параметров интегральной имитационной модели функционирования системы удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образных пазов имеет периодический нелинейный характер изменения во времени.

3. Для описания функционирования системы удаления стружки напорными струями СОТС с целью решения поставленных задач наиболее приемлемыми являются имитационные модели, реализуемые в среде пакета Simulink.

4. Создана интегральная имитационная Simulink-модель функционирования систем удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образных пазов, ориентированная на определение оптимальных параметров таких систем.

Литература.

1. Нечепав В.Г. Системный подход к использованию СОЖ в автоматизированном производстве // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем: Сб. научных статей. – Краматорск: ДГМА, 1997. Вып. 7. - С.79-84.

2. Нечепав В. Г., Гнитько А. Н. Разработка математической модели удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образных пазов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2002. Вып. 21. - С.146-150.

3. Власов А. Ф. Удаление пыли и стружки от режущих инструментов – М.: Машиностроение, 1982.- 240 с.

4. Куприн А.И., Тихонцов А.М. Гидротранспорт стружки. М: Машиностроение, 1978. - 80 с.

5. Костецкий Б. И., Носовский И. Г., Бершадский Л. И., Караулов А. К. Надежность и долговечность машин – К.: Техніка, 1975. – 408 с.

6. Дьяконов В. П., Абраменкова И. В. MATLAB 5.0/5.3. Система символьной математики. – М.: Нолидж, 1999. – 537 с.

УДК:658.51.002

Ковальов В.Д., Гаков С.О., Ткаченко М.А.

Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

ВПРОВАДЖЕННЯ ПРИНЦИПІВ TQM НА ПІДПРИЄМСТВАХ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Main problems of the introduction principle TQM are described In article on Ukrainian enterprise of heavy machine building. The broughted recommendations on improvement existing managerial system quality for issue of the competitive products

В даний час конкурентноздатність будь-якого підприємства, незалежно від форми його власності і розмірів, залежить у першу чергу від якості його продуктів. Сильний вплив на українських товаровиробників машинобудівного комплексу роблять контракти з закордонними підприємствами, в яких основний натиск робиться на якість.

TQM являє собою не просто підхід до організації процесів планування, забезпечення і контролю якості продукції компанії. Це скоріше підхід до створення нової моделі управління взагалі. Новий підхід до управління має у своїй основі ряд нижченаведених основних умов, при виконанні яких можливий випуск конкурентноздатної продукції.

1 Роль керівництва. У заходах щодо реформування (реструктуризації) підприємств на основі принципів TQM величезна роль приділяється керівництву. Керівництво повинне очолити реорганізацію діяльності підприємства, але не формально. Воно повинно бути щиро прихильно новій системі, вірити в цінності нової моделі, але в той же час знати і розуміти мету і цінності існуючої системи. Керівництво повинне інтегрувати систему управління якістю в загальну модель управління підприємством. Свої впливи варто здійснювати не стільки у виді організаційно-розпорядницької документації, скільки у виді конкретних рішень, однозначно і виразно передавальну позицію керівництва. Стиль керівництва повинний бути змінений з авторитарного, адміністративного на корпоративний, ліберальний.

Керівники організації встановлюють мети, основні напрямки діяльності, а також способи їхньої реалізації. Вони створюють обстановку,

у якій співробітники виявляються не просто виконавцями волі керівництва, а зацікавленими учасниками рішення виробничих.

Встановлення цілей і аналіз їхнього виконання з боку керівництва повинні бути постійною складовою діяльності керівників, так само як плани по якості повинні бути включені в стратегічні плани розвитку підприємства.

2 Орієнтація на клієнта. Увага до клієнтів повинна виявлятися не в помпезних гаслах, а в прагматичній, повсякденній діяльності. Насамперед клієнти повинні бути ідентифіковані, тобто співробітники й, у першу чергу керівники, повинні чітко знати, хто є споживачами продукції підприємства. Потім варто установити потреби своїх клієнтів і розробити систему показників, що визначають ступінь задоволеності клієнтів продукцією підприємства. Необхідно покласти цю систему показників в основу системи мотивації співробітників і системи керування фірмою в цілому як основний індикатор успіху розвитку підприємства. Велику роль у підвищенні ефективності взаємодії з клієнтами грає система комунікації з ними. Це припускає, що інформаційна система підприємства повинна бути сумісною з інформаційними системами основних клієнтів.

3 Стратегічне планування. Велика увага в *TQM* приділяється процесам планування взагалі і стратегічного планування, зокрема. Причому планується досягнення не тільки традиційних виробничо-господарських цілей, але і рівень задоволення споживачів, позитивний діловий образ підприємства, престиж торгових марок і ін.

4 Залучення всіх співробітників. Люди на всіх рівнях складають основу підприємства. Їхнє повне залучення дає можливість використовувати їхні здатності для досягнення організацією максимальної ефективності. Персонал розглядається як найбільше багатство організації. Тому необхідно створити умови для того, щоб максимально розкрити і використовувати його творчий потенціал. Керівництво повинне прагнути до того, щоб мети окремих співробітників були максимально наближені до мети підприємства. Величезну роль тут грає матеріальне і моральне заохочення.

TQM припускає делегування відповідальності на нижні рівні керування. При цьому не слід забувати, що співробітники повинні бути спеціально підготовлені для прийняття нової відповідальності. При збільшенні відповідальності рядових співробітників зростає роль зворотного зв'язку, що стає основної складової інформаційної системи підприємства. Природно, такий підхід не припускає відсутність керування, але залишає для вищих рівнів керування більше можливості зосередитися на рішенні стратегічних задач. Крім цього, важливу роль грають соціальні і психологічні фактори. Самоконтроль (належним образом підготовлений) і контроль з боку колег працює ефективніше, ніж формальний контроль зверху.

Персонал повинний володіти методами роботи в команді. Роботи з постійного поліпшення переважно організуються і проводяться групами. При цьому досягається синергичний ефект, при якому сукупний результат роботи команди істотно перевершує суму результатів окремих виконавців.

5 Підготовка персоналу. При розширенні повноважень і збагаченні функціональних обов'язків виникає необхідність постійної підготовки персоналу, причому не вузької підготовки по окремих професійних питаннях, а більш широкого – у визначеному змісті, гуманітарного утворення.

6 Нагороди і визнання. Для того щоб нова система управління працювала, необхідно, щоб вона була закріплена у відповідній системі мотивації, яка б заохочувала належне поведження й обмежувала не належне. Формальні нагороди і визнання повинні гармоніювати з неформальними. Таким чином, система менеджменту якості глибоко інтегрується в загальну систему управління, яка підтримується системою мотивації, а вона, у свою чергу, закріплюється в системі цінностей підприємства, тобто в організаційній культурі.

7 Розробка продукції повинна швидко і чуйно реагувати на постійно мінливі потреби, що збільшуються, і чекання споживачів.

8 Управління процесом. Основним принципом *TQM* є концентрація всіх зусиль по удосконалюванню діяльності підприємства на конкретних процесах, і особливо на процесах, що безпосередньо впливають на якість

кінцевої продукції. Доведено, що бажаний результат легше досягти, якщо відповідними ресурсами і діяльністю керують як процесом.

Процесна модель підприємства складається з безлічі процесів, учасниками яких є структурні підрозділи і посадові особи організаційної структури підприємства.

На основі показників процесів підприємство повинне визначити процеси проектування, виробництва і постачання продукції. У результаті традиційне керування результатами процесу переходить у керування самим процесом. Наступним етапом на шляху до *TQM* є оптимізація використання ресурсів у кожному процесі. Це означає строгий контроль за використанням кожного виду ресурсів і пошук можливостей для зниження витрат на виробництво продукції.

9 Якість постачальників. Вимоги до якості продукції постачальників пред'являються практично такі ж, що і до своїй власній. Для моніторингу постачальників варто оперативно відслідковувати якість їхньої продукції і вчасно відмовлятися від послуг ненадійних (якщо це можливо).

10 Системний підхід до керування. Виявлення, розуміння і керування системою взаємозалежних процесів, спрямованих на досягнення поставленої мети, підвищує результативність і ефективність організації. Це означає, що підприємство повинне прагнути до об'єднання процесів створення чи продукції послуг із процесами, що дозволяють відстежити відповідність чи продукції послуг потребам замовника.

Тільки при системному підході до керування стане можливим повне використання зворотного зв'язку з замовником для вироблення стратегічних планів і інтегрованих у них планів по якості.

11 Постійне поліпшення. У цій області підприємство повинне не тільки відслідковувати виникаючі проблеми, але і після ретельного аналізу з боку керівництва починати необхідні коригувальні і попереджуючі дії для запобігання таких проблем надалі.

Мети і задачі ґрунтуються на результатах оцінки ступеня задоволеності замовника (отриманої в ході зворотного зв'язку) і на показниках діяльності самої організації. Поліпшення повинне супроводжуватися участю керівництва в цьому процесі, а також

забезпеченням усіма ресурсами, необхідними для реалізації поставлених цілей.

12 Інформаційна система. Для нормального функціонування системи TQM необхідно розробити і впровадити підтримуючу інформаційну систему, що дозволяє ефективно збирати, зберігати і використовувати дані, інформацію і знання. Але раніше цього варто чітко визначити, які дані збирати і як їх обробляти і поширювати. У сучасних умовах надлишок інформації є більш небезпечним симптомом, ніж її недолік.

Так, ефективні рішення нерідко ґрунтуються на логічному чи інтуїтивному аналізі даних і інформації. Джерелами таких даних можуть бути результати внутрішніх перевірок системи якості, що коректують і попереджають дій, скарг і побажань замовників і т.д. Інформація також може ґрунтуватися на аналізі ідей і пропозицій, що надходять від співробітників організації і спрямованих на підвищення продуктивності праці, зниження витрат і т.д.

13 Крайній досвід. Одним з діючих інструментів по підвищенню якості і поліпшенню системи керування є визначення використання кращого досвіду інших компаній (benchmarking). Звичайно ця діяльність складається з визначення процесів, що передбачається поліпшувати, моделювання власних процесів, вивчення кращого досвіду інших компаній, аналізу і формулювання висновків, а також використання отриманих результатів.

14 Постійна оцінка ефективності роботи системи керування якістю. Для оцінки необхідно розробити систему критеріїв і порядок проведення такої оцінки. Отримані і проаналізовані результати повинні бути використані для подальшого удосконалювання діяльності підприємства.

Неприпустимо вирішувати питання менеджменту якості окремо від системи управління підприємством у цілому. Такий підхід означав би, що підрозділ, що забезпечує якість продукції проекту, виконує свої задачі поза твердими рамками графіка і вартості робіт. На практиці це приводить до появи психології, що розділяє учасників проекту на відповідальних і безвідповідальних, у результаті чого персонал, що виконував основні

роботи з проекту, практично не несе відповідальності за якість. У підсумку стає неможливо домогтися гарної якості продукції в цілому.

З метою управління якістю на рівні підприємства створюється служба менеджменту якості.

У залежності від характеру продукції організаційна структура виконання програми менеджменту якості проекту може приймати різні форми. Програма повинна затверджуватися замовником. Проект-менеджер зобов'язаний регулярно перевіряти стан справ з виконанням програми і точність її дотримання. Персонал, що виконує заходи щодо забезпечення якості проекту, повинний бути кваліфікованим. Щоб цей персонал мав достатній професіоналізм, проект-менеджер повинен забезпечити його навчання.

Література.

- 1 Мазур И.И. Управление качеством: Учеб. пособие. – М.: Высш. шк., 2003. – 334с.: ил.
- 2 Всеобщее управление качеством: Учебник / О.П. Глудкин, Н.М. Горбунов, А.И. Гуров, Ю.В. Зорин. – М.: Радио и связь, 1999.
- 3 Международный стандарт ИСО 9000. Системы менеджмента качества. Основные положения и словарь. – 200-12-15. ISO – 2000.
- 4 Международный стандарт ИСО 9000. Системы менеджмента качества. Руководство по улучшению деятельности. – изд. ISO – 2000.

УДК.621.774

Маковецкий А.В. , Пилипенко В.В.**Донбасская государственная машиностроительная академия, ОАО ТИСО,
Краматорск, Украина****ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ
ЗАГОТОВИТЕЛЬНОГО УЧАСТКА**

In the article the simulation model procuring, of procuring a plo is considered. The model is investigated with the purpose of maintenance of loading of a plot(site) for want of availability of the several strategies. As the tool of modelling(simulation) is used "Simulink".

Рассмотренная ранее имитационная модель заготовительного участка имела дефекты, заключающиеся в основном в недостаточном учете изменения производственной загрузки участка в связи со случайным поступлением заказов. В связи с этим, поток заказов целесообразно отразить случайной функцией заказов. Анализу моделей заготовительного участка посвящены работы [1,2,3], где заложены теоретические основы подхода к проблеме. В работе [3] приведена математическая модель, основанная на использовании распределения Пуассона. Однако ситуация в промышленности требует более детально рассмотрения функций заказов применительно к конкретным условиям производства на предприятии. В связи с этим ставится задача построения имитационной модели, отвечающей некоторым распространенными стратегиям управления производственной единицей.

При этом распределение заказов может описываться следующей случайной функцией предложенной авторами. Закон распределения заказов в условном времени может иметь следующий вид.

$$p(x) = A \cos(\log_a x), \quad (1)$$

где: x - параметр, характеризующий условное время; a - условный параметр распределения.

График подобной приведенной функции распределения имеет вид, рисунок 1.

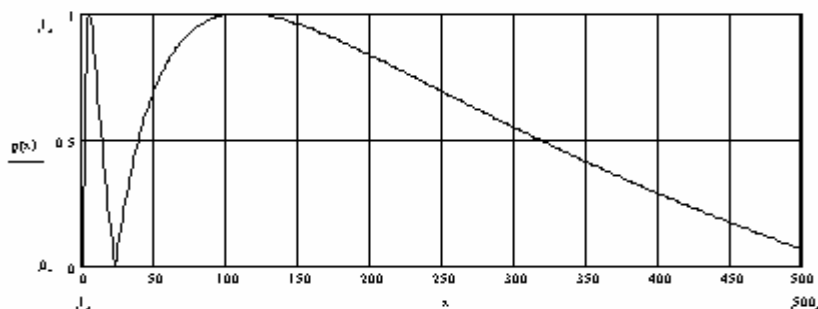


Рисунок 1 — График распределения функции заказов, при $A=1$

При этом проблема заключается в том, что заказы на изготовление заготовок поступают неравномерно, а оборудование необходимо загружать равномерно.

Следовательно, алгоритм перехода к следующему заказу заключается в следующем.

В случае, если заказ принят, то интенсивность загрузки можно выразить выражением:

$$Q = \frac{p(M) * M}{T},$$

где: M - объем заказа; $p(M)$ - вероятность реализации заказа объемом M ; T - срок выполнения заказа.

В этом случае, если

$$Q \leq [Q] | t = t_1,$$

то в момент $t = t_1$ происходит переход к выполнению следующего заказа.

При этом максимальная пропускная способность участка:

$$q_{\max} = [Q].$$

Рассмотрим при этом две стратегии А и Б.

Стратегия А, использует догрузку участка после первого полученного заказа, который принимается к изготовлению.

Как только участок догружен, то находится значение:

$$p_{t=t_k}(M) = \frac{Q_1 * T}{M},$$

при котором с необходимостью выполняется условие $Q + Q_1 < [Q]$, и в момент времени $T < t_k$ происходит загрузка участка следующим заказом.

Стратегия В, стратегия предусматривает выжидание.

Заказ принимается, или можно считать, что участок загружается в том случае, когда величина:

$$p(M) \leq [\%],$$

причем допустимый процент загрузки по ряду современных данных не должен быть менее 40%. В принципе он может меняться в зависимости от ряда условий, в том числе экономических.

В дальнейшем происходит догрузка заказа, при уровне:

$$Q \geq [Q].$$

Загрузка заготовительного участка не исключает использование и ряда других приемлемых стратегий.

С целью проектирования имитационной модели, использована среда Windows, пакет Matlab, инструментарий Simulink [4].

Структура имитационной модели состоит из блоков, F_{sp} , реализующих функции (1) и $q = f(F, s, B)$ [2], а также, блоков просмотра результатов, таких как Display, блоков XYGraf и Score, позволяющих отразить полученные результаты в графической форме.

В структуру входит блок имитации реального времени Digital Clock, а также блоки, позволяющие ввести необходимые для работы модели постоянные Constant. Для вывода данных в рабочую область Matlab используется блок Workspace, который представляет данные в виде матрицы.

Так как в работе [2] представлены несколько типов компонок участков, то и имитационные модели могут быть созданы также для различного типа участков.

Кроме того, используется функция интенсивности процесса обработки, вида $q = f(F, s, B)$ полученная в работе [2].

Результаты прогона имитационных моделей для стратегии А и стратегии Б

Результаты работы имитационной модели в виде графической визуализации, представлены на рисунке 2.

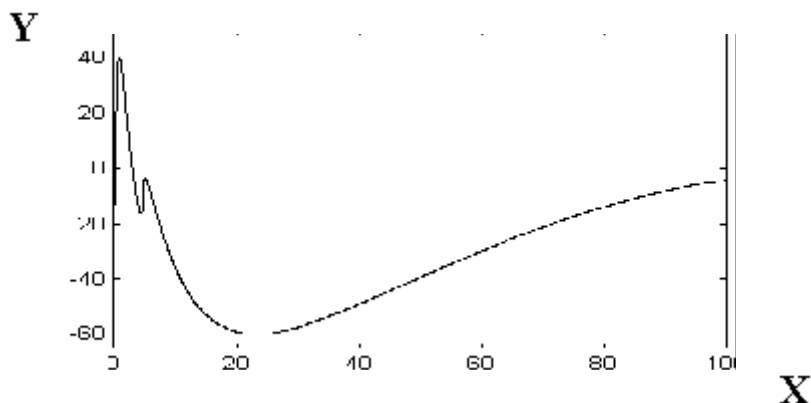


Рисунок 2 - Визуализация работы имитационной модели, необработанный резерв - Δq , ось- Y, в зависимости от модельного времени t ось-X, при значениях параметров модели $s=2$, $F=5$, $B=10$ [2].

Анализ графика, рисунок 2, полученного по результатам прогона модели показывает, что при исследуемых параметрах модели процесс характеризуется определенной неустойчивостью в начальной стадии, когда резерв необрабатываемых полуфабрикатов на участке то возрастает, то падает. Однако при установившемся процессе, отрицательные значения интенсивности обработки, существует достаточный резерв, стремящийся к нулевому значению.

Рассмотренные в работе результаты позволяют сделать заключение, что повышение объема выпуска может быть достигнуто либо за счет повышения производительности оборудования путем технической модернизации, либо за счет установки нового. Однако в модели не учтены проблемы надежности работы оборудования, которые могут быть решающими при интенсификации потока заготовок полуфабрикатов, поступающих на участок.

Выводы:

для заготовительных участков рассматривается имитационная модель, пригодная для описания участков различной компоновки и учитывающая возможные стратегии загрузки;

модель учитывает случайный характер загрузки оборудования участка с использованием специально разработанной функции;

начальная стадия загрузки участка при рассматриваемых стратегиях характеризуется определенной степенью неустойчивости;

при установившемся процессе практически всегда существует производственный резерв мощностей;

повышение объема выпуска может быть достигнуто традиционными путями модернизации либо замены оборудования на новое;

в предложенном варианте модель нечувствительна к показателям надежности оборудования.

Литература.

- 1 Сигорский В.П. Математический аппарат инженера. К.: Техніка. 1975. 765 с.
- 2 Маковецкий А.В. Особенности оптимизации технологической системы производства полых полуфабрикатов, в условиях серийного производства // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наукових праць. Вип.11. Краматорськ .2001. С.112-115.
- 3 Степанский Л.Г, Крючков М.А. Расчет надежности и производительности робототехнического комплекса для холодной штамповки как системы массового обслуживания // Кузнечно-штамповочное производство. М.: Машиностроение. №1. 1984. С.36-37.
- 4 Гультияев А.К. Имитационное моделирование в среде Windows. С-Петербург. "Коргна принт".2001. 400 с.

ОГЛАВЛЕНИЕ

<i>Федоринов В.А.</i> ДОНБАССКАЯ ГОСУДАРСТВЕННАЯ МАШИНОСТ-РОИТЕЛЬНАЯ АКАДЕМИЯ —50 ЛЕТ РАЗВИТИЯ	3
<i>Хает Г.Л., Еськов А.Л., Медведева О.А.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ЧЕЛОВЕКО-МАШИНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ И ГУМАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА	8
Раздел 1 Процессы механической обработки и надежность инструмента	
<i>Равская Н.С., Мамлюк О.В.,</i> Толщина среза при обработке многозубых деталей долбьяками с наклонной осью	18
<i>Клименко Г.П.</i> Исследование условий обработки деталей тяжелого машиностроения	24
<i>Ивченко Т.Г.</i> Вероятностная модель отказов режущего инструмента	31
<i>Киричок П.О., Гавриш О.А.</i> Прогресивний інструмент для оздоблювально-зміцнюючої обробки металевих поверхонь	37
<i>Мироненко Е.В.</i> Аналитические исследования напряженно- деформированного состояния агрегатно-модульных конструкций инструмента	47
<i>Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И.</i> Определение температурного поля инструмента при термофрикционной обработке металлов резанием	52
<i>Азарова Н.В., Матюха П.Г.</i> Расчет параметров запытообразного среза равновысокими зернами при плоском шлифовании с вибрациями	58

<i>Мельничук П.П., Степчин Я.А.</i> Контроль та прогнозування спрацювання токарних різців за динамічними характеристиками процесу різання	64
<i>Гусев В.В.</i> Силы резания и формирование дефектного слоя при алмазном шлифовании керамики	70
<i>Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Андронов А.Ю.</i> Анализ вероятности разрушения режущих инструментов тяжелых станков	77
<i>Русанов В.В., Федорович В.А.</i> Методология заточки лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов	82
<i>Кинденко Н. И.</i> Исследование контактных процессов резания инструментами обработанными методом ОИМП	87
<i>Мандрик Е.А., Яковлев А.В., Козоброд Д.Б., Тупчиенко В.И.</i> Новый режим обжига огнеупорных оболочек для получения литого режущего инструмента	90
Раздел 2 Качество и диагностика металлорежущего оборудования	
<i>Струтинський В.Б., Кравець О.М., Мохамед Саді Ельжарадат.</i> Динамічні характеристики шпиндельного вузла верстата оснащеного обертовим гідроприводом затиску	94
<i>Ковалев В.Д. Бабин О.Ф. Мельник М.С.</i> Перспективные приводы подач станков с ЧПУ	101
<i>Павленко І.І., Охремчук М.О.</i> Дослідження сил затиску для вертикально орієнтованих призматичних захватних пристроїв	108
<i>Абрамов В.Т., Возьный М.Т., Соломин Н.А.</i> Минимизация массы замкнутого планетарного механизма	114
<i>Мартынов А.П., Корчак Е.С., Туник Э.В.</i> Исследование взаимосвязи параметров, определяющих качество силовых зубчатых и червячных передач	120

<i>Пономарев Л.Д.</i> Диагностирование – как системный подход к управлению	126
<i>Служенко С.Ю., Чудаков А.Д., Соловьев В.В.</i> Анализ концепции автоматизированной системы управления линии для производства труб	132
Раздел 3 Технология и качество обработки	
<i>Петраков Ю.В., Субин А.А.</i> Оптимальне управління процесом шліфування гвинтової канавки	140
<i>Ковалевський С.В., Решетник Н.О., Ковалевська О.С.</i> Моделювання виробничої системи на основі мереж з однорідною структурою	147
<i>Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н.</i> Коэффициент заполнения модельного объема зерен абразивно-алмазных шлифпорошков	152
<i>Матюха П.Г., Полтавец В.В.</i> Режущая способность рабочей поверхности круга как ограничивающий параметр производительности шлифования	159
<i>Федорович В.А.</i> Процесс топографической приспособляемости при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов	165
<i>Калафатова Л.П.</i> Теоретическое обоснование особенностей формирования поверхностного слоя при шлифовании материалов на основе стекла в зависимости от характеристик инструмента	171
<i>Захаров Н.В., Чибиряк Я.И.</i> Количественный анализ вариантов последовательностей сборки при различных структурных видах технологических схем сборки изделий	179
<i>Матюха П.Г., Гринев А.А.</i> Влияние зернистости алмазов на количество сошлифованного материала при обработке по упругой схеме	183

<i>Водолазская Е. Г., Водолазская Н. В., Дашич П. В.</i> Технологические особенности сборки резьбовых соединений в условиях различных типов производства	188
Раздел 4 Моделирование и оптимизация технологических систем	
<i>Гузенко В.С.</i> Алгоритмы оптимизации типоразмерных рядов сборных режущих инструментов	193
<i>Захаров Н.В., Сероштан В.Ю., Пирогов А.Д.</i> Компьютерные технологии в решении вопросов инструментального обеспечения станков и обрабатывающих центров с ЧПУ	199
<i>Казакова Т.В., Хаев Л.Г.</i> Использование параметрических моделей надежности для оптимизации испытаний режущего инструмента	202
<i>Неченаев В.Г., Гнисько А. Н.</i> Имитационная <i>SIMULINK</i> -модель функционирования систем удаления стружки напорными струями СОТС	211
<i>Ковальов В.Д., Гаков С.О., Ткаченко М.А.</i> Впровадження принципів <i>TQM</i> на підприємствах важкого машинобудування	217
<i>Маковецкий А.В., Пилипенко В.В.</i> Имитационное моделирование функционирования заготовительного участка	223

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск №13

Наукове видання

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1–05/7
Рішення вченої ради ДДМА, протокол № 5 від 30.01.2003.

**Комп'ютерна верстка:
Бондаренко Д.В., Донченко А.И.**

Підписано до друку 30.01.2003. Формат 60x84¹/₁₆.
Друк ризографічний. Умовно друкованих аркушів 14,5.
Тираж 100 прим. Замовлення № 28

Донбаська державна машинобудівна академія
Україна, 84913, Донецька обл.,
м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72

