

*8 - я Международная научно-
техническая конференция*

**ФИЗИЧЕСКИЕ И КОМПЬЮ-
ТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ**

*9 – 10 декабря
2003 г*

г. Харьков

Харьковская научно-производственная корпорация "ФЭД"
Харьковский государственный экономический университет
Одесский национальный политехнический университет
ОАО Завод "Потенциал"
ЗАО Завод "Южкабель"
Одесское отделение Инженерной Академии Украины
Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"
Ассоциация технологов-машиностроителей Украины
Институт сверхтвердых материалов НАН Украины
Институт проблем машиностроения НАН Украины
Институт машин и систем НАН Украины
Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»
Харьковский национальный технический университет радиоэлектроники
Харьковский государственный технический университет сельского хозяйства
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет
Харьковская государственная академия железнодорожного транспорта
Донецкий государственный технический университет
Сумской государственный университет
Национальная Металлургическая Академия Украины
Севастопольский национальный технический университет
Луцкий государственный технический университет
Херсонский государственный технический университет
Тульский государственный университет
Курский государственный технический университет
Ульяновский государственный технический университет
Саратовский государственный технический университет
Пермский государственный технический университет
ГП "Завод им. Малышева"
АО "Мотор - Січ"
ХГ Авиационное производственное предприятие
ХГ Приборостроительный завод им. Шевченко
Харьковское агрегатное конструкторское бюро
НТК "Эльбор-4"
Гомельское ПО "Кристалл"
Жешувский технологический университет, Польша
Кафедра UNESCO "Интеллектуальное моделирование и адаптация нетрадиционных технологий к
проблемам перспективного обучения и общественного прогресса"

ТРУДЫ 8-Й МЕЖДУНАРОДНОЙ НАУЧНО- ТЕХНИЧЕСКОЙ КОНФЕРЕНЦИИ

"ФИЗИЧЕСКИЕ И КОМПЬЮТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ"

**INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND
TECHNICAL CONFERENCE**

Харьков 2003

УДК 62-65: 621.382.82

Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве.

Труды 8-й Международной научно-технической конференции, 9-10 декабря 2003г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003г. – 316 с

Представлены труды, в которых рассмотрены проблемы технологии машиностроения и обработки материалов; прогрессивные технологии, оборудование, инструменты и технологические системы; проблемы динамики и прочности машин, математики, механики, физики и экономики; проблемы создания и применения компьютерных технологий.

Для специалистов в области машиностроения, научно-технических работников и студентов.

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ ПО ПРОВЕДЕНИЮ КОНФЕРЕНЦИИ:

Сопредседатели:

Якимов А.В., д.т.н.	(Одесса)	Ларшин В.П., д.т.н.	(Одесса)
Новиков Ф.В., д.т.н.	(Харьков)	Львов Г.И., д.т.н.	(Харьков)
Фадеев В.А., к.т.н.	(Харьков)	Малыхин В.В., к.т.н.	(Курск)
Кривошапка Ю.Н., к.э.н.	(Харьков)	Мовшович А.Я., д.т.н.	(Харьков)
Ткаченко В.П.	(Харьков)	Морачковский О.К., д.т.н.	(Харьков)

Члены совета:

Гринева В.Н., д.э.н.	(Харьков)	Невлюдов И.Ш., д.т.н.	(Харьков)
Дудко П.Д., к.т.н.	(Харьков)	Новиков Г. В., к.т.н.	(Харьков)
Коломиец В.В., д.т.н.	(Харьков)	Шепелев А.А., д.т.н.	(Киев)
Крюк А.Г., к.т.н.	(Харьков)	Ямников А.С., д.т.н.	(Тула)

ПРОГРАММНЫЙ КОМИТЕТ КОНФЕРЕНЦИИ:

Александров Е.Е., д.т.н.	(Харьков)	Линчевский П.А., д.т.н.	(Одесса)
Воробьев Ю.С., д.т.н.	(Харьков)	Матюха П.Г., д.т.н.	(Донецк)
Гапонов В.С., д.т.н.	(Харьков)	Новоселов С.П., к.т.н.	(Харьков)
Горбатюк Н.В., к.т.н.	(Харьков)	Новоселов Ю.К., д.т.н.	(Севастополь)
Дьяченко С.С., д.т.н.	(Харьков)	Новиков С.Г., к.т.н.	(Курск)
Дитиненко С. А.	(Харьков)	Осипов В.А., к.т.н.	(Сумы)
Евстратов В.А, д.т.н.	(Харьков)	Проволоцкий А.Е., д.т.н.	(Днепропетровск)
Карпушенко В.П., к.э.н.	(Харьков)	Скобло Т.С., д.т.н.	(Харьков)
Клименко А.А., д.т.н.	(Одесса)	Сизый Ю.А., д.т.н.	(Харьков)
Клименко С.А., д.т.н.	(Киев)	Усов А.В., д.т.н.	(Одесса)
Королев А.В., д.т.н.	(Саратов)	Худобин Л.В., д.т.н.	(Ульяновск)
Колодяжный А.В., к.т.н.	(Харьков)	Тернюк Н.Э., д.т.н.	(Харьков)
Лавриненко В.И., д.т.н.	(Киев)	Тимофеева Л.А., д.т.н.	(Харьков)

Труды воспроизводятся непосредственно с авторских оригиналов.

НАУЧНЫЕ ШКОЛЫ – УЧАСТНИКИ КОНФЕРЕНЦИЙ**НАУЧНАЯ ШКОЛА ПРОФЕССОРА ЯКИМОВА АЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬЕВИЧА****Ларшин В.П., докт. техн. наук**

Якимов Александр Васильевич

Профессор Якимов А.В. – известный ученый и крупный специалист по технологии машиностроения, организатор научной школы и основоположник учения по финишным методам алмазно-абразивной обработки деталей машин, изготовленных из конструкционных машиноподелочных сталей, металлов и сплавов, в том числе из труднообрабатываемых материалов и материалов, склонных к образованию шлифовочных дефектов (прижогов и микротрещин). Стоявший у истоков созданных им научных направлений, он подготовил плеяду ученых и единомышленников, которые успешно работают, продолжая традиции его научной школы не только в Украине (Одесса, Харьков, Киев, Севастополь, Хмельницкий и др.), но также в России (Пермь, Ижевск, Москва, Луга, Волжский и др.) и других странах ближнего и дальнего зарубежья (в том числе США).

Александр Васильевич Якимов родился в г. Чермоз Пермской области в семье рабочего. Его отец работал прокатчиком на металлургическом заводе, мать была домохозяйкой. После окончания семи классов школы в 1939 году он поступил учиться в механический техникум. В 1943 году призван в ряды Советской Армии. Сначала в Челябинское авиационное училище штурманов (1943-1944 годы), а после окончания – в Высшую школу штурманов в г. Рязани (с 1944 по 1946 годы). В 1946 году демобилизовался и

поступил работать конструктором на машиностроительный завод им. Я.М. Свердлова (1946-1952 годы) в г. Перми. Одновременно поступил учиться на заочное отделение моторного факультета Московского авиационного института (МАИ). После окончания МАИ (в декабре 1952 года) поступил в аспирантуру МАИ на кафедре “Производство авиадвигателей”. В 1956 году в МАИ защитил кандидатскую диссертацию по теме “Исследование жесткости металлорежущих станков типа МААГ”. После окончания аспирантуры в 1956 году был направлен на работу в Запорожский машиностроительный институт, где работал сначала старшим преподавателем (с 1956 по 1958 годы) и по совместительству заместителем декана механико-технологического факультета (МТФ), а затем – доцентом кафедры “Станки и режущий инструмент”. В 1961 году по конкурсу перешел работать в Пермский политехнический институт (ППИ) сначала в должности доцента кафедры “Станки и режущий инструмент” (1961-1963 годы) и по совместительству деканом МТФ, а затем (с 1963 по 1974 годы) – заведующим кафедрой “Технология машиностроения”. Работая заведующим кафедрой, А.В.Якимов смог объединить научные интересы кафедр технологии машиностроения, физики, автоматике и телемеханики, металловедения и термической обработки, сопротивления материалов, металлорежущих станков и инструментов. Это творческое объединение позволило, с одной стороны, повысить научный и теоретический уровень работ, выполняемых для промышленности, с другой – создать условия для роста кадров. Так в 1963 году была защищена кандидатская диссертация по тепловым процессам при шлифовании заведующим кафедрой физики В.А.Сипайловым, который в 1973 году успешно защитил докторскую диссертацию на тему “Основы теории тепловых процессов при шлифовании металлов”. Под руководством А.В.Якимова успешно выполняли научные работы многие другие сотрудники указанных кафедр и промышленных предприятий. Например, старший преподаватель кафедры физики Ханжин Н.Н. в 1968 году защитил кандидатскую диссертацию по тепловым процессам при резбошлифовании. Старший научный сотрудник Головизин А.С. (завод им.Я.М.Свердлова) защитил диссертацию по шлифованию конических зубчатых колес с круговыми зубьями. Сотрудник кафедры автоматике и телемеханики ППИ Зуев В.Н. и аспиранты кафедры технологии машиностроения Бояршинов Ю.А., Перов Э.Н., Ушатов Л.В. по заказу Московского завода шлифовальных станков МСЗ разработали адаптивные системы управления качеством поверхностного слоя при зубошлифовании для станков типа МААГ (мод.5851) и Найльс (мод.5831). Аспиранты Потемкин В.И., Кудашкин В.Н., Вечер Р.И. обосновали область рационального применения прерывистых кругов при шлифовании инструментов, штампов и деталей турбобуров. Аспиранту Казимирчику Ю.А. впервые удалось произвести измерение температуры в области единичного зерна при шлифовании. Аспиранты Костин Н.В. и Грисенко Е.В. провели комплексное исследование процесса ленточного прерывистого шлифования жаропрочных и титановых сплавов, а также древесно-стружечных плит. Аспирант Кигель И.Г. обосновал возможность и эффективность применения прерывистых алмазных кругов при шлифовании твердых сплавов. Сотрудник кафедры физики Ярмонов Н.А. провел теоретическое исследование процесса шлифования труднообрабатываемых материалов прерывистыми и композиционными кругами. Так под руководством А.В.Якимова начинает формироваться научная школа по тепловым явлениям при шлифовании и управлению качеством поверхностного слоя деталей машин.

Здесь следует отметить, что ученые десятилетиями бились над решением проблемы управления качеством поверхностного слоя деталей машин при шлифовании. До 35-40 % дорогостоящих деталей, имеющих высокую точность после шлифования, уходило в неисправимый брак. Причина – скрытые от глаза прижоги и микро-

трещины, возникающие при обработке металлов и сплавов абразивными инструментами под воздействием высоких температур в зоне резания. Многомиллионные убытки воспринимались как неизбежное зло. Даже подбор заниженных, так называемых «щадящих», режимов шлифования, в несколько раз снижающих производительность обработки, не позволял полностью устранить шлифовочные дефекты. Как следствие, долговечность подшипников снижалась в 3 раза, зубчатых колес – в 5-8 раз, стойкость штампов – в 30 раз. Системный подход к решению комплексной проблемы позволил уже в те годы осуществить прорыв в технологии шлифования ответственных деталей машин и сформулировать основные направления по автоматизации шлифовальных станков и технологии изготовления абразивного инструмента. Метод прерывистого шлифования, предложенный группой ученых под руководством заведующего кафедрой технологии машиностроения ППИ А.В.Якимова позволил решить проблему. Сущность метода можно понять при сравнении времени теплового насыщения (время, в течении которого температура шлифования достигает установившегося значения) с временем действия теплового источника в зоне контакта круга и заготовки. Поскольку указанные промежутки времени сопоставимы по величине, то появляется возможность управлять теплонапряженностью прерывистого шлифования за счет регулирования количества и размеров режущих выступов на абразивном или алмазном шлифовальном круге. Новаторская технологическая идея прерывистого шлифования легла в основу докторской диссертации А.В.Якимова, которую он защищает в 1970 году в МАИ по теме “Технологические основы процесса шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью”. В 1972 году ему присваивают ученое звание профессора.

С 1974 года научная и педагогическая деятельность профессора А.В.Якимова продолжается в Одесском политехническом институте (ныне Одесский национальный политехнический университет, далее ОНПУ), куда он приглашен по конкурсу на должность заведующего кафедрой технологии машиностроения и где продолжает успешно руководить созданной им научной школой. Вслед за своим учителем потянулись в Одессу из Перми сотрудники ППИ: Евсин Е.А., Мубаракшин Р.М., Гольдин Г.В., Чистяков М.В., Политов М.Ф., Маленьких С.М., Стефаненков П.Н., Бахвалов В.А., Ложкина Л.А. (кафедра технологии машиностроения), Паршаков А.Н. (кафедра физики), Донсков А.С. (кафедра динамики и прочности машин), Свирщев В.И. (кафедра теории механизмов и машин), Ларшин В.П. (кафедра автоматике и телемеханики). Кроме того, в аспирантуре Одесского политехнического у профессора А.В.Якимова обучались и стали кандидатами наук Бирюков П.К. (г.Лысьва), Коротков В.С. (г.Днепропетровск), Мокроносов Л.А. (г.Свердловск), Сиротин В.П. (г.Волжский), Наумов А.К. и Шамлиев В.К. (г.Севастополь) и другие. Каждый из перечисленных аспирантов внес в совершенствование технологии шлифования и других финишных методов обработки свой научный вклад. Например, Евсин Е.А. разработал оригинальный способ управления теплонапряженностью процесса алмазного выглаживания, что позволило решить проблему увеличения производительности этого метода упрочняющей финишной обработки (после защиты диссертации Евсин Е.А. возглавил кафедру технологии машиностроения ППИ). Стефаненков П.Н. разработал новый способ нанесения регулярного рельефа на рабочую поверхность шлифовального круга, используя для этой цели автоколебания в системе. Бахвалов В.А. установил связь структуры материала с предрасположенностью его к трещинообразованию при шлифовании и предложил пути устранения влияния технологической наследственности. Паршаков А.Н. выполнил комплекс теоретических исследований тепловых явлений, установил связь свойств упруго-демпфирующих элементов с качеством поверхностного слоя деталей при шлифовании. Политов М.Ф. разработал способ упрочняющего шлифования и обосновал метод управления физико-механическими свойствами упрочненного «белого» слоя путем применения адаптивной системы управления. В помощь аспирантам привлекались инженеры-исследователи кафедры технологии машиностроения Одесского политехнического института (ОПИ), каждому из которых профессором А.В.Якимовым была определена область будущей диссертационной работы, подкрепленная запросами машиностроительных предприятий. Темы диссертационных работ получили и преподаватели этой кафедры. В последствии аспирантами стали сотрудники кафедры (Ница А.Н., Шарков В.А., Буюкли И.М., Новак Г.А., Усов А.В., Наддачин В.Б., Ковальчук Е.Н., Анельчик В.Д., Сазонов И.П., Соловьева Л.П., Соколов В.Ф.), а также работники предприятий: Ткаченко Б.О. (Одесский завод “Стройгидравлика”), Мещанинец А.А. (Генеральный директор производственного объединения “Термопластавтомат” в г.Хмельницкий) и иностранец Рахмани Абдул Кудус (Афганистан).

Развивая идеи своей докторской диссертации, профессор А.В.Якимов успешно руководит аспирантами и докторантами, которые всесторонне изучают различные аспекты технологии прерывистого шлифования, а также разрабатывают методы автоматического управления качеством поверхностного слоя ответственных деталей машин при их финишной обработке. По этим направлениям защищаются десятки кандидатских диссертаций, а также докторские работы. Широкое внедрение в 70-е и 80-е годы алмазных шлифовальных кругов (проектирование новых конструкций алмазных кругов проводилось в Институте сверхтвердых материалов АН УССР под руководством профессора Якимова А.В.) дало процессу прерывистого шлифования новый импульс для дальнейшего развития. Оказалось, что помимо снижения теплонапряженности и увеличения режущей способности прерывистых алмазных кругов, метод прерывистого алмазного шлифования позволяет существенно экономить дорогостоящее алмазное сырье – природные и искусственные алмазы. Например, при изготовлении прерывистых алмазных кругов одно и тоже количество алмазного сырья позволяет изготовить на его основе большее количество алмазных прерывистых кругов (по сравнению с аналогичными сплошными кругами). Успешное внедрение прерывистых алмазных кругов на многочисленных самолето-, моторо- и станкостроительных заводах послужило убедительным обоснованием для присвоения профессору А.В.Якимову почетных званий Заслуженного деятеля науки и техники Украины (1982 год) и Лауреата государственной премии Украины (1986 год).

Лауреатами государственной премии Украины также стали руководимые им ученые из Института сверхтвердых материалов (г.Киев), НИАТ (г.Москва), НИИ деревообработки (г.Киев) и УралВНИИАШ (г.Челябинск).

В Одесском политехническом, окончательно сформировались два основных научных направления исследовательских работ по управлению процессами абразивно-алмазной обработки: внесение в технологическую систему новых конструктивно-технологических элементов (прерывистое шлифование, упруго-демпфирующее крепление инструмента, новые технологии правки шлифовальных кругов, технологические смазочные составы и т.п.) и автоматическое (адаптивное, интеллектуальное, компьютерное) управление процессом алмазно-абразивной обработки на основе использования информации, возникающей при обработке. В первом случае управление является разомкнутым (без использования обратной связи по технологическим параметрам), во втором – замкнутым (корректировка процесса обработки производится при помощи цепи обратной связи). По обоим этим направлениям под руководством профессора А.В.Якимова выполняются кандидатские диссертации, а в 1995 году – обобщающая докторская работа автора данной статьи Ларшина В.П., объединившая оба направления в единую интегрированную технологическую систему, в которой учитывается единый механизм производства и его подготовки. Было установлено, что за счет общей (в отличие от частичной) оптимизации эффективность интегрированных систем оказывается выше, чем эффективность обособленных систем проектирования и обработки. Новый подход к автоматизации проектирования и производства соответствовал перспективному направлению в технологии машиностроения – разработке интегрированных производственных систем (в зарубежной литературе такие системы получили название Computer-Integrated Manufacturing Systems) на основе всестороннего использования компьютерных технологий как на подготовительной, так и на исполнительной фазе производственного процесса. Практическому осуществлению этого подхода способствовали быстрые темпы развития аппаратного и программного обеспечения компьютерных систем с открытой архитектурой. В настоящее время интегрированные производственные системы получили дальнейшее развитие в виде CALS технологий (Continuous Acquisition and Life cycle Support- непрерывная информационная поддержка жизненного цикла изделия).

В 1998 году профессор А.В.Якимов становится действительным членом Инженерной Академии Украины. К этому времени он – автор многочисленных монографий, учебных пособий и учебников. Участие его в работе Инженерной Академии Украины приводит к возникновению еще одного направления научно-просветительской деятельности профессора А.В.Якимова – организация и проведение в Украине крупных международных конференций по тематике физических и компьютерных технологий в машиностроении. Ежегодными (в последнее время дважды в год) становятся такие конференции, проводимые под председательством профессоров Новикова Ф.В. и А.В.Якимова в г.Харькове на базе Харьковского государственного предприятия “ХМЗ ФЭД”. Труды этих конференций содержат развернутые материалы по современным технологическим исследованиям и разработкам, включая вопросы методического обеспечения учебного процесса. Они издаются в виде специальных выпусков “Вісник інженерної Академії України”, “Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства”, а также в виде отдельных трудов указанной международной конференции. Участие в работе конференции известных научных школ стран СНГ представило возможность объединения творческих усилий, что нашло отражение в решении подготовить под редакцией профессоров Новикова Ф.В. и Якимова А.В. 10-томное издание «Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения». В 2002 году вышли два первые тома “Механика резания материалов” и “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов”, заканчивается работа по изданию следующих томов “Теплофизика резания материалов”, “Резание материалов лезвийным инструментом”, “Качество обработки материалов”.

Профессор А.В.Якимов подготовил 55 кандидатов и 5 докторов технических наук. Его ученики продолжают развивать идеи своего учителя. Среди них известные ученые и педагоги: Свирщев В.И. (заведующий кафедрой технологии машиностроения Пермского государственного технического университета, профессор), Новоселов Ю.К. (директор департамента Севастопольского приборостроительного института, профессор), Новиков Ф.В. (сопредседатель организационного комитета указанной выше международной научно-технической конференции, профессор), Анельчик Д.Е. (профессор кафедры металлорежущих станков и систем ОНПУ), Усов А.В. (заведующий кафедрой математики ОНПУ, Лауреат государственной премии Украины, профессор), Ларшин В.П. (профессор кафедры технологии машиностроения ОНПУ), Калинин Е.П. (профессор Петербургского политехнического университета) и другие. Все они придерживаются единого научного направления – совершенствование технологии абразивно-алмазной обработки, имеют совместный интерес в развитии научных исследований, обучают и подготавливают молодых исследователей: магистров, аспирантов и докторантов. Многие ученики профессора А.В.Якимова занимают ответственные должности в промышленности. Например, Борисов В.А. – Ген. директор Лужского научно-производственного объединения абразивов и шлифования (это предприятие выпускает 40 % от общего объема абразивной продукции России). Головизин А.С. - директор научно-производственного объединения в г.Симферополе. Вечер Р.И. - директор крупного НИИ машиностроения в г.Гомеле, Мокронос Е.Д. – Ген. директор объединения «Мотовилихинские заводы» в г.Перми и другие.

Творческая работа в научной школе профессора А.В.Якимова основана на преемственности принимаемых решений, заключающейся в том, что в новых решениях использованы предыдущие разработки, проверенные лабораторной и заводской практикой. Характерными чертами научной школы профессора А.В.Якимова являются доброжелательная обстановка в творческом коллективе и неразрывная связь научных исследований с промышленностью и учебным процессом в вузе. Это позволяет существенно улучшить качество подготовки молодых специалистов, устранить известное противоречие между разработкой новых прогрессивных техно-

гий и производством, где эти технологии внедряются. Следует заметить, что вузовская кафедра – это не лаборатория НИИ. Ее первейшая забота – обучение студентов и подготовка инженерных кадров для машиностроительных заводов Украины. На эту сторону дела у Александра Васильевича Якимова есть своя выработанная годами точка зрения. Он считает, что научно-технический прогресс и воспитание инженера не отделимы друг от друга. В период рыночных отношений студентам следует приобщать к новому, учить мыслить, прививать им навыки исследователя. А для этого нужно каждого студента с первого дня его пребывания в вузе погрузить в атмосферу творчества, непрерывного научного поиска. Важность студенческой научной работы трудно переоценить. Это ведь аксиома: чем увлеченней человек своим делом, тем большей отдачи можно от него ожидать, тем притягательней сила его примера. Доказательство тому долго искать не надо. Творческий путь каждого из учеников профессора А.В.Якимова начинался с занятий в научных кружках вузов. Причем, все они не только успешно осваивали программу обучения, но и создавали серьезный задел для своих будущих научных работ. Например, студенческие разработки автора этой статьи Ларшина В.П. в области адаптивных систем управления зубошлифовальными станками были использованы при создании автоматизированных зубошлифовальных станков. Увлеченность творческой работой под руководством профессора А.В.Якимова позволила Ларшину В.П. в 27 лет защитить кандидатскую диссертацию по технологии машиностроения, а затем, как отмечалось выше, и докторскую работу.

В настоящее время профессор А.В.Якимов работает на кафедре технологии машиностроения ОНПУ. Итоги долгих научных исследований и экспериментов он изложил в большом количестве научных и учебных работ. Этим работ более 300, среди них свыше 80 изобретений, более 15 учебных пособий и учебников. Среди крупных работ можно отметить, например, монографии: Прерывистое шлифование, Оптимизация процесса шлифования, Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей, Качество изготовления зубчатых колес и другие. Кроме того, под его редакцией вышли, например, такие учебные пособия как: Технология автоматизированного машиностроения, Управление процессом шлифования, Оптимизация технологических процессов в машиностроении, Основы тепловых явлений при шлифовании деталей машин и другие. Издательская деятельность профессора А.В.Якимова продолжается. Так, например, в книжных издательствах Украины (2001 год) и России (2002 год) вышли из печати учебники “Теоретические основы технологии машиностроения” и “Технология машиностроения” под редакцией профессора А.В.Якимова. В плане издания - учебник “Основы технології виготовлення машин та приладів”, а также учебное пособие “Лабораторний практикум по технології машино- та приладобудування”.

Кафедра технологии машиностроения ОНПУ в последние годы проводит комплекс научно-исследовательских работ по анализу и синтезу технологических процессов изготовления зубчатых колес. Выполняются фундаментальные теоретические разработки по изучению термодинамических процессов, протекающих в зоне контакта шлифовального круга. Эта информация необходима для создания новых более прогрессивных способов шлифования зубчатых колес, позволяющих увеличить производительность обработки и стабилизировать режущую способность кругов и качество поверхностного слоя. Выполняются другие научно-исследовательские работы, например, разработка подсистемы САПР шлифовальных операций (на примере шлифования вырубных штампов с применением твердых технологических смазок), разработка технологического обеспечения компьютерной системы диагностики процесса резьбошлифования ходовых винтов. Кафедра выполняет хозяйственные научно-исследовательские работы по заказу машиностроительных предприятий Украины и России.

НАУКОВІ ШКОЛИ ХАРКІВСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА



Мазоренко Дмитро Іванович

Мазоренко Дмитро Іванович – ректор Харківського державного технічного університету сільського господарства.

Народився 19 серпня 1941 р. на Полтавщині в с. Пустовоїтово Глобінського району. Після закінчення школи два роки працював водієм буряко-радгоспу. У 1960 р. вступив до Харківського інституту механізації та електрифікації сільського господарства.

З серпня 1965 р. по квітень 1970 р. за розподілом працював у науково-дослідній лабораторії зернооброблюючих вібраційних машин спочатку старшим лаборантом, а потім начальником науково-дослідного сектору ХІМЕСГу, У 1971 р. успішно захистив дисертацію на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук і розпочав науково-педагогічну діяльність: асистент, старший викладач, доцент кафедри сільськогосподарських машин, а з квітня 1976 р. по листопад 1981 р. – завідувач кафедри деталей машин та підйомно-транспортних машин.

Кафедра під його керівництвом посідала перші місця в інституті з винахідницької роботи, з обсягів господарських науково-дослідних робіт. Плідно працює наукова школа, поширюються зв'язки з проектно-конструкторськими організаціями, заводами, які займаються проектуван-

ням і виготовленням зерночисних та інших сільськогосподарських машин.

З 1981 р. по 1996 р. Мазоренко Д.І. – перший проректор з навчальної роботи. За ці роки інститут механізації та електрифікації сільського господарства став технічним університетом сільського господарства, єдиним і провідним в Україні вищим навчальним закладом IV рівня акредитації.

Невпинний пошук новацій в науково-освітній діяльності, в методиці викладання інженерних дисциплін у вищих навчальних закладах сільськогосподарського профілю базується на методології, запропонованій проректором Мазоренком Д.І.

У 1991 р. рішенням Держкомітету СРСР по народній освіті Мазоренку Д.І. присвоєно вчене звання професора. Він плідно працює в міжрегіональних акредитаційних комісіях Міністерства освіти і науки України, в президії навчально-методичного об'єднання з інженерних сільськогосподарських спеціальностей Міністерства аграрної політики України, у фахових радах з акредитації спеціальностей, у кваліфікаційних радах з захисту дисертацій.

З травня 1996 р. Д.І. Мазоренко – ректор Харківського державного технічного університету сільського господарства. За його ініціативи, організаційної роботи в університеті відкрито кафедру ЮНЕСКО.

Мазоренко Д.І. є ініціатором і учасником розробки науково-обґрунтованих концепцій і програм інженерно-технічного та науково-методичного забезпечення реформування АПК області, активним учасником розробленої “Комплексної програми розвитку сільського господарства Харківської області на 2000-2005 рр. та на період до 2010 р.”

Велику організаційно-освітню роботу як ректор професор Мазоренко Д.І. продовжує поєднувати з науково-методичною діяльністю. Він автор 156 друкованих наукових праць, з них 53 авторських свідоцтва на винаходи в сфері механізації сільського господарства, 15 підручників та посібників.

Представниками наукової школи, яку він очолює, захищені докторська і 5 кандидатських дисертацій; запроваджені у серійне виробництво модернізовані циліндричні решета, їх очисники, інтенсифікатори робочих процесів вібраційно-відцентрових зернових сепараторів та інше.

Тіщенко Леонід Миколайович – проректор з навчальної роботи Харківського державного технічного університету сільського господарства.



Тіщенко Леонід Миколайович

Народився 21 липня 1952 року в м. Барвінкове Харківської області. Закінчив з відзнакою у 1974 р. Харківський інститут механізації та електрифікації сільського господарства.

Трудову діяльність розпочав у 1974 році старшим інженером Східного відділення Українського науково-дослідного інституту механізації та електрифікації сільського господарства. З 1979 року працює в Харківському державному технічному університеті сільського господарства.

У 1984 р. успішно захистив кандидатську дисертацію, а в 1985 році присвоєно вчене звання доцента.

Зразковий викладач, здійснює керівництво аспірантами, ініціатор багатьох новацій з методики викладання технічних дисциплін у вищих навчальних закладах сільськогосподарського профілю, активно працює з 1993 р. у науково-методичних комісіях при Міністерствах освіти і науки, аграрної політики з усіх інженерних спеціальностей сільськогосподарського профілю. Під його керівництвом та безпосередньою участю розроблено і впроваджено Міністерством аграрної політики в підвідомчих навчальних закладах навчальну програму “Організація підприємницької діяльності” для всіх сільськогосподарських спеціальностей як один із заходів розробленої та впровадженої освітньої регіонально-галузевої програми підтримки, розвитку та кадрового забезпечення малого та середнього підприємництва в інженерно-технічній сфері АПК Харківської області. Автор 154 друкованих наукових праць, в тому числі: 34 авторських свідоцтва, 7 патентів на винаходи з питань механізації сільськогосподарського виробництва, 3 монографії, підручник, 10 навчальних посібників. Один з посібників відзначено дипломом на виставці “Наука Харківщини - 2000”, 3 патенти впроваджені в серійне виробництво на ВАТ “Завод ім. Фрунзе” (м. Харків). Постійно виступає на міжвузівських та міжнародних конференціях з питань реформування та розвитку інженерної освіти в аграрних навчальних закладах. Під його керівництвом і безпосередньою участю в університеті відкрито єдиний в Україні факультет технізації переробки та зберігання сільськогосподарської продукції, першим деканом якого він був. За участю Тіщенка Л.М. як голови методичної ради та члену комісії з перспектив розвитку навчального закладу Харківський державний технічний університет сільського господарства в 1998 р. успішно пройшов першим з сільськогосподарських ВНЗ України атестацію за IV рівнем акредитації, отримав статус навчально-науково-виробничого комплексу, отримав ліцензії Міністерства освіти на шість нових спеціальностей.

Він є активним учасником розробки концепції та програми інженерно-технічного забезпечення реформування АПК області. Постійно працює над створенням іміжду аграрної освіти України. За його участю в університеті створено методичний центр новаторської діяльності, який забезпечує основні напрямки наукового супроводження процесу реформування АПК Харківщини.



Скобло Тамара Семенівна

Скобло Тамара Семенівна – доктор технічних наук, професор, академік Інженерної академії України, лауреат Державної премії України в галузі науки і техніки 1994 року.

Скобло Т.С. народилася в м. Жданові Донецької області. Після закінчення середньої школи м. Жданова вона навчалась в Жданівському металургійному інституті.

Після закінчення інституту її було направлено в Укр. НДІМет, де працювала з вересня 1958р. на посаді лаборанта, з 1960р. – на посаді молодшого наукового співробітника, з 1965 по 1973рр. – старшим науковим співробітником лабораторії металознавства, з 1973 по 1982 рр. на посаді старшого наукового співробітника відділу прокатних валків, з 1982 по 1985рр. на посаді зав. лабораторією термообробки прокатних валків, а з травня 1985р. на посаді зав. відділом прокатних валків.

В 1967р. Скобло Т.С. захистила дисертацію на здобуття вченого ступеню кандидата технічних наук, а в 1982р. – на здобуття вченого ступеню доктора технічних наук.

В 1969р. Скобло Т.С. затверджено у вченому званні старшого наукового співробітника за спеціальністю “Металознавство і термічна обробка металів”.

Під час роботи в Укр. НДІМет брала участь у виконанні 86 науково-дослідних робіт, присвячених удосконаленню існуючих і розробці нових матеріалів, способів їх обробки, ремонту і відновленню, технології виготовлення, удосконалення умов експлуатації прокатних валків.

За розробку високоефективних матеріалів і технологій Скобло Т.С. була нагороджена срібною і 3 бронзовими медалями ВДНГ СРСР.

Працюючи в Укр. НДІМеті була членом ради ОНТТТ інституту, керувала обласною секцією ОНТТТ “Металознавство і термообробка”. В 1980 Скобло Т.С. присвоєно звання “Почесний працівник Укр. НДІМет”, а в 1985р. – звання “Почесний ветеран праці Укр. НДІМет”.

В цей же рік за розробку і впровадження технології виробництва нових типів прокатних валків високої експлуатаційної стійкості Скобло Т.С. стає Лауреатом Премії Ради Міністрів СРСР і її нагороджено медаллю “Ветеран труда”.

З січня 1989р. Скобло Т.С. – професор кафедри “Ремонт машин”, а в червні 1990р. їй присвоєно вчене звання професора по кафедрі “Ремонт машин” ХІМЕСГ. З 1982 р. є керівником наукової школи “Підвищення якості виробів та довговічності деталей машин з чорних та кольорових металів”. Працюючи на кафедрі Скобло Т.С. поступово зміцнює та поглиблює вже існуючі та створює нові напрямки наукової і навчально-методичної діяльності колективу. Під керівництвом Скобло Т.С. щорічно на кафедрі “Ремонт машин” захищається 4-5 кандидатських та докторських дисертацій, працює потужний колектив однодумців, пошукачів та аспірантів. Вони постійно працюють над розробкою та впровадженням технологічних процесів відновлення та зміцнення зношених деталей сільськогосподарських машин, в тому числі і з використанням висококонцентрованих джерел енергії.

Науково-дослідні публікації та навчально-методичні розробки Скобло Т.С. широко відомі як в Україні так і за її межами. Вона є автором близько 190 наукових статей та навчально-методичних праць, 51 винахода, що зареєстровані і захищені авторськими свідоцтвами та патентами. Три винаходи увійшли до складу двох ліцензійних угод із Нігерією та Німеччиною (1985-1989рр.).

На основі теоретичних та експериментальних досліджень підготувала три стандарти (нові заевтектійні сталі та чавуни для валків, а також методи фізико-механічних випробувань сплавів РС РЕВ). В 1994р. за розробку та впровадження прокатних валків і борошномельних вальців високої експлуатаційної надійності за Наказом Президента України №810-94 від 28.12.99 Скобло Т.С. стає лауреатом Державної премії України в галузі науки і техніки.

В листопаді 1997р. Скобло Т.С. було обрано членом-кореспондентом Інженерної академії України, а в травні 1999р. – дійсним членом (академіком) Інженерної академії України.

Працюючи в ХДТУСГ Скобло Т.С. багато часу приділяє виховній роботі із студентами, аспірантами та пошукачами, плідній роботі у Вченій раді університету та Вченій раді з захисту кандидатських дисертацій. За багаторічну плідну науково-дослідну, навчально-методичну та організаційно-виховну роботу, та сумлінне ставлення до своїх службових обов’язків Скобло Т.С. нагороджено у 2000р. “Почесною грамотою міністерства Освіти і науки України”, а у 2002 році – “Відмінник вищої освіти”.

НАУЧНАЯ ШКОЛА ПРОФЕССОРА ДЬЯЧЕНКО СВЕТЛАНЫ СТЕПАНОВНЫ



Дьяченко Светлана Степановна

2 доктора наук, в том числе из дальнего зарубежья.

Дьяченко Светлана Степановна - профессор, доктор технических наук, заслуженный деятель науки и техники Украины.

Родилась в 1927 году в г. Харькове. В 1949 г. окончила Харьковский механико-машиностроительный институт (теперь Национальный технический университет «ХПИ») по специальности «Металловедение и термическая обработка металлов». В 1952 г. защитила кандидатскую, а в 1973г. – докторскую диссертацию. Основное научное направление – фазовые превращения в железоуглеродистых сплавах и разработка рациональных режимов обработки, обеспечивающих повышение конструкционной прочности. Она является одним из основоположников важного в теоретическом и прикладном плане направления – материаловедение неравновесных состояний.

С.С. Дьяченко имеет более 300 печатных работ, в том числе 7 монографий и учебных пособий, 22 авторских свидетельства и патента. Неоднократно работала за рубежом. Ее работы опубликованы в Болгарии, Франции, Польше, Германии, США. Ею подготовлено 27 кандидатов и

Оргкомитет конференции

СОПРЕДСЕДАТЕЛЬ ОРГКОМИТЕТА КОНФЕРЕНЦИИ «ФИЗИЧЕСКИЕ И КОМПЬЮТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ» КАНДИДАТ ЭКОНОМИЧЕСКИХ НАУК КРИВОШАПКА ЮРИЙ НИКОЛАЕВИЧ



Кривошапка Юрий Николаевич

ной степени кандидата экономических наук. Эффективно внедряет теоретические разработки в производство, участвует в учебном процессе подготовки инженеров-экономистов. Им подготовлены и изданы две монографии, ряд актуальных научных работ.

Кривошапка Ю.Н. активно участвует в организации и проведении на базе завода «ФЭД» наших традиционных международных научно-технических конференций «Физические и компьютерные технологии». Руководит секцией «Экономика и организация производства».

Оргкомитет конференции

РАЗВИТИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ НАУКИ В ГОРОДЕ ТУЛЕ

Ямников А.С., докт. техн. наук

Зарождение и создание ведущей технологической школы России в Тульском регионе - явление не случайное. И это несмотря на то, что высшее образование в Туле имеет весьма скромную историю и не идет ни в какое сравнение со столичными университетами и университетами тех городов, которые принято называть университетскими. Из этих университетов отпочковывались ВУЗы целевого назначения, в задачу которых входило



Ямников Александр Сергеевич

насыщение бурно растущих отраслей народного хозяйства высококвалифицированными специалистами. Учитывая важность и необходимость опережающего развития машиностроения, были организованы ВУЗы как общемашиностроительные, так и целевого назначения. Нельзя не отметить целую плеяду ВУЗов, обслуживающих авиационную промышленность, промышленность вооружения, транспорт, сельхозмашиностроение и др. В числе этих ВУЗов был и Тульский механический институт, организованный в 1930 г. Молодые неопытные кадры нашего ВУЗа учились у своих коллег, перенимали их опыт, как в области учебной работы, так и в научных исследованиях.

Спустя, примерно, 15-20 лет после организации ТМИ появились у нас первые собственные доктора и кандидаты технических наук. В числе лидеров были: д.т.н., профессор Петрухин С.С. (общая теория проектирования инструментов), д.т.н., профессор Прейс В.Ф. (автоматизация машиностроительного производства), д.т.н., профессор Бобров В.Ф. (резание металлов), к.т.н., доцент Гейликман А.И. (метрология).

Научный потенциал ВУЗа развивался с нарастающими темпами. Этому способствовала очень хорошая ситуация в Тульском регионе, который в ретроспективном отношении тем центром, где

зародилась машиностроительная промышленность России. Известна та ведущая роль которая принадлежит в этом отношении Тульскому оружейному заводу. Именно на базе этого завода были блестяще подтверждены принципы взаимозаменяемости, сформулированных в указах Петра I. Можно лишь пожалеть что недостаточно (в историческом плане) освещены технологические достижения на основе которых удалось создать массовое производство взаимозаменяемых ружей. С тех пор и по настоящее время демографический климат Тульского региона способствовал выращиванию талантливых металлургов. А в части образовательного фундамента здесь уместно упомянуть школу оружейного мастерства существующую и по сей день. В настоящее время квалифицированные кадры в ТулГУ готовит технологический факультет, образованный в 1998 году в результате слияния двух факультетов: механико-технологического, основанного в 1937 году и транспортного машиностроения, основанного в 1967.

Исторической основой технологического факультета является механико-технологический факультет, созданный в 1937 году. Первым деканом факультета был Д.Р. Тяпкин. В дальнейшем произошли структурные преобразования механико-технологического факультета за счет слияния специальностей «Холодная обработка металлов» и «Инструментальное производство» в одну - «Станки, инструменты, технология машиностроения». Тогда же была создана кафедра «Технология машиностроения» во главе с доцентом Д.Р. Тяпкиным.

Научно-педагогическую деятельность Д.Р. Тяпкин начал с момента организации Тульского механического института (1930 г.). Он пришел в институт с Тульского оружейного завода, где к тому времени занимал должность начальника технического отдела. Вел курсы «Ковка», «Штамповка», «Термическая обработка», «Допуски и посадки», «Технология машиностроения», курсовое и дипломное проектирование. Д.Р. Тяпкин по праву считается основоположником Тульской технологической школы. После эвакуации Тульского механического института из Ижевска он принимал активное участие в его становлении в качестве помощника уполномоченного Тульского горисполкома (утвержден в 1942 году).

Д.Р. Тяпкин является автором работ по исследованию в области пластического деформирования заготовок в горячем состоянии, а также по широкому аспекту вопросов технологии машиностроения. Ученое звание –доцента ему было присвоено в 1938 г., а в 1941 г. им была успешно защищена диссертация на соискании ученой степени кандидата технических наук.

После ухода из жизни Тяпкина Д.Р. кафедру ТМС возглавил В.Ф. Бобров. Он является одним из выпускников Тульского механического института (ТМИ) довоенного периода (1939). После окончания ТМИ поступил в аспирантуру МВТУ им. Н.Э. Баумана, которую окончил в 1941 г.

Производственная деятельность В.Ф. Боброва непосредственно связана с Тульским оружейным заводом, где он работал до 1945 г., а затем перешел на преподавательскую работу в Тульский механический институт. В 1954 г. целая группа доцентов института, в которую входил В.Ф. Бобров, начала самостоятельно работать над докторскими диссертациями и в 1965 году он успешно ее защищает, а вскоре ему присваивают ученое звание профессора (1966 г.). Должность декана механико-технологического факультета В.Ф. Бобров занимает по 1968

г. В дальнейшем он становится проректором Тульского политехнического института, и на этом посту он работает в период с 1971 г. по 1974 год.

Творческая научная деятельность В.Ф. Боброва характеризуется активным участием в подготовке молодых ученых в области обработки металлов резанием. Им подготовлено 14 кандидатов технических наук; опубликовано около 100 научных работ, внесших существенный вклад в развитие отечественной теории резания. Монография В.Ф. Боброва "Основы теории резания" стала классическим научным трудом, на основе которого сформировалось целое поколение специалистов по резанию металлов.

За плодотворную научно-педагогическую деятельность В.Ф. Бобров был удостоен ряда правительственных наград, а в 1975 г. ему было присвоено почетное звание «Заслуженный деятель науки и техники РСФСР».

После Боброва В.Ф. кафедру возглавил к.т.н., доц. Гомозов В.И., а вскоре после него - к.т.н., доц. Рагозин.

В 70-е годы шло бурное становление кафедры "Технология машиностроения", которая за короткое время стала занимать передовые позиции в подготовке научных кадров Тульского политехнического института. В этот процесс очень важный вклад внес И.А. Коганов, который возглавил кафедру в 1961 году. С 1946 г. он начал работать в Тульском механическом институте в качестве ассистента кафедры "Металлорежущие станки". С 1949 г. переходит работать на кафедру технологии машиностроения, где в 1954 г. защищает кандидатскую, а в 1969 г. – докторскую диссертацию. Эта защита была первой докторской в Ученом совете ТулПИ и стала знаковым событием в его научной жизни. С 1962 г. по 1989 г. И.А. Коганов – заведующий кафедрой технологии машиностроения, с 1989 г. – профессор кафедры.

С 1958 г. устанавливается творческое содружество с коллективом Тульского машиностроительного завода, которое прошло через годы испытаний и сохраняется по настоящее время.

В начале 60-х годов дальновидные руководители промышленных предприятий города: Мочалин Л.С., Усов В.С., Морозов В.В., Деев М.Т., Засыпкин В.Н., Шкарупа В.Т. организовали при одной из старейших кафедр института: кафедре технологии машиностроения Тульского политехнического института отраслевую лабораторию технологии машиностроения.

В 1963 году при кафедре организуется совместная вначале с Приокским совнархозом, а затем Министерством оборонной промышленности отраслевая научно-исследовательская лаборатория технологии машиностроения, которая в пике своего развития имела штат 35 человек. Кроме того, весь состав преподавателей, аспирантов и сотрудников кафедры, а также до 25 студентов ежегодно работали в лаборатории по совместительству.

Непосредственным шефом этой лаборатории был Тульский машиностроительный завод. Трудно переоценить влияние этого организационного актива на формирование Тульской научной школы технологии машиностроения.

В эти годы формируются основные направления научно-исследовательской работы кафедры, которые являлись фундаментом создания целой научной школы, чьи славные традиции развиваются и совершенствуются в настоящее время. И.А. Коганов интенсивно работал над докторской диссертацией и успешно её защитил в 1969 г. перед Ученым советом Тульского политехнического института. Это была первая докторская диссертация, защищенная в стенах нашего института. В 1970 году ему присваивается ученое звание профессора.

За достигнутые успехи в подготовке научных кадров и практической реализации результатов научно-исследовательских работ, выполненных под руководством И.А. Коганова, в 1988 г. ему присваивается звание «Заслуженный деятель науки и техники РСФСР». В 1995 г. И.А. Коганов становится одним из первых почетных докторов ТулГУ, а в следующем 1996 г. его избирают почетным профессором МГТУ «Станкин». За свой вклад в многотрудную работу на оборонном предприятии в военные годы он награжден в 1970 г. медалью «За доблестный труд в Великой Отечественной войне», а за плодотворную многолетнюю педагогическую деятельность в 1976 г. удостоен ордена Трудового Красного Знамени.

То обстоятельство, что Тула всегда была и остается «кузницей» оружия, наложило свой отпечаток на первоначальную направленность проводимых исследований - технология механической обработки и сборки сложных изделий техники оборонного комплекса. Уже первые выполненные исследования по заданию Тульского машиностроительного завода позволили получить ощутимый технический и экономический эффекты и убедить руководителей предприятия в значимости технологической науки для практических производственных задач. Завод способствовал организации при кафедре научно-исследовательской производственной лаборатории, передав в неё оборудование и направив квалифицированных рабочих.

Через год очевидность практической пользы от развития технологической науки осознали руководители Приокского совнархоза и Министерства оборонной промышленности, создав на базе кафедры отраслевую научно-исследовательскую лабораторию, в которую направлялись для инженерной и научной работы лучшие выпускники механико-технологического факультета ВУЗа.

Вся история развития кафедры «Технология машиностроения» под руководством заслуженных деятелей науки и техники России, докторов технических наук, профессоров И.А. Коганова и А.С. Ямникова, тесная связь с практическим машиностроением обусловили формирование научной школы, имеющей высокопрофессиональные научные и педагогические кадры, сформировавшиеся годами научные традиции, направления и методологические принципы выполнения фундаментальных и прикладных исследований. В коллективе ученых, возглавляемых профессором А.С. Ямниковым, наряду с профессиональным выполнением технологических исследований, осознанно и активно реализуется главная, задача научной школы - подготовка высококвалифицированных научных кадров, обеспечивающих преемственность научных поколений, развитие и расширение сфер научных интересов.

Когановым И.А. созданы два новых научных направления в технологии машиностроения:

-прогрессивная технология нарезания зубьев цилиндрических колес и других фасонных поверхностей с применением твердосплавных инструментов,

-технология сборки сложных изделий с оптимизированным подбором пар сопрягаемых деталей на ЭВМ.

При консультации профессора И.А. Коганова подготовили и защитили докторские диссертации 7 ученых: Ямников А.С. – по нарезанию резьб многорезцовыми головками на тонкостенных заготовках из трудно обрабатываемых закаленных сталей; Федоров Ю.Н. – по прогрессивной технологии нарезания зубьев цилиндрических колес дисковыми резцовыми головками; Шемарин Н.Н. – по технологии сборки механизмов со сложными размерными связями; Морозов Б.В. – по технологии изготовления и сборки тел вращения, состоящих из комплекта фасонных секторов; Аликулов Д.Е. – по метрологии зубчатых передач; Протасьев В.Б. – по технологии формообразования калибров валков с переменным шагом для поперечно-винтовой прокатки; Валиков Е.Н. – по ресурсосберегающей технологии изготовления прямозубых конических колес на базе шевингования-прикатывания. Под руководством И.А. Коганова защищено 80 кандидатских диссертаций.

После Коганова И.А. кафедрой возглавил Ямников А.С. При консультации проф. Ямникова А.С. подготовили и защитили докторские диссертации 7 ученых: Нуржанов А. – по токарной обработке нежестких труб большого диаметра; Семин В.В. – по технологии сборки составных трубчатых корпусов; Васин Л.А. – по безвибрационным режимам точения; Воронов В.Н. – по фрезоточению резьб; Васин С.А. по виброустойчивым композитным инструментам; Бобков М.Н. – по технологии нарезания цилиндрических колес с круговыми зубьями; Кузнецов В.П. – по технологии нарезания точных сверхдлинных резьб на телах вращения, состоящих из комплекта фасонных секторов.

Обобщение тематики исследований, выполненных за последние годы, позволяет выделить три основных направления технологических научных изысканий:

– создание и изучение новых технологий и инструментов для производства зубчатых передач различного назначения с повышенными эксплуатационными характеристиками и других фасонных поверхностей (д.т.н., проф. Ямников А.С., д.т.н., проф. Бобков М.Н., д.т.н., проф. Кузнецов В.П., д.т.н., проф. Федоров Ю.Н., д.т.н., проф. Феофилов Н.Д., д.т.н., проф. Валиков Е.Н., к.т.н., проф. Шейнин Г.М., к.т.н., доц. Петров О.В., к.т.н., доц. Артамонов В.Д., к.т.н., доц. Киселев В.Н., к.т.н., доц. Малахов Г.В.);

– создание, научное обоснование и практическое воплощение новых технологий сборки точных механизмов и ответственных изделий со сложными пространственными размерными связями деталей (д.т.н., проф. Шемарин Н.Н., д.т.н., проф. Семин В.В., к.т.н., проф. Никифоров А.П., к.т.н., доц. Мигай А.Ю., к.т.н., доц. Илюхин А.Ю., к.т.н. Терехин Н.А., к.т.н. Терехин С.Н., к.т.н., доц. Гусев Г.В., к.т.н., доц. Сеничев А.М.);

– фундаментальные исследования в области адаптивного управления технологическими системами для повышения точности и качества механической обработки (д.т.н., проф. Ямников А.С., д.т.н., проф. Васин С.А., д.т.н., проф. Васин Л.А., д.т.н., проф. Шадский Г.В., к.т.н., доц. Федин Е.И., к.т.н., доц. Ямникова О.А., к.т.н., доц. Сальников В.С.).

Выполнены комплексы исследований:

* по технологии обработки зубчатых передач с так называемыми круговыми (арочными) зубьями, которые обладают целым рядом уникальных свойств - передача больших крутящих моментов, «самоустановка» при сборке и значительное упрощение конструкций узлов подшипниковых опор валов редукторов, пониженный уровень шума, менее интенсивный износ. Результаты исследований позволили создать технологию, инструмент, оснастку и модернизировать оборудование, на котором были изготовлены партии зубчатых колес для главных передач задних мостов большегрузных автомобилей КАМАЗ, шестеренных насосов с малыми уровнями шума и вибраций;

* по созданию гаммы специализированного инструмента сборной конструкции для червячного фрезерования зубчатых колес повышенной и высокой степеней точности;

* по разработке новых видов смешанного зацепления, вариантов технологий для обработки колес и подсистемы автоматизированного проектирования таких передач для наконечников стоматологических бормашинок с низким уровнем вибраций и шума при повышенных частотах вращения;

* по разработке технологии и оснастки для нарезания внутренних сверхточных резьб увеличенной против стандарта в 10 раз длины свинчивания.

* по разработке технологии и оснастки для изготовления сферических пробок запорной арматуры высокого давления (до 32 МПа) малого и среднего габарита для нефтяной, газовой и химической отраслей промышленности;

* по разработке технологии и оснастки для изготовления биконических амортизаторов удара, работающих при высоких уровнях импульсных нагрузок, например, в некоторых строительных и горнодобывающих машинах.

Исследования в области прогрессивных технологий формообразования сложных и точных поверхностей по-прежнему в большей степени затрагивают интересы предприятий оборонного комплекса, однако выполнен достаточно большой объем исследований, которые позволили разработать высокостабильные и производительные технологии изготовления ответственных и точных деталей для гражданской промышленности:

* сферических пробок запорной арматуры высокого давления (до 32 МПа) малого и среднего габарита для нефтяной, газовой и химической отраслей промышленности;

* биконических амортизаторов удара, работающих при высоких уровнях импульсных нагрузок, например, в некоторых строительных и горнодобывающих машинах.

Научное направление технологий сборки «специализируется» в последнее время на исследованиях новых принципов проектирования и изготовления спортивно-охотничьего оружия, обеспечивающих конкурентоспособность отечественных изделий зарубежным образцам. Стратегическая линия таких исследований - полная взаимозаменяемость компонентов оружия и сопряженная обработка ответственных для сборки деталей.

Можно также отметить положительные результаты распространения опыта и знаний исследователей-«сборщиков» технологической школы на новые объекты, в частности, на аппараты высокого давления, применяемые при изготовлении технических искусственных алмазов. Размерный анализ конструкции аппаратов, исследование технологических связей точностных параметров их деталей с эксплуатационными характеристиками позволили создать новую технологию изготовления и сборки аппаратов с 3-х кратным увеличением ресурса их работы.

Все перечисленные выше научные исследования могут быть отнесены к прикладным, имеющим существенное значение для конкретных машиностроительных производств или отраслей промышленности, хотя им, как правило, предшествуют глубокие фундаментальные технологические изыскания.

Однако любая научная школа непременно должна выполнять и чисто фундаментальные исследования, которые позволяют ориентировать и науку и производство на принципиально новые, оригинальные направления практической деятельности.

Тульская технологическая научная школа провела под эгидой РФФИ в 1997-2000 годах два таких исследования и начала третье (грант ведущих научных школ РФФИ 96-15-98241, а также гранты РФФИ №00-15-99064 и грант Президента РФ № НШ-1920.2003.8), результаты которых наметили темы для работ будущих ученых из числа аспирантов или магистрантов кафедры «Технология машиностроения».

Оба фундаментальных технологических исследования касались проблем адаптивного управления технологическими процессами, то есть «самоуправления» технологических систем по критериям точности и качества механической обработки. В первой работе, направленной на технологическое обеспечение безвибрационной токарной обработки деталей любой формы и жесткости, было создано и исследовано уникальное адаптивное устройство стабилизации силы резания при точении, которое имело быстроедействие порядка 0,004 секунды. За создание этого устройства коллектив авторов (Васин С.А., Васин Л.А., Федин Е.И., Ямникова О.А.) получил бронзовую медаль выставки «Эврика 2002» в Брюсселе.

Второе исследование было направлено на создание принципиально новых адаптивных технологических систем прогнозирующего типа на базе станков с ЧПУ класса PCNC (информация о появлении данного класса ЧПУ на основе серийных компьютеров появилась в системе «Интернет» только в 1999 году). Теоретические и экспериментальные изыскания позволили обосновать вариант функциональной схемы и смоделировать работу адаптивной технологической системы с прогнозированием погрешности многопроходной токарной обработки и упреждающей коррекцией движений формообразования. Результаты исследований показали, что возможно увеличение в несколько раз точности обработки на станках с ЧПУ класса PCNC фактически без дополнительных экономических затрат.

1. НАУЧНЫЕ КОНЦЕПЦИИ РАЗВИТИЯ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ, МЕХАНИЧЕСКОЙ И ФИЗИКО - ТЕХНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

УДК 621.923

ОПЫТ СОЗДАНИЯ И ВНЕДРЕНИЯ СИСТЕМ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНООБРАБОТКИ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

In work the experience of creation and introduction of systems of the automated designing of technological processes of machining is described.

В 80-тые годы прошлого столетия получило бурное развитие автоматизированное проектирование технологических процессов и в особенности в металлообработке. Это стало возможным в первую очередь благодаря появлению в технологических отделах машиностроительных предприятий мини-ЭВМ (типа АРМ ТП “Искра-226” и т.д.), с помощью которых можно было решать технологические задачи. Традиционно технологические задачи на предприятиях решались с использованием “больших” ЭВМ (типа ЕС), которые находились в центральном вычислительном центре, применялись для решения бухгалтерских, экономических и различных АСУПовских задач и были, как правило, труднодоступны для технологических отделов.

Из всех САПРовских технологических задач, решаемых на предприятиях, наибольшее развитие получили задачи автоматизированной подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ. По сути, мини-ЭВМ использовались для решения именно этих задач, т.к. в этот период времени на предприятия в достаточно больших количествах поступали станки с ЧПУ и “ручная” подготовка управляющих программ стала не эффективной, а в большинстве случаев – просто не выполнимой.

Основная трудность при подготовке управляющих программ состоит в геометрических вычислениях координат опорных точек траектории движения инструмента при контурной обработке на токарных и фрезерных станках с ЧПУ. Трудоемкость геометрических вычислений в общей трудоемкости подготовки управляющей программы составляет 80-90%. Под опорными точками следует понимать точки, соединяющие различные участки контура обрабатываемой заготовки, образованные отрезками прямых, дугами окружностей и других кривых более высокого порядка, которыми условно представлен чертеж заготовки. Учитывая то, что в процессе точения контур обрабатываемой заготовки непрерывно изменяется, а при фрезеровании формообразующим контуром является более сложный контур эквидистанты, определение координат опорных точек требует весьма большого количества математических вычислений. При объемной обработке заготовок со сложными пространственными формами на фрезерных станках с ЧПУ время подготовки управляющих программ увеличивается в несколько раз.

Необходимо отметить, что высокая трудоемкость геометрических вычислений при подготовке управляющих программ в ряде случаев ограничивает применение станков с ЧПУ, в особенности при объемной обработке сложных по конструкции штампов, пресс-форм и т.д., которые по-прежнему изготавливаются на малопроизводительных копировальных станках с последующей трудоемкой слесарной обработкой.

Актуальность автоматизированной подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ предопределила создание большого количества систем автоматизированной подготовки управляющих программ (САП УП), которые предназначались для решения вполне конкретных задач обработки на отдельных станках с ЧПУ и, к сожалению, не охватывали с единых позиций всей совокупности обрабатываемых геометрических поверхностей деталей и систем ЧПУ. Вместе с тем, их роль в повышении эффективности использования станков с ЧПУ трудно переоценить. Об этом свидетельствует большой опыт автора настоящей статьи по разработке и внедрению в 80-тые годы САП УП на предприятиях бывшего Минсельмаша СССР, где было сосредоточено очень большое количество станков с ЧПУ. Это крупные предприятия: Харьковский, Челябинский, Волгоградский, Минский и Липецкий тракторные заводы, Чебоксарский завод промышленных тракторов, Ростсельмаш и Гомсельмаш, Херсонский и Днепропетровский комбайновые заводы, Чугуевский завод топливной аппаратуры, Харьковский завод “Серп и молот” и многие другие.

Задачи автоматизированной подготовки управляющих программ не утратили своей значимости и сейчас, особенно в плане совершенствования математического описания сложной геометрии обрабатываемых поверхностей деталей для автоматизированного расчета траекторий движения инструмента в процессе обработки.

В тот период очень большое внимание уделялось разработке САПР ТП механообработки. Вопросами автоматизированного проектирования технологических процессов занимались многие организации. В результате был разработан ряд “работающих” систем, однако, достаточно широкого применения на предприятиях они не получили. Распространение получили диалоговые системы, работающие по принципу “вопрос - ответ”, которые, к сожалению, не позволяли на основе исходных данных автоматизированным путем рассчитать параметры технологического процесса.

Поэтому автоматизированным путем не удалось в полном объеме решить задачи проектирования маршрутной технологии, но удалось решить ряд важных задач по проектированию операционной технологии. В первую очередь это относится к расчету режимов резания. Например, в СПКТИ АС (г. Харьков) была разработана система автоматизированного расчета режимов резания для всех видов механической обработки, которая успеш-

но использовалась на основных крупных предприятиях Минсельмаша. Основным недостатком данной системы состоит в том, что все решения основаны на эмпирических данных, полученных для частных случаев обработки – система базируется на разработанных нормативах режимов резания. Табличное представление нормативов режима резания (а это тысячи сложных многопараметрических таблиц) потребовало больших усилий и времени при создании системы.

Как видим, накопленный опыт создания и эффективного внедрения САПР ТП на машиностроительных предприятиях не столь значительный и требует новых подходов к разработке автоматизированных систем проектирования. Основная причина “всех бед” состоит в том, что технология механообработки математически не формализована. Отсутствуют математические модели, описывающие функционирование основных сторон технологического процесса. Это связано с тем, что математическому моделированию технологических процессов механической обработки уделяется все же очень мало внимания. Почему – то процесс обработки считается изученным при наличии лишь экспериментальных данных. Но этого мало, как с точки зрения понимания глубины явлений рассматриваемого процесса, так и с точки зрения использования этих данных для автоматизированного проектирования технологического процесса. Для решения САПРовских задач необходимы в первую очередь аналитические модели, описывающие параметры технологических операций. Об этом говорится в фундаментальной работе [1], посвященной обобщению опыта автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов. В работе приведены важные теоретические решения, полученные на основе разработанных аналитических моделей механической обработки.

Учитывая важность аналитического моделирования технологических процессов, нами так же решены многие технологические задачи, касающиеся механики и теплофизики резания и шлифования, прочности и износостойкости режущих инструментов, точности, качества, производительности и себестоимости обработки [2,3,4]. Как пример, ниже приведены аналитические решения по механике и теплофизике резания:

$$K_{рез} = tg 2\beta = ctg(\psi - \gamma) = \frac{1 + f \cdot tg \gamma}{f - tg \gamma}, \quad (1)$$

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

$$P_z = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{tg \beta}, \quad (3)$$

$$P_y = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{tg 2\beta \cdot tg \beta}, \quad (4)$$

$$\sigma = \frac{2\tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) = \frac{2\tau_{сдв}}{tg \beta}, \quad (5)$$

$$\theta_{min} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{c \cdot \rho}, \quad (6)$$

где $K_{рез} = P_z / P_y$ - коэффициент резания; P_z, P_y - тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; β - угол сдвига материала; γ - передний угол инструмента; ψ - угол трения на передней поверхности инструмента ($tg \psi = f$ - коэффициент трения); a, b - толщина и ширина среза, м; $\tau_{сдв}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м²; $\sigma = P_z / (a \cdot b)$ - условное напряжение резания, Н/м²; θ_{min} - минимальная температура резания, К; c - удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ - плотность обрабатываемого материала, кг/м³.

Из приведенных зависимостей следует определяющее влияние коэффициента резания $K_{рез}$ (соответственно угла сдвига материала β) на параметры P_z, P_y, σ . Добиться их уменьшения можно увеличением $K_{рез}$ и β за счет уменьшения разности углов $(\psi - \gamma)$, т.е. уменьшением ψ и увеличением γ .

Нами аналитически определены показатели энергоемкости основных процессов механической и физико-технической обработки материалов. Это позволяет в первом приближении аналитически подходить к проектированию технологических процессов.

Важнейшим вопросом автоматизированного проектирования технологических процессов является поиск оптимальных решений по выбору технологических маршрутов обработки и параметров технологических операций.

Традиционно задачи оптимизации технологических процессов обработки решаются в рамках структурно-параметрической оптимизации с использованием эмпирических зависимостей основных технологических показателей обработки. Для этого чисто интуитивно из собственного опыта технолог назначает несколько вариантов технологического маршрута, математически описывает их и выбирает наиболее оптимальный. Затем производится расчет оптимальных параметров технологических операций (режимов резания и т.д.). Однако, данный подход не гарантирует выбора оптимального варианта, т.к. в числе рассматриваемых вариантов его может просто не оказаться.

Чтобы более обоснованно подойти к выбору оптимального варианта маршрута обработки, следует использовать теоретические (аналитические) подходы к решению задач структурно-параметрической оптимизации, состоящие в аналитическом описании рассматриваемых процессов обработки. Вместе с тем, как отмечалось выше, математически формализованная теория процессов обработки материалов в настоящее время в полном объеме не разработана. Имеются лишь отдельные решения, что затрудняет применение аналитических подходов. Однако, с определенными допущениями, используя указанные выше аналитические решения задач, структурно-параметрическая оптимизация обработки уже сегодня может быть осуществлена.

Литература

1. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов. Учебник для вузов по спец. "Технология машиностроения", "Металлорежущие станки и инструменты" / С.Н. Корчак, А.А. Кошин, А.Г. Ракович, Б.И. Сеницын; Под общ. ред. С.Н. Корчака. – М.: Машиностроение, 1988. – 352 с.
2. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.

УДК 621.923

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ТОЧНОСТИ И ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКЕ

Фадеев В.А., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

In work the classification of the circuits of finishing processing is given and the theoretical analysis of their technological opportunities is given.

При освоении производства высокоточных деталей и агрегатов авиационной техники постоянно возникают проблемы выбора оптимальных способов и условий абразивной и алмазно-абразивной финишной обработки, обеспечивающих высокую производительность при достижении требуемых показателей точности и шероховатости обработки. Несмотря на то, что в научно-технической литературе [1-5] даны многочисленные рекомендации по выбору оптимальных условий финишной обработки, проблемы физической сущности формирования параметров точности и шероховатости обработки в научном плане изучены не достаточно и требуют дальнейших исследований.

В наших работах [6, 7] приведены теоретические решения, определяющие пути совершенствования финишной обработки. Цель данной работы – классифицировать различные схемы обработки и привести с единых позиций теоретический анализ их технологических возможностей.

Наиболее распространенной схемой абразивной обработки (шлифования) является жесткая схема с фиксированной скоростью радиальной или продольной подачи обрабатываемой детали или инструмента. Уравнение баланса перемещений в технологической системе при обработке прямолинейного образца, движущегося с фиксированной номинальной скоростью радиальной подачи V_0 (рис. 1), имеет вид:

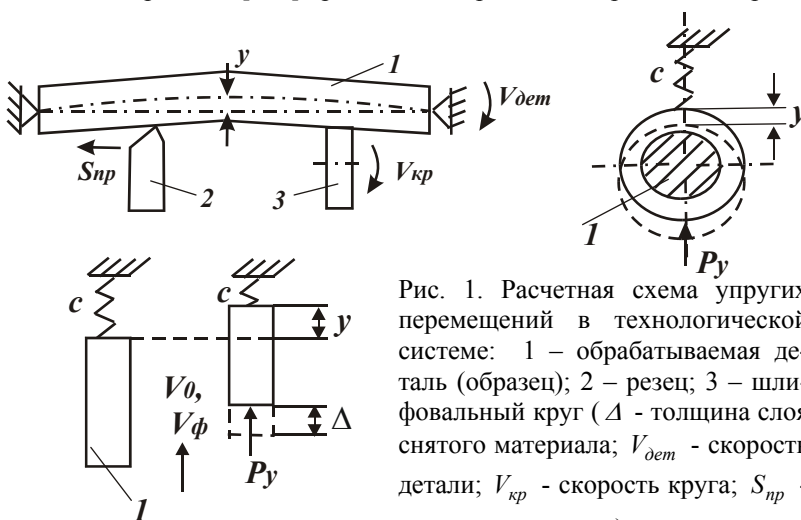


Рис. 1. Расчетная схема упругих перемещений в технологической системе: 1 – обрабатываемая деталь (образец); 2 – резец; 3 – шлифовальный круг (Δ – толщина слоя снятого материала; V_{dem} – скорость детали; V_{kp} – скорость круга; S_{np} – продольная подача).

$$V_0 \cdot \tau = V_\phi \cdot \tau + y, \quad (1)$$

где τ - время обработки, с; V_ϕ - фактическая скорость радиальной подачи, м/с; y - величина упругого перемещения, м.

Как показывает практика, с течением времени обработки скорость V_ϕ уменьшается или остается постоянной ($V_\phi < V_0$). Тогда, исходя из уравнения (1), величина упругого перемещения y с течением времени обработки будет непрерывно увеличиваться.

Представим $V_\phi = Q_\phi / F$ (Q_ϕ - фактическая производительность обработки, м³/с; F - площадь поперечного сечения образца, м²). Величину упругого перемещения y выразим зависимостью

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot Q_\phi}{c \cdot K_{рез} \cdot V}, \quad (2)$$

где P_z, P_y - тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; $K_{рез} = P_z / P_y$ - коэффициент резания; c - приведенная жесткость технологической системы, Н/м; σ - условное напряжение резания, Н/м²; $S = Q_\phi / V$ - площадь поперечного сечения среза, м²; V - скорость резания (при шлифовании $V = V_{кр}$), м/с.

Исходя из зависимости (2), увеличение величины упругого перемещения y и уменьшение параметров V_ϕ и Q_ϕ с течением времени обработки однозначно предполагает увеличение отношения $\sigma / K_{рез}$. Это указывает на то, что уменьшение параметров V_ϕ и Q_ϕ с течением времени обработки обусловлено увеличением отношения $\sigma / K_{рез}$ в связи с потерей режущей способности абразивного инструмента.

Увеличение величины y во времени также предполагает увеличение радиальной составляющей силы резания P_y в соответствии с зависимостью (2). Следовательно, жесткую схему обработки можно рассматривать как схему с увеличивающейся во времени радиальной составляющей силы резания P_y .

Если принять в уравнении (1) слагаемое $V_0 \cdot \tau$ равным фиксированному (начальному) упругому перемещению y_0 в технологической системе, то приходим к уравнению, описывающему упругую схему обработки с начальным фиксированным упругим перемещением y_0 :

$$y_0 = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (3)$$

В данном случае слагаемое $V_\phi \cdot \tau$ с течением времени обработки будет увеличиваться, а величина упругого перемещения y - уменьшаться. Следовательно, исходя из зависимости (2), будет уменьшаться во времени радиальная составляющая силы резания P_y . Данную схему можно рассматривать как схему с уменьшающейся во времени радиальной составляющей силы резания P_y .

Если принять в уравнении (3) слагаемое $V_\phi \cdot \tau$ равным нулю, то приходим к уравнению, описывающему упругую схему обработки с фиксированным радиальным усилием $P_y = c \cdot y_0 = const$:

$$\frac{P_y}{c} = y. \quad (4)$$

Тогда, все возможные схемы обработки можно классифицировать по характеру изменения во времени параметров P_y и y :

- а) схемы, характеризующиеся увеличением во времени параметров P_y и y ;
- б) схемы, характеризующиеся постоянством во времени параметров P_y и y ;
- в) схемы, характеризующиеся уменьшением во времени параметров P_y и y .

Уравнения баланса перемещений в технологической системе для трех случаев примут вид:

- а) $(V_0 - V_\phi) \cdot \tau = y$,
- б) $\frac{P_y}{c} = y$,
- в) $y_0 - V_\phi \cdot \tau = y$.

Из курса физики известно, что при взаимодействии движущейся массы m (приведенной массы технологической системы) с телом бесконечно большой массы справедливо соотношение: $m \cdot (V_0 - V_\phi) = P_y \cdot \tau$, где V_0, V_ϕ - начальная и конечная скорости движения массы m ; $P_y = c \cdot y$ - возникающая при взаимодействии сила, равная радиальной составляющей силы резания; c - приведенная жесткость технологической системы; τ - время вза-

имодействия.

Тогда, с учетом $k^2 = c/m$ (где k - собственная частота колебаний технологической системы) уравнения баланса перемещений для трех случаев выразятся:

$$\begin{aligned} \text{а)} \quad & \frac{P_y \cdot \tau}{m} \cdot \tau = y \rightarrow \frac{c \cdot \tau^2}{m} = 1 \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1, \\ \text{б)} \quad & \frac{V_\phi \cdot m}{c \cdot \tau} = y \rightarrow \frac{1}{k^2 \cdot \tau} = \frac{y}{V_\phi} \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1, \\ \text{в)} \quad & y_0 - y = V_\phi \cdot \tau \rightarrow \frac{P_y}{c} = V_\phi \cdot \tau \rightarrow \frac{V_\phi \cdot m}{c \cdot \tau} = V_\phi \cdot \tau \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1. \end{aligned}$$

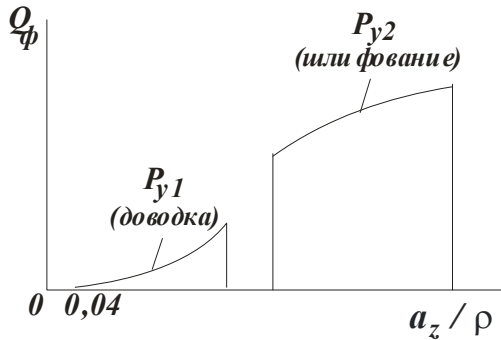


Рис. 2. Зависимость производительности обработки Q_ϕ от отношения a_z / ρ ($P_{y_1} < P_{y_2}$).

В результате, после несложных преобразований, пришли к одному уравнению, описывающему колебательный процесс технологической системы, рассматривая параметр τ как период собственных колебаний технологической системы: $\tau = 1/k$. Из этого вытекает, что при обработке всегда будут возникать собственные колебания с частотой k и амплитудой, зависящей от условий обработки.

На практике на финишных операциях получили применение две последние схемы обработки (позиции б, в). В связи с этим, оценим их технологические возможности с точки зрения обеспечения точности и шероховатости обработки.

Первоначально рассмотрим упругую схему абразивной обработки с фиксированным радиальным усилием ($P_y = const$) на основе анализа аналитической зависимости для определения фактической производительности обработки Q_ϕ :

$$Q_\phi = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{\rho} - 0,04\right)^2 \cdot V \cdot P_y}, \quad (5)$$

где HV , $\tau_{сдв}$ - соответственно твердость и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м^2 ; a_z - толщина среза отдельным зерном, м; ρ - радиус округления вершины режущего зерна, м.

Очевидно, с течением времени обработки в связи с износом режущих зерен радиус округления их вершин ρ будет увеличиваться, что приведет к уменьшению толщин срезов a_z отдельными зернами, отношения a_z / ρ и соответственно производительности обработки Q_ϕ . При условии $a_z / \rho \rightarrow 0,04$ производительность обработки $Q_\phi \rightarrow 0$, т.е. процесс резания перейдет в процесс упруго-пластического деформирования материала без образования стружки. Исходя из установленной закономерности, можно сделать важные выводы:

1. Для обеспечения постоянства во времени производительности обработки Q_ϕ , необходимо управлять в процессе обработки величиной ρ , принудительно (своевременно) удаляя с рабочей поверхности абразивного инструмента затупившиеся зерна. Это позволит существенно увеличить отношение $a_z / \rho \gg 0,04$ и реализовать условия высокопроизводительной предварительной обработки при съеме относительно больших припусков. Важными резервами увеличения производительности обработки Q_ϕ при этом следует рассматривать увеличение скорости инструмента V и усилия прижима обрабатываемой детали к инструменту P_y .

2. Можно принять, что толщина среза a_z приблизительно равна параметру шероховатости обработки R_{max} . Уменьшить параметр $R_{max} \approx a_z$, не уменьшая отношение $a_z / \rho \gg 0,04$ и соответственно производительность обработки Q_ϕ , можно уменьшением радиуса округления вершины режущего зерна $\rho \rightarrow 0$ (уменьшением зернистости абразивного или алмазного порошка). Если этого не достаточно для достижения заданного значения $R_{max} \approx a_z$, необходимо уменьшить отношение a_z / ρ до предельного значения 0,04, одновременно уменьшая радиус $\rho \rightarrow 0$. Естественно, это приведет к уменьшению производительности обработки Q_ϕ , рис. 2. Выполнение данных условий обработки положено в основу процессов доводки (притирки) материалов, цель которых - достижение высоких показателей точности и шероховатости обработки.

Зависимость (5) позволяет в обобщенном виде раскрыть физическую сущность процессов шлифования по упругой схеме ($P_y = const$), в частности, объяснить различный характер изменения производительности обработки Q_ϕ с увеличением параметров P_y и V , установленный многочисленными экспериментальными исследова-

дованиями, опубликованными в научно-технической литературе.

Известно, что с увеличением параметров P_y и V изменяется отношение a_z / ρ . При определенных условиях оно будет доминировать в зависимости (5) и предопределять характер изменения Q_ϕ . Так, если параметр P_y незначительно влияет на отношение a_z / ρ , то с увеличением P_y производительность обработки Q_ϕ будет непрерывно увеличиваться. Если же отношение a_z / ρ существенно изменяется с изменением P_y , то производительность обработки Q_ϕ может уменьшаться с увеличением P_y .

Взаимосвязь между P_y и a_z / ρ обусловлена следующим. С увеличением P_y увеличиваются нагрузки, действующие на отдельные зерна круга, интенсифицируется износ и микроразрушения режущих зерен. При определенных условиях это приведет к уменьшению отношения a_z / ρ и согласно зависимости (5) производительности обработки, т.е. при увеличении P_y до определенного значения производительность обработки Q_ϕ будет увеличиваться, после чего – уменьшаться. Данная закономерность установлена экспериментально проф. Грабченко А.И. и проф. Узуняном М.Д. при исследовании процессов алмазного шлифования материалов повышенной твердости: твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов.

С целью проверки правильности зависимости (5), нами были проведены экспериментальные исследования процесса шлифования по упругой схеме твердосплавных деталей алмазным кругом на органической связке. Установлено, что с увеличением радиального усилия P_y производительность обработки непрерывно увеличивается. Это свидетельствует о незначительном влиянии отношения $a_z / \rho \gg 0,04$ на производительность обработки при шлифовании алмазным кругом на относительно “мягкой” органической связке. Согласно зависимости (5), увеличение Q_ϕ обусловлено увеличением параметра P_y .

Экспериментально установлено, что алмазное шлифование с применением ультразвуковых колебаний позволяет интенсифицировать съем обрабатываемого материала. Исходя из зависимости (5), это связано с увеличением отношения a_z / ρ вследствие более глубокого внедрения режущих зерен в обрабатываемый материал, т.е. по сути увеличения толщины среза a_z .

Нами были проведены также экспериментальные исследования процессов абразивной и алмазной доводки различных деталей авиационной техники, подтвердившие правильность решений, вытекающих из зависимости (5).

Проведем анализ закономерностей абразивной обработки по упругой схеме с начальным фиксированным перемещением y_0 . Уравнение (3), описывающее упругую схему с начальным фиксированным перемещением y_0 , с учетом зависимостей $P_{y_0} = c \cdot y_0$ и $P_y = c \cdot y$ представим в виде:

$$P_{y_0} = P_y + c \cdot \frac{Q_\phi}{S} \cdot \tau$$

или

$$P_{y_0} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_\phi}{V} + c \cdot \frac{Q_\phi}{S} \cdot \tau, \quad (6)$$

где P_{y_0} - радиальная составляющая силы резания, соответствующая начальному упругому перемещению y_0 ; S - площадь поперечного сечения обрабатываемого прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности инструмента; τ - время обработки.

Производительность обработки Q_ϕ после преобразования уравнения (6) опишется зависимостью

$$Q_\phi = \frac{P_{y_0}}{\left[\frac{3}{V} \cdot \frac{1}{\sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{\rho} - 0,04\right)^2}} + \frac{c \cdot \tau}{S} \right]}. \quad (7)$$

Физическая сущность полученного решения состоит в том, что с увеличением времени обработки τ (при $P_{y_0} = const$) производительность обработки Q_ϕ уменьшается. Уменьшаются также толщина среза a_z отдельными режущими зернами и отношение a_z / ρ , что приводит к дополнительному уменьшению Q_ϕ по зависимости (7).

При $\tau = 0$ зависимость (7) принимает вид зависимости (5), полученной для упругой схемы обработки с фиксированным радиальным усилием ($P_y = const$). Наличие второго слагаемого в знаменателе зависимости (7), содержащего

время обработки τ , расширяет технологические возможности упругой схемы обработки с начальным фиксированным упругим перемещением y_0 . За счет изменения параметра τ можно в широких пределах изменять производительность обработки Q_ϕ , толщину среза $a_z \approx R_{max}$ и шероховатость обработки R_{max} , величину упругого перемещения y , не изменяя параметры режима обработки P_{y_0} и V . Тогда как при обработке по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием P_y достижение требуемых значений $a_z \approx R_{max}$ и y обеспечивается за счет изменения параметров P_y и V .

С целью проверки достоверности зависимости (7), были проведены экспериментальные исследования схемы выхаживания при шлифовании, т.е. при шлифовании с отключенной радиальной подачей. Установлено, что с течением времени шлифования производительность обработки Q_ϕ , параметр шероховатости R_a и величина упругого перемещения y уменьшаются. При этом параметры Q_ϕ и y уменьшаются вплоть до нуля, а параметр шероховатости обработки R_a через определенное время практически стабилизируется. Исходя из зависимости (7), это связано с достижением предельных значений $a_z / \rho \rightarrow 0,04$ и прекращением съема обрабатываемого материала. Установлено, что параметр R_a фактически зависит от зернистости шлифовального круга. Чем ниже зернистость, тем меньше параметр R_a .

Следует отметить, что эффект от применения рассматриваемой упругой схемы с начальным фиксированным перемещением на операциях шлифования не столь существенный с точки зрения уменьшения параметра шероховатости R_a , т.к. шлифовальные круги характеризуются довольно большой зернистостью. Данную схему более эффективно использовать на операциях доводки, где применяются абразивные или алмазные порошки небольшой зернистости.

Учитывая определяющее влияние отношения a_z / ρ на показатели точности и шероховатости обработки, важно определить условия уменьшения предельных значений отношения a_z / ρ .

Как показано выше, основным «магистральным» путем уменьшения параметров $a_z \approx R_{max}$ и y при обработке по

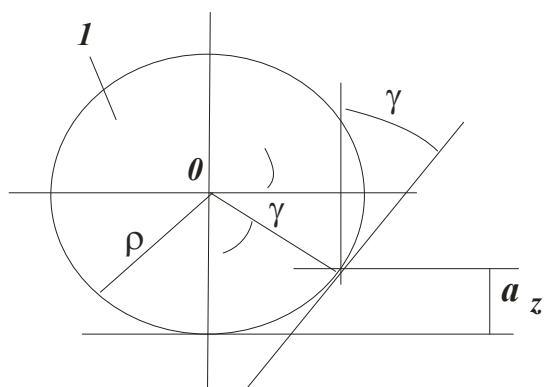


Рис. 3 Расчетная схема процесса микрорезания единичным зерном 1.

двум рассмотренным упругим схемам является уменьшение радиусов округления вершин режущих зерен за счет уменьшения зернистости абразивного или алмазного порошка, обеспечивая при этом предельные значения $a_z / \rho \rightarrow 0,04$. Дополнительным условием уменьшения a_z следует рассматривать уменьшение предельных значений a_z / ρ за счет использования различных физических эффектов, т.е. обеспечение условий, при которых процесс резания переходит в процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала (без образования стружки) при значениях $a_z / \rho < 0,04$. Для решения данной задачи рассмотрим физическую сущность отношения a_z / ρ . Исходя из рис. 3, отношение a_z / ρ аналитически описывается зависимостью

$$\frac{a_z}{\rho} = \frac{\rho - \rho \cdot \sin \gamma}{\rho} = 1 - \sin \gamma, \quad (8)$$

где γ - условный передний угол режущего зерна (отрицательный).

Согласно приведенной зависимости, уменьшить отношение a_z / ρ можно увеличением отрицательного условного переднего угла γ . Однако, его чрезмерное увеличение приведет к уменьшению угла сдвига материала β , определяемого известной формулой проф. Зворыкина К.А. (для отрицательного угла γ)

$$\operatorname{tg} \beta = 45^\circ + \frac{-\gamma - \psi}{2}, \quad (9)$$

где ψ - условный угол трения режущего зерна с обрабатываемым материалом ($\operatorname{tg} \psi = f$ - коэффициент трения).

При $\beta < 0$ процесс резания (процесс стружкообразования) неосуществим. Поэтому выбор предельного значения угла γ необходимо производить из условия $\beta = 0$. Тогда, с учетом зависимости (9), получим

$$\gamma = 90^\circ - \psi. \quad (10)$$

Подставим зависимость (10) в (8):

$$\frac{a_z}{\rho} = 1 - \sin(90^\circ - \psi) = 1 - \cos \psi. \quad (11)$$

Как видим, предельное значение отношения a_z / ρ зависит от условного угла трения ψ . При $\psi \rightarrow 0^\circ$ справедливо условие $a_z / \rho \rightarrow 0$, т.е. устраняя трение в зоне контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом, можно добиться фактически нулевого предельного значения a_z / ρ . При $\psi = 30^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,577$) отношение a_z / ρ равно 0,134, при $\psi = 20^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,364$) $\rightarrow a_z / \rho = 0,06$, при $\psi = 10^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,176$) $\rightarrow a_z / \rho = 0,015$. Из этого следует, что известное предельное значение $a_z / \rho = 0,04$ достигается при $\psi = 16^\circ$ (коэффициент трения $f = 0,287$).

Основным путем уменьшения предельного значения a_z / ρ , согласно зависимости (11), может быть применение эффективных технологических сред, а также различных покрытий зерен, снижающих их трение с обрабатываемым материалом в процессе обработки. Эффективным может быть введение в зону обработки дополнительной энергии, например, в виде ультразвуковых колебаний инструмента или обрабатываемой детали, что приводит к снижению трения режущих зерен с обрабатываемым материалом.

Таким образом, в работе дана оценка технологических возможностей различных схем финишной обработки и показаны пути их совершенствования. В дальнейших исследованиях необходимо экспериментально оценить истинные возможности уменьшения предельных значений a_z / ρ .

Литература

1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с.
2. Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с.
3. Якимов А.В., Свирцев В.И., Паршаков А.Н., Ларшин В.П. Управление процессом шлифования. – К.: Техника, 1983. – 184 с.
4. Новиков Г.В. Задачи точности и производительности обработки в технологии машиностроения. – Авиационно-космическая техника и технология. Труды Гос. аэрокосмического ун-та им. Н.Е. Жуковского "ХАИ". Вып. 14, 2000. – С. 31-35.
5. Качество и производительность алмазно-абразивной обработки: учебное пособие / А.В. Якимов, Ф.В.Новиков, Г.В.Новиков, А.А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.
6. Фадеев В.А. Научный подход к выбору оптимальных способов и условий финишной обработки агрегатов авиационной техники. - Авиационно-космическая техника и технология. Труды Гос. аэрокосмического ун-та им. Н.Е. Жуковского "ХАИ". Вып. 14, 2000. – С. 36-40.
7. Фадеев В.А., Новиков Ф.В. Управление упругими перемещениями при финишной механической обработке. – Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Тем. випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2002. - № 19. – С. 153-159.

УДК 621.923

ТЕХНОЛОГИЯ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ПРАВКИ ТОРЦОВЫХ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ И ШЛИФОВАНИЯ ТВЕРДОПЛАВНЫХ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ КОЛЕЦ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Ткаченко В.П.

(г. Харьков, Украина)

In work the effective technology of electroerosive editing of face diamond circles and grindings of rings from a firm alloy is offered.

Твердосплавные уплотнительные кольца получили широкое применение в электробуровой технике. Вместе с тем, организация их массового производства оказалась весьма сложной задачей в связи с трудностями механической обработки (съём больших припусков и высокие требования к точности и качеству обработки).

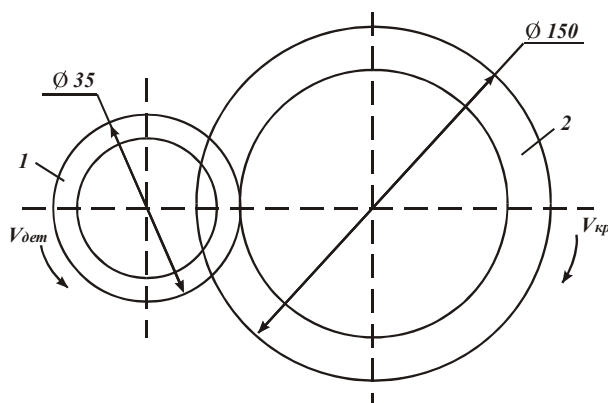


Рис.1. Схема шлифования торца вращающегося кольца торцом алмазного круга: 1- обрабатываемое кольцо, 2- алмазный круг.

Эффективной кинематической схемой обработки торцевой поверхности твердосплавного уплотнительного кольца является схема врезного шлифования торцом алмазного круга на металлической связке, сообщая обрабатываемому кольцу вращательное движение [1,2]. Для обеспечения высокой режущей способности алмазного круга эффективно применение его электроэрозионной правки, используя в качестве правящего электрода обрабатываемое кольцо. В связи с этим, целью работы является разработка эффективной технологии электроэрозионной правки торцевых алмазных кругов на металлических связках и шлифования твердосплавных уплотнительных колец.

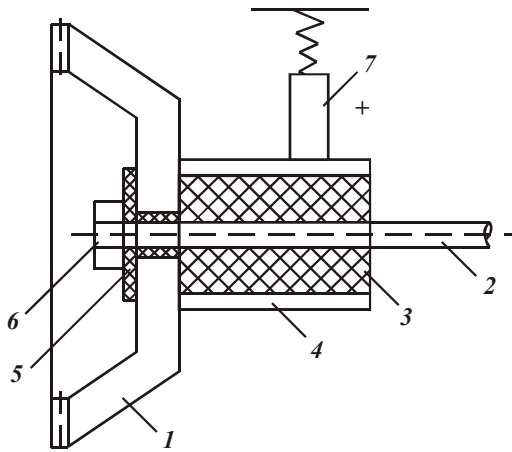


Рис.2. Схема подвода электрического тока к алмазному кругу: 1- алмазный круг; 2 – шпиндель станка; 3 – электроизоляционная втулка; 4 – бронзовое кольцо; 5 – текстолитовая (электроизоляционная) шайба; 6 – гайка; 7 – щетка.

лось бронзовое кольцо, которое касалось корпуса круга. К кольцу через специальное щеточное устройство подводился положительный полюс источника технологического тока. К правящему кольцу (обрабатываемой детали) через контактирующий элемент подводился отрицательный полюс источника тока. Такая схема обеспечивала электроэрозионную правку алмазного круга с целью поддержания его высокой режущей способности.

В зону обработки подавалась охлаждающая жидкость – 3%-ный раствор Na_2NO_3 .

В качестве источника технологического тока использовался специально изготовленный выпрямитель с трансформатором мощностью 1,62 кВт, формирующий постоянный ток напряжением 36 В и силой тока $I = 0...45$ А.

После установки алмазного круга на металлической связке на станок производилось его начальное вскрытие и устранение радиального биения (в пределах 0,15 мм) с помощью электроэрозионной правки. Алмазный круг подводится до касания к правящему кольцу для возбуждения в межэлектродном промежутке электрических разрядов. Электроэрозионная правка производилась при оптимальной (установленной экспериментально) силе тока $I = 20$ А путем непрерывной подачи круга в течение до 10 минут.

Контроль за состоянием режущей поверхности круга осуществлялся визуально (периодически останавливая круг) и на «слух» - при наличии биения характерна неравномерность (периодичность) электроэрозионного процесса. Об устранении биения круга можно было судить также по отсутствию «дребезжания» стрелки амперметра.

Качество правки круга проверялось в процессе шлифования вращающейся обрабатываемой детали (правлящего кольца). При наличии на обработанной поверхности отдельных периодически повторяющихся участков, процесс правки продолжался. Об отсутствии биения круга свидетельствовала однородная обработанная поверхность, не имеющая чередующихся участков.

При достаточно точной установке круга на шпинделе станка продолжительность его начальной электроэрозионной правки, как установлено экспериментально, уменьшалась и составляла до 5 минут. Если биение значительно – до 0,3 мм (что имело место) - продолжительность правки увеличилась до 20 минут, а в ряде случаев и более.

Выбор оптимального электрического режима работы источника постоянного тока при правке производился из следующих соображений. Мощность по току N , затрачиваемая при правке круга, равна

$$N = I \cdot U = I \cdot (U_0 - U_{кз}), \quad (1)$$

$$U_{кз} = I \cdot R_0;$$

где I – сила тока, А; U – напряжение, В; U_0 – напряжение источника тока, В; $U_{кз}$ – напряжение режима «короткого замыкания», В; R_0 – нагрузочное сопротивление, Ом.

После преобразования зависимости (1), имеем

$$N = I \cdot (U_0 - I \cdot R_0). \quad (2)$$

Зависимость (2) носит экстремальный характер с увеличением силы тока I . Для определения экстремального значения $I_{экстр}$ возьмем первую производную от функции N по силе тока I и полученное выражение приравняем к нулю. В результате получено

$$I_{экстр} = \frac{1}{2} \cdot \frac{U_0}{R_0} = \frac{1}{2} \cdot I_{кз}, \quad (3)$$

где $I_{кз}$ – сила тока режима «короткого замыкания», А.

Вторая производная $N''_I = -2 \cdot R_0$ – отрицательная, следовательно, имеет место максимум функции N от I .

Максимальное значение N_{max} получим после подстановки зависимости (3) в (2):

$$N_{max} = \frac{I_{кз} \cdot U_0}{4} = \frac{N_{кз}}{4}, \quad (4)$$

где $N_{кз}$ – мощность режима «короткого замыкания».

Пример расчета:

1) для заданных значений $R_0 = 2$ Ом; $U_0 = 40$ В; имеем $I_{кз} = 20$ А; $I_{экстр} = 10$ А; $N_{кз} = 800$ Вт; $N_{max} = 200$ Вт;

2) для заданных значений $R_0 = 1$ Ом; $U_0 = 40$ В; имеем: $I_{кз} = 40$ А; $N_{кз} = 1600$ Вт; $N_{max} = 400$ Вт.

Результаты расчетов приведены на рис.3. Оптимальное значение силы электрического тока $I_{экстр}$ следует выбирать из условия максимального использования мощности источника технологического тока, т.е. $N_{кз}$. Из условия $I_{кз} = N/U_0$, имеем

$$I_{экстр} = \frac{N_{кз}}{2 \cdot U_0}. \quad (5)$$

Пример расчета. Для заданных значений $N_{кз} = 1600$ Вт, $U_0 = 36$ В оптимальное значение $I_{экстр}$ в соответствии с зависимостью (5) равно 22,2 А.

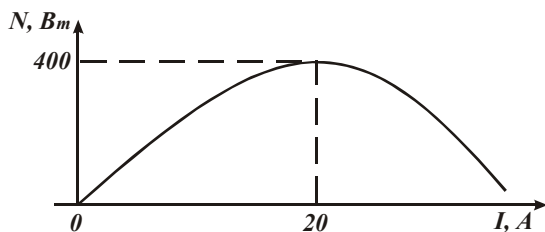


Рис.3. Зависимость мощности N электроэрозионной правки круга от силы тока I .

Экспериментальные значения мощности N правки практически совпали с расчетными, приведенными на рис.3. Максимум мощности N достигался при $I = 22$ А. Следует отметить, что изменение силы тока I при проведении экспериментов обеспечивалось за счет изменения силы прижима алмазного круга к электроду (обрабатываемому кольцу). С увеличением силы прижима сила электрического тока I увеличивалась.

На рис.4 приведены результаты экспериментальных исследований производительности электроэрозионной правки $Q_{кр}$ в зависимости от силы тока I .

Производительность $Q_{кр}$ равна отношению объема алмазосодержащего слоя круга, снятого в единицу времени (размерность – мм³/мин). Из графика следует, что производительность $Q_{кр}$ изменяется по экстремальной зависимости. Максимум достигается при силе тока $I = 22$ А, что соответствует теоретическим результатам и данным простого визуального наблюдения за процессом правки, как отмечалось выше.

Для проведения данных экспериментальных исследований была отобрана партия алмазных кругов одной характеристики в количестве 60 штук с начальным торцовым биением кругов 0,1 мм. Замеры величины биения круга (после установки его на шпиндель станка) производились с помощью индикатора.

Необходимо отметить, что при изменении I до значения $I_{экстр} = 20$ А процесс электроэрозионной правки круга происходил практически без сошлифовывания правящего электрода (обрабатываемого кольца), рис.5. С увеличением силы тока начиная с 17 А, скорость износа (сошлифовывания) электрода увеличивалась. Сле-

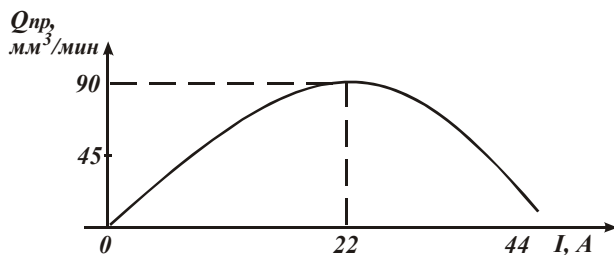


Рис. 4. Зависимость производительности $Q_{кр}$ электроэрозионной правки круга от силы тока I .

довательно, при $I_{экстр} = 17\text{А}$ межэлектродный зазор равен приблизительно максимальной высоте выступания зерен над уровнем связки алмазного круга. С увеличением силы тока зазор уменьшается и зерна контактируют с правящим электродом, осуществляя процесс резания. Из этого можно заключить, что процесс алмазного электроэрозионного шлифования обрабатываемой детали (правящего электрода) возможен при $17\text{А} < I < 40\text{А}$. Для того чтобы увеличить $I_{экстр} > 20\text{А}$ и соответственно увеличить скорость съема обрабатываемого материала необходимо в соответствии с зависимостью (3) уменьшить нагрузочное сопротивление R_0 . Например, при $R_0 =$

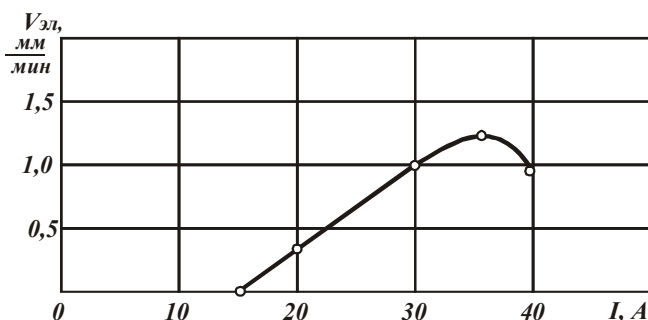


Рис. 5. Зависимость линейной скорости съема материала электрода $V_{эл}$ при правке от силы тока I .

Из рис. 3 следует, что с увеличением силы тока I мощность N процесса электроэрозионной правки алмазного круга изменяется по экстремальной зависимости. В пределах $0 < I < 20\text{А}$ мощность N увеличивается, а при дальнейшем увеличении силы тока I , наоборот, уменьшается до нуля. Изменение силы тока I обеспечивается за счет изменения толщины зазора между алмазным кругом и правящим электродом (в нашем случае обрабатываемым кольцом) путем изменения силы прижатия круга к обрабатываемому кольцу. Чем больше эта сила, тем меньше толщина межэлектродного зазора и больше сила тока I .

При $I > 20\text{А}$ мощность N процесса электроэрозионной правки уменьшается, что ведет к снижению производительности процесса правки, рис.4. Следовательно, с увеличением силы прижима алмазного круга к обрабатываемому кольцу интенсивность электроэрозионной правки снижается и процесс алмазного электроэрозионного шлифования мало чем отличается от обычного алмазного шлифования.

Опытами установлено, что при $I > 35\text{А}$ в зоне резания практически отсутствуют электрические разряды, т.е. отсутствует процесс электроэрозии. Из этого можно заключить, что сила прижатия круга к кольцу при алмазном электроэрозионном шлифовании должна изменяться в определенных пределах. Учитывая то, что между силой тока I и силой прижатия круга к кольцу P в процессе алмазного электроэрозионного шлифования существует вполне однозначная связь, управление процессом шлифования можно осуществлять путем поддержания во времени заданного значения P или I . В первом случае необходимо использовать упругую схему шлифования с фиксированной силой прижатия круга к кольцу P . Во втором случае можно использовать шлифование с “ручной” подачей, например, на рассматриваемом внутришлифовальном станке, осуществляя “вручную” продольную подачу круга, определяющую силу прижатия круга к кольцу.

Данная схема весьма эффективна при кратковременном процессе шлифования, каким является процесс шлифования одного кольца, закрепленного в патроне внутришлифовального станка (съем припуска величиной $0,1 \dots 0,15$ мм происходит в течении $3 \dots 5$ с). По данной схеме можно обеспечить плавное касание круга с обрабатываемым кольцом (без удара), чего трудно добиться при частой установке обрабатываемых колец в условиях обычного шлифования по упругой схеме.

Как показано выше, изменить электрическую характеристику $N - I$ можно за счет изменения нагрузочного сопротивления R_0 в электрической цепи. Чем меньше R_0 , тем больше экстремальные значения силы тока I и мощности процесса электроэрозионной правки N . Увеличение экстремального значения I позволяет увеличить силу прижатия круга к кольцу и соответственно производительность обработки. Таким образом, на основе проведенных экспериментальных исследований определены технологические возможности увеличения производительности процесса алмазного электроэрозионного шлифования.

Литература

1. Новиков Ф.В., Ткаченко В.П. Условия повышения производительности процесса алмазного шлифования. - Вісник Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”: Збірка наукових праць. Тематичний випуск 11: Технічний прогрес та ефективність виробництва. - Харків: НТУ “ХПІ”, 2001. - С. 131-136.
2. Ткаченко В.П. Высокоэффективная технология алмазно-абразивной обработки релитовых торцовых уплотнений. - Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Материалы 6-й Международной научно-технической конференции, 10-11 октября 2002 г. - Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. - С. 44-49.

где d - диаметр заготовки, мм; D - диаметр шлифовального круга, мм; t_g - вертикальная (мгновенная) глубина шлифования, соответствующая величине поперечной подачи, мм.

Из анализа зависимости (1) следует, что мгновенная плотность теплового потока определяется значениями мгновенных величин t_N и t_g . Для расчета распределения плотности теплового потока рассмотрим схемы формирования канавки резьбы полукруглого профиля для первого (рис.1) и последующих (рис.2) проходов.

Из геометрической схемы на рис.1 для первого прохода глубина шлифования t_g определяется по формуле

$$t_g = t_1 - r(1 - \cos \alpha), \quad (3)$$

где t_1 - величина поперечной подачи на первом проходе, мм; r - радиус профиля шлифовального круга, мм; α - угол, определяющий положение рассматриваемой точки на профиле круга и изменяющийся в интервале $0 \leq \alpha \leq \alpha_{\max_1}$.

Нормальная глубина шлифования t_N может быть найдена следующим образом (рис.1)

$$t_N = \frac{t_g}{\cos \alpha}. \quad (4)$$

Формулы (2)-(4) справедливы в указанном выше интервале угла α . Причем для первого прохода

$$\alpha_{\max_1} = \arccos \frac{r - t_1}{r}. \quad (5)$$

С учетом формул (3) и (4) получим

$$q = \frac{A_{y\partial} \cdot \psi \cdot \frac{t_1 - r(1 - \cos \alpha)}{\cos \alpha} \cdot V}{\sqrt{\frac{d \cdot D \cdot (t_1 - r(1 - \cos \alpha))}{d + D}}}. \quad (6)$$

Для последующих проходов, начиная со второго, вертикальная глубина шлифования $t_g = t_m$, где t_m - глубина шлифования на m -ом ($m > 1$) проходе (рис.2). Величину t_N находим как разность между отрезками O_2C и O_2A . Отрезок O_2A определяется из треугольника O_1AO_2 по теореме синусов.

$$\frac{O_2A}{\sin \alpha_1} = \frac{t_m}{\sin(\alpha - \alpha_1)} = \frac{r}{\sin(180 - \alpha)}, \quad (7)$$

где α_1 - расчетный угол, зависящий от угла α (рис.2).

Величину t_N можно определить приближенно как $t_N = t_g \cdot \cos \alpha$, приняв треугольник ABC прямоугольным.

Тогда для последующих (начиная со второго) проходов зависимость (1) принимает вид

$$q = \frac{A_{y\partial} \cdot \psi \cdot t_m \cdot \cos \alpha \cdot V}{\sqrt{\frac{d \cdot D \cdot t_m}{d + D}}}. \quad (8)$$

Формула (8) справедлива в интервале угла α , изменяющегося от 0° до некоторого критического значения угла $\alpha_{кр.m}$ (m - номер прохода)

$$\alpha_{кр.m} = \arccos \frac{r - \sum_{i=1}^{m-1} t_i}{r}. \quad (9)$$

Плотность теплового потока на боковых участках профиля

$$q = \frac{A_{y\partial} \cdot \psi \cdot \frac{\sum_{i=1}^m t_i - r(1 - \cos \alpha')}{\cos \alpha'} \cdot V}{\sqrt{\frac{d \cdot D \cdot \left(\sum_{i=1}^m t_i - r(1 - \cos \alpha') \right)}{d + D}}}, \quad (10)$$

где α' - угол, определяющий положение рассматриваемой точки, лежащей в пределах $(\alpha_{\max} - \alpha_{\text{бок.}}) < \alpha' < \alpha_{\max}$.

В свою очередь

$$\alpha_{\text{бок.}} = \arccos \frac{a^2 + r^2 - b^2}{2 \cdot a \cdot r}. \quad (11)$$

Здесь

$$a = \sqrt{r^2 + t_m^2 - 2 \cdot r \cdot t_m \cdot \cos \alpha_{\text{кр.}m}} \quad (12)$$

$$b = r \cdot \sin \alpha_{\max m} - \sqrt{r^2 - \left(r - \sum_{i=1}^{m-1} t_i \right)^2} \quad (13)$$

$$\alpha_{\max m} = \arccos \frac{r - \sum_{i=1}^m t_i}{r} \quad (14)$$

Таким образом, формулы (6), (8) и (10) позволяют производить теоретический расчет плотности теплового потока на различных участках профиля шлифовального круга. Примем к расчету численные значения параметров, при которых производили экспериментальные исследования [2]: диаметр шлифовального круга $D = 300$ мм, диаметр заготовки $d = 98$ мм, радиус профиля круга $r = 3$ мм, скорость заготовки $V = 5,133$ мм/с, распределение припуска по проходам: $t_1 = 0,744$ мм, $t_2 = 0,464$ мм, $t_3 = 0,409$ мм, $t_4 = 0,383$ мм. Кроме того, примем $A_{\gamma\delta} = 40$ Дж/мм³, $\psi = 1$. Результаты расчета углов $\alpha_{\max m}$, $\alpha_{\text{кр.}m}$, $\alpha_{\text{бок.}}$ по формулам (14), (5), (9), (11) сведены в таблицу.

Таблица

Угол	Номер прохода, m			
	1	2	3	4
$\alpha_{\max m}$, рад.	0,7200	0,9310	1,0920	1,2310
$\alpha_{\text{кр.}m}$, рад.	—	0,7200	0,9310	1,0920
$\alpha_{\text{бок.}}$, рад.	—	0,0963	0,0425	0,0196

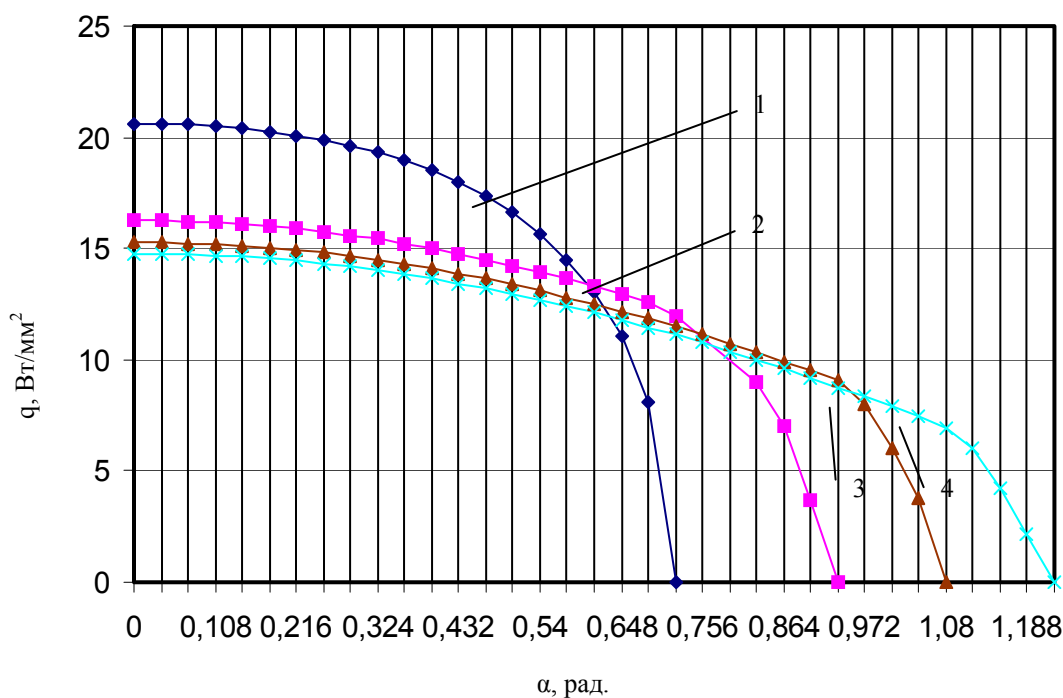


Рис.3. Теоретическое распределение плотности теплового потока по профилю шлифовального круга: 1, 2, 3, 4- для 1-го, 2-го, 3-го и 4-го проходов, соответственно.

Расчеты плотности теплового потока выполнены с помощью компьютерной программы MathCAD (рис.3). Из анализа графиков на рис.3 видно, что плотность теплового потока для первого прохода в целом больше величины одноименного параметра для последующих проходов. Это соответствует аналогичному выводу, полученному в эксперименте [2].

Кроме того, видно что характер распределения плотности теплового потока по профилю соответствует форме сечения срезаемого слоя материала.

Таким образом, выполненное теоретическое исследование позволяет конкретизировать способ управления процессом шлифования, в соответствии с которым определяют отношение приращения мощности шлифования к приращению площади пятна контакта для оценки теплонапряженности процесса [4].

Литература

1. Управление процессом шлифования / Якимов А.В., Паршаков А.Н., Свирщев В.И., Ларшин В.П. — К.: Техніка, 1983. — 184 с.
2. Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Исследование плотности теплового потока в зоне контакта при профильном шлифовании // Физ. и компьют. технологии в нар. хоз-ве: Тр. 7-й междунар. научн.-техн. конф.— Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003. — С. 38-42.
3. Ларшин В.П. Технология многониточного шлифования прецизионных ходовых винтов // Тр. Одес. политехн. ун-та. — Одесса, 1999. — Вып. 2 (8). — С. 87-91.
4. А.с. 1288039А1 СССР МКИ В24В 51/00. Способ управления шлифованием / А.В. Якимов, В.П.Ларшин, В.Ф.Соколов, А.М.Скляр, Д.А.Севрюгин. Оpubл. 07.02.87. Бюл. № 5. — 4 с.

УДК 629.083

ТЕХНОЛОГИЯ РЕМОНТА МАШИН, КАК РАЗДЕЛ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Ларшин В.П., докт. техн. наук, проф., Якимов А.В., докт. техн. наук, проф.
(г. Одесса, Украина)

“Machine repairing technology” part inclusion in the manufacturing technology course contents is grounded.

Особенностью современного этапа развития машиностроения на Украине и в других странах СНГ является существенное изменение пропорций между выпуском новых и ремонтом существующих машин различного назначения (как машин-двигателей, например, автомобилей, так и машин-орудий, например, металлорежущих станков) в сторону увеличения удельного веса ремонта машин. Широкое использование машин зарубежного производства (например, автомобилей или станков) только подтверждает и усиливает эту тенденцию. В этой связи вопросы технологии ремонта машин становятся все более актуальными, так как от их решения зависят надежность и долговечность машин.

Анализ технологии ремонтного производства показывает, что эта технология существенно зависит от технологии изготовления машин и, в частности, от той информации, которая сопровождала этапы технологического проектирования и производства. Отсутствие такой информации сдерживает эффективное развитие ремонтного производства, приводит к неоправданно большим временным и финансовым затратам на ремонт, не способствует развитию ресурсо- и энергосберегающих технологий ремонта.

Общность и преемственность разделов по технологии изготовления и ремонта машин обуславливается единством жизненного цикла изделия (машины), который содержит этапы конструкторской и технологической подготовки производства, этапы изготовления и эксплуатации (ремонта) машины. Методологическая общность научных положений технологий изготовления и ремонта машин позволяет произвести интегрирование этих этапов в курсе технологии общего машиностроения, а также способствует развитию CALS (Continuous Acquisition and Life cycle Support) технологий, в соответствии с которыми информация с предыдущих этапов жизненного цикла машины используется на последующих этапах [1]. CALS технологии основаны на сборе информации по всем этапам жизненного цикла машины и использовании информации с предыдущих этапов для принятия решения на текущем этапе. Любой информационный разрыв противоречит единству жизненного цикла машины, приводит к неоправданным временным и финансовым издержкам, снижению надежности и долговечности машин.

Например, компьютерные технологии конструкторского и технологического проектирования позволили связать этапы конструкторской и технологической подготовки производства в единую интегрированную CAD/CAM систему. Применение компьютеризированных систем ЧПУ (особенно систем с открытой архитектурой) позволило в свою очередь связать виртуальную CAD/CAM систему с реальной системой ЧПУ в единый информационный блок, в котором имеются обратные связи, направленные от этапа изготовления машины к этапам проектирования CAD/CAM. Однако до сих пор важнейший этап жизненного цикла машины – этап эксплуатации (на котором производится ремонт) – методически не связан с этапом изготовления машины, что затрудняет создание единой интегрированной системы информационного сопровождения и информационной поддержки (CALS).

Соответствующим логически-обоснованным шагом в направлении дальнейшей интеграции этапов жизненного цикла машины является включение раздела “Технология ремонта машин” в состав курса технологии об-

щего машиностроения.

Это позволяет:

во-первых, устранить дублирование информации, содержащейся в обеих технологиях (типы и формы организации производства; производственный и технологический процесс; структура технологической операции; единичные, типовые и групповые технологические процессы; базы и базирование; технология и методы обеспечения точности сборки [2]; контроль размеров, формы и взаимного расположения поверхностей; проектирование технологической оснастки; техническое нормирование станочных работ; технология окраски машин и т.п.);

во-вторых, рассматривать вопросы технологии ремонта машин с точки зрения их особенностей и отличий от технологии изготовления машин (технологии мойки и очистки, разборки, распрессовки, дефектации, восстановления деталей; техническое нормирование ремонтных работ и т.п.).

Такое построение курса технологии общего машиностроения позволит обеспечить преемственность технологий изготовления и ремонта машин как с точки зрения научных основ (например, сохранение принципа единства баз при изготовлении и ремонте деталей [3], методы обеспечения точности сборки и т.п.), так и с точки зрения освоения материала студентами (легче изучать особенности, опираясь на общие известные положения).

Кроме того, следует отметить еще одну характерную тенденцию, которая способствует приобщению раздела "Технология ремонта машин" к курсу технологии общего машиностроения. Дело в том, что на этапе ремонта машин часто производится их модернизация, т.е. частичное изменение конструкции, позволяющее улучшить функциональные характеристики и показатели машины (технический уровень, производительность, долговечность и т.п.) по сравнению с одноименными характеристиками, полученными на заводе-изготовителе. Изменение конструкции в свою очередь сопровождается изготовлением новых деталей и сборкой новых узлов, что в свою очередь соответствует всем предыдущим разделам технологии общего машиностроения. При этом очень часто современные модернизированные машины оснащаются компьютеризированной измерительной и регулирующей техникой (встроенные датчики, чипы и приборы в автомобилях; диагностическая аппаратура, датчики обратной связи по положению, скорости и току в металлорежущих станках и т.п.). В этой связи возрастает роль технологии приборостроения и намечается тенденция к ее интеграции с технологией машиностроения в единый курс по технологии машино- и приборостроения.

Следует отметить также, что изменение содержания курса технологии общего машиностроения должно быть учтено в сопровождающих дисциплинах, например, таких как производство заготовок, проектирование технологической оснастки, ВСИТИ (взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения), проектирование механических (в том числе ремонтных) цехов, САПР технологических процессов (том числе процессов ремонта) и других.

Таким образом, технология выполнения ремонтных работ существенно связана с технологией общего машиностроения и специальными (отраслевыми) технологиями. Однако в существующей технической литературе по технологии машиностроения теоретическим вопросам технологии ремонта машин уделяется недостаточное внимание. При наличии общих тенденций в технологии изготовления и ремонта машин ремонтные работы имеют существенные отличия.

Например, если технологическая подготовка производства (ТПП) новых изделий является общепринятым и хорошо разработанным этапом жизненного цикла изделия в технологии общего машиностроения (известна структура этого этапа и типовые методики выполнения отдельных работ, которые представлены в ЕСТПП), то состав технологической подготовки ремонтных работ до сего времени не нашел должного отражения в соответствующей нормативно-технической литературе (ГОСТах, ОСТах, СТП и т.п.).

Известно, что общим направлением развития технологии изготовления и ремонта машин является выбор (поиск) традиционных и новых технологических действий по преобразованию энергии и материала, с одной стороны, а также автоматизация и механизация выбранных действий для их эффективного выполнения (чтобы обеспечить точность размеров, формы и взаимного расположения, качество поверхностного слоя деталей и производительность), с другой.

В традиционной ТПП, т.е. на подготовительном этапе производства, разрабатывается «конструкция» технологической системы, обеспечивающей реализацию способа изготовления (процессы механообработки и сборки). На этом же подготовительном этапе производится оценка результатов выбранных технологических действий (определение технической нормы времени, технологической себестоимости операций и т.п.). Всё это осуществляется предварительно, т.е. до фактического производства работ. На этапе производства этих работ возможна корректировка предварительно разработанного плана на основе информации, возникающей в процессе производства.

При этом удельный вес корректировочных действий по отношению к предварительно запланированным действиям, как правило, является незначительным. Это является свидетельством глубокой научно проработки вопросов технологического проектирования процессов механообработки и сборки изделий. Однако совершенно другая тенденция наблюдается при подготовке и планировании ремонтных работ, поскольку исходные данные для такого планирования часто определяются на основании субъективной диагностики технического состояния машины, подлежащей ремонту.

Как правило, процесс диагностики состояния осуществляется не только путём предварительного осмотра (исследования) машины и её механизмов, но такая диагностика производится по ходу ремонтных работ, когда каждое последующее технологическое действие предопределяется совокупностью предыдущих. В этих услови-

ях предварительное проектирование технологического процесса ремонта становится проблематичным и, следовательно, нельзя говорить о достоверном нормировании этих работ, поскольку оценка затрат (времени, материалов и комплектующих) осуществляется после того, как ремонтные работы уже выполнены. Исходя из сказанного выше, сформулированы следующие рекомендации по технологической подготовке процесса ремонта машин [4].

1. При планировании ремонтных работ в машиностроении необходимо учитывать конструктивные особенности машины, четко представлять её рабочую функцию. Это положение вытекает из закона о связи между функцией и структурой машины. Действительно необходимость соответствующего ремонта (поднадочный, предупредительный, капитальный) обусловлена нарушением рабочей функции машины, что проявляется в изменении параметров и показателей технологической системы, которая реализуется на основе этой машины.
2. При выборе возможных вариантов ремонтных работ необходимо учитывать взаимосвязь основной и вспомогательных (локальных) систем координат машины, а также их возможное смещение, вызванное рабочими нагрузками в технологической системе. В этой связи первостепенное значение приобретает расположение ремонтных баз, их состояние и восстановление. Как правило, положение вспомогательных систем координат машины и ремонтных баз задаётся базовыми деталями. Искажение базовых деталей, вызванное их деформациями или износом, должно быть устранено в первоочередном порядке. При этом возможны два варианта: замена (восстановление) самой базовой детали или замена агрегата (части агрегата), которому принадлежит базовая деталь. В первом случае стоимость ремонтных работ в нестационарных условиях меньше и при этом не происходит смещение вспомогательной системы координат соответствующего агрегата (задаётся при сборке в стационарных заводских условиях).
3. При выборе оптимального варианта выполнения ремонтных работ необходимо учитывать производственные условия ремонтного предприятия (наличие рихтовочных и сборочных стенов, измерительных средств и аппаратуры для контроля и обеспечения требуемого положения ремонтных баз и контрольных точек машины). После восстановления базовых деталей осуществляют замену или восстановление вспомогательных деталей, предназначенных для фиксации положения базовых деталей относительно соответствующих агрегатов, имеющих свою систему координат.

В заключение следует отметить, что аналогичное приобщение раздела по технологии ремонта к разделам по технологии изготовления может быть рекомендовано не только для машин, но и для приборов. Т.е. курс технологии приборостроения аналогично может быть дополнен разделом “Технология ремонта приборов”. Предложенные структуры курсов по технологиям машино- и приборостроения также могут быть взяты за основу при разработке учебных программ по специализациям “Технология ремонта машин”, “Технология ремонта приборов”, “Технология ремонта машин и приборов”.

Литература

1. CALS (Continuous Acquisition and Life cycle Support- непрерывная информационная поддержка жизненного цикла продукции) в авиастроении / Научн.ред. А.Г.Братухин.— М.: Изд-во МАИ, 2002.— 676 с.
2. Ларшин В.П., Шарков В.А., Якимов А.В. Обеспечение точности сборки при изготовлении и ремонте машин // Вісник інж. акад. України.— Харьков: ХНПК «ФЭД», 2001.— С. 37-41.
3. Карагодин В.И., Митрохин Н.Н. Ремонт автомобилей и двигателей: Учеб. для студ. сред. учеб. заведений.— М.: Мастерство; Высш. школа, 2001.— 496 с.
4. Ларшин В.П., Литвинов М.Н. Особенности технологической подготовки ремонтных работ в машиностроении // Научно-технические проблемы станкостроения, производства технологической оснастки и инструмента: Мат. междунар. конф.—К.: АТМ Украины, 2002.— С. 77-80.

УДК 621.923

УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ СБОРКИ СЕРДЕЧНИКОВ КРУПНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Ларшин В.П., докт. техн. наук, проф., Гречиха А.А.
(г. Одесса, Украина, г. Тирасполь, Приднестровье)

Analysis of the factors affecting the cores assembling quality and die working surfaces grinding process perfection ways are given

Основными узлами крупной электрической машины являются сердечники ротора и статора. Доля указанных узлов составляет до 70% в стоимости электрической машины, для их производства используется наиболее сложная и дорогостоящая оснастка, от качества изготовления которой во многом зависит работоспособность машины и ее соответствие заданным техническим характеристикам.

Рассмотрим и проанализируем технологию изготовления сердечников ротора и статора. На первом этапе производится раскрой рулона электротехнической стали на прямоугольные, либо квадратные заготовки для штамповки – карты. После этого на прессах (с использованием штамповой оснастки) производится вырубка листов ротора и статора. При этом выделяются несколько технологических операций: вырубка пазов статора, разделение листов статора и ротора, вырубка пазов ротора, вырубка вентиляционных отверстий ротора. В зави-

симости от геометрической сложности и размеров листов указанные операции могут быть сконцентрированы, либо разделены.

Дефектами штамповочной операции являются геометрические отклонения расположения поверхностей, а также образующиеся заусенцы. Указанные дефекты появляются в результате неизбежных технологических неточностей изготовления оснастки – штампов, а также из-за износа их рабочих поверхностей. Для уменьшения величины заусенец в технологическом процессе присутствует дополнительная операция – обработка листов на грат-машине. На ряде электромашиностроительных предприятий после этого производят дополнительную электроизоляцию листов при помощи специально предназначенных для этого лаков. После просушки лака выполняют заключительный этап изготовления сердечников статора и ротора – сборку. Для сохранения стабильных параметров электромашины необходимо обеспечить сборку сердечников из-под одного штампа и направление заусенец в одном направлении, для чего в листах выштамповывается специальный шихтовочный знак. При изготовлении штампа-дублиера шихтовочный знак смещается.

Сборочная операция является индикатором всего технологического процесса – именно на сборке выявляется большинство дефектов, связанных либо с применяемым материалом, либо с технологическим оборудованием и оснащением, либо неверными действиями персонала. Так, например отклонение по толщине рулона электротехнической стали может достигать 10% от толщины, т.е. при толщине 0,5 мм отклонения достигают 0,05 мм. Заусенцы, образующиеся при вырубке листов, расположены по периметру неравномерно, и их величина может изменяться от 0,02 мм до 0,1 мм. При превышении величины заусенец 0,1 мм штамповочная операция останавливается, и штамп направляется на перезаточку, либо на ремонт. После обработки листов на грат-машине неравномерность заусенец уменьшается (и составляет 0,01...0,02 мм), но не исчезает, что связано с изначальной их неравномерностью, а также с неравномерным износом шлифовальных валков грат-машины и перекосом ее валков.

Длина сердечника статора (ротора) крупной электромашины составляет 250..1400 мм, т.е. при изготовлении сердечника из электротехнической стали толщиной 0,5 мм для сборки сердечника необходимо, соответственно, 500...2800 листов. С учетом описанных выше дефектов листов статора (ротора) и связанной с ними неравномерностью листов до 0,04 мм, отклонение длины сердечника может составить до 10 мм. Существует ряд способов устранения неравномерности длины сердечника: подкладывание в «тонких» местах сегментов листов, дополнительная лакировка листов. Однако указанные методы трудоемки и не поддаются механизации и автоматизации. На НП АО «Электромаш» (г. Тирасполь) проведены и дали положительные результаты экспериментальные работы по устранению неравномерности сердечников следующими способами:

- для компенсации неравномерности толщины листового проката применяется разворот карт перед штамповкой. Каждая карта разворачивается относительно предыдущей: прямоугольная на 180 градусов, квадратная – на 90 градусов;
- для компенсации неравномерности длины сердечника производят разворот вырубленных листов сердечников перед обработкой на грат-машине.

Указанные методы корректировки неравномерности длины сердечников позволяют значительно повысить качество продукции, легко поддаются механизации и автоматизации, при использовании технологического оснащения позволяют снизить трудоемкость процесса сборки и увеличить его производительность. Однако, режущие свойства штампового инструмента в значительной мере зависят от качества его перезаточки, которая часто производится на плоскошлифовальных станках. Прижоги и микротрещины при шлифовании резко снижают эксплуатационные свойства штампов, например стойкость штампов при наличии указанных дефектов шлифования может быть снижена в десятки раз.

Известно, что одним из прогрессивных направлений в технологии шлифования труднообрабатываемых материалов является применение эффективных смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС), которые могут иметь различное агрегатное состояние (газ, жидкость, паста, твердые вещества [1]. Абразивный инструмент, в отличие от лезвийного, из-за особенностей своего строения сравнительно легко может быть импрегнирован (пропитан) жидким смазочным составом, который проникает в поры под действием капиллярных сил.

Пропитки изменяют физико-механические свойства абразивных шлифовальных кругов. Например, такие свойства как плотность и твердость, тепло- и температуропроводность, динамический модуль упругости возрастают, в тоже время теплоемкость, неоднородность твердости уменьшаются [2]. Это позволяет прийти к заключению, что импрегнирование абразивного инструмента представляет собой один из методов управления характеристикой этого инструмента, сопоставимый по своему воздействию с разработкой нового абразивного инструмента. Однако до сих пор в технической литературе не сформулированы инженерные критерии выбора смазочных составов применительно к конкретным маркам труднообрабатываемых материалов, а имеющиеся рекомендации носят частный характер и справедливы для условий, в которых проводились экспериментальные исследования.

До сих пор нет единой системы классификации пропиточных составов и нет единого мнения относительно механизмов действия СОТС. В то же время в промышленности нашли применение и используются сотни наименований СОТС, изготавливаемых различными фирмами. Отсутствие рекомендаций по их применению сдерживает их использование, не позволяет осуществлять целесообразный отбор СОТС из имеющейся номенклатуры.

Проблемы смазочных средств в технике и технологии связаны с развитием двух главных направлений – науке о самих смазках и их производстве, и науки об эффективности их применения [3]. Для решения этих про-

блем по двум указанным направлениям необходимо изучать механизмы действия СОТС и оптимизировать технологию шлифования с применением СОТС, соответственно. Под основными действиями СОТС в настоящее время понимают: смазывающее, смачивающее, охлаждающее, моющее, режущее и диспергирующее действия [4].

Поскольку при шлифовании металлов до 70% энергии расходуется на работу сил трения, то при улучшении смазочных характеристик СОТС уменьшается фрикционный нагрев и, следовательно, температура шлифования. Поэтому фактор теплонапряженности должен учитываться в технологии шлифования с применением СОТС. В то же время при улучшении смазочных характеристик СОТС часто происходит увеличение нормальной составляющей усилия резания. Как следствие, возрастают упругие отжата в технологической системе, что отрицательно сказывается на точности обработки. Поэтому фактор нормальной силы также должен учитываться в технологии шлифования с применением СОТС.

Нами установлено, что механизм, обуславливающий рост нормальной силы определяется двумя тенденциями: с одной стороны увеличивается количество режущих зерен (за счет увеличения пути упругого проскальзывания зерен) [4], с другой – на каждое зерно (погруженное в металл) действует выталкивающая сила, которая увеличивается при уменьшении динамического коэффициента трения. Вторая тенденция установлена нами на основании исследования двумерной статической модели абразивного зерна, погруженного в металл [5]. Эта тенденция может быть также экспериментально изучена при помощи моделирования работы единичного абразивного зерна.

Проведенный выше анализ позволяет заключить, что два главных направления решения проблемы СОТС в технике и технологии взаимосвязаны и не должны рассматриваться отдельно. То есть всякий успех в науке о самих смазках должен учитываться в науке об их эффективном применении на основании известного принципа иерархии (соподчиненности) в управлении (в данном случае в управлении процессом шлифования). Кроме того, этот анализ позволил установить два основных фактора, которые необходимо учитывать при оптимизации процесса шлифования с применением СОТС: фактор теплонапряженности и фактор нормальной силы. В работе предполагается принципиально новый подход к выбору СОТС, позволяющий оценивать их сравнительную эффективность в конкретных условиях производства по критериям трудоемкости и технологической себестоимости операций шлифования, причем при условии оптимальных режимов обработки. Сущность подхода заключается в предварительном компьютерном моделировании процесса обработки с применением конкретного СОТС на основании предварительной экспресс оценки СОТС. Это позволяет уменьшить количество параметров оценки свойств СОТС путем их интегрирования в обобщающие факторные оценки, которые в свою очередь вытекают из специфики тех или иных доминирующих факторов, ограничивающих производительность шлифования.

Например, одним из таких ограничивающих факторов является теплонапряженность процесса, приводящая к появлению шлифовочных прижогов и микротрещин. Другим – нормальная сила шлифования, влияющая на упругие отжата в технологической системе. В работе [6] установлено, что одним из условий высокопроизводительного бездефектного шлифования является наименьшее количество проходов, позволяющих удалить припуск без образования шлифовочного прижога на обработанной поверхности. Поскольку СОТС оказывают непосредственное влияние на теплонапряженность процесса, то их применение позволяет изменить указанное оптимальное количество проходов.

В соответствии с предлагаемым подходом выбор СОТС осуществляют по критериям трудоемкости и технологической себестоимости операции шлифования с применением СОТС. Для определения трудоемкости необходимо решить задачу оптимального распределения припуска на проходы шлифования с учетом влияния упругих отжатий в технологической системе. Индивидуальные особенности каждой технологической смазки нами предложено учитывать коэффициентами, входящими в экспериментально получаемые зависимости. Такие зависимости для конкретных условий обработки с применением, например, твердых технологических смазок (ТТС), применительно к плоскому шлифованию вырубных штампов имеют следующий вид

$$P = A_p + B_p \cdot t_{\phi}, \quad (1)$$

$$F_y = A_y + B_y \cdot t_{\lambda}, \quad (2)$$

где P, F_y - мощность (Вт) и нормальное усилие (Н) шлифования; A_p, B_p, A_y, B_y – коэффициенты, учитывающие индивидуальные особенности ТТС (зависят также от характеристик обрабатываемого материала, абразивного инструмента и от интервала режимов шлифования); t_{ϕ}, t_{λ} – фактическая и лимбовая глубины шлифования, м.

Коэффициенты A_p, B_p, A_y, B_y являются косвенными характеристиками оценки эксплуатационных свойств СОТС, они могут быть найдены в производственных условиях по разработанным нами методикам.

Подсистема технологической САПР, реализующая методику выбора рациональных составов ТТС, может быть пояснена при помощи блок-схемы на рисунке.

Работа подсистемы САПР осуществляется следующим образом. После запуска компьютерной программы пользователь осуществляет ввод исходных данных, указанных в блоке 1. Далее в блоке 2 осуществляется выбор коэффициентов A_p, B_p, A_y, B_y (из базы данных, формируемых на предприятии) для конкретного состава ТТС, указанного пользователем. В блоке 3 осуществляется расчет распределения припуска на проходы инструмента,

импрегнированного выбранным составом ТТС.

Расчет выполняется исходя из прогнозируемой мощности шлифования, обуславливающей теплонапряженность процесса, и с учетом фактора нормальной силы, приводящей к упругим отжатам. При известных режимных параметрах шлифования в блоке 4 осуществляется расчет составляющих технической нормы времени, которые зависят от состава ТТС (основное время и время технического обслуживания рабочего места) и определяется величина технической нормы времени (характеризует трудоемкость технологической операции). В этом же блоке определяется технологическая себестоимость операции шлифования. Обратная связь, обозначенная на рисунке буквой А, позволяет перейти к блоку 2 для анализа трудоемкости и себестоимости операции шлифования при использовании другой рецептуры смазки. В блоке 5 производится анализ результатов расчета и осуществляется выбор рациональной рецептуры ТТС.

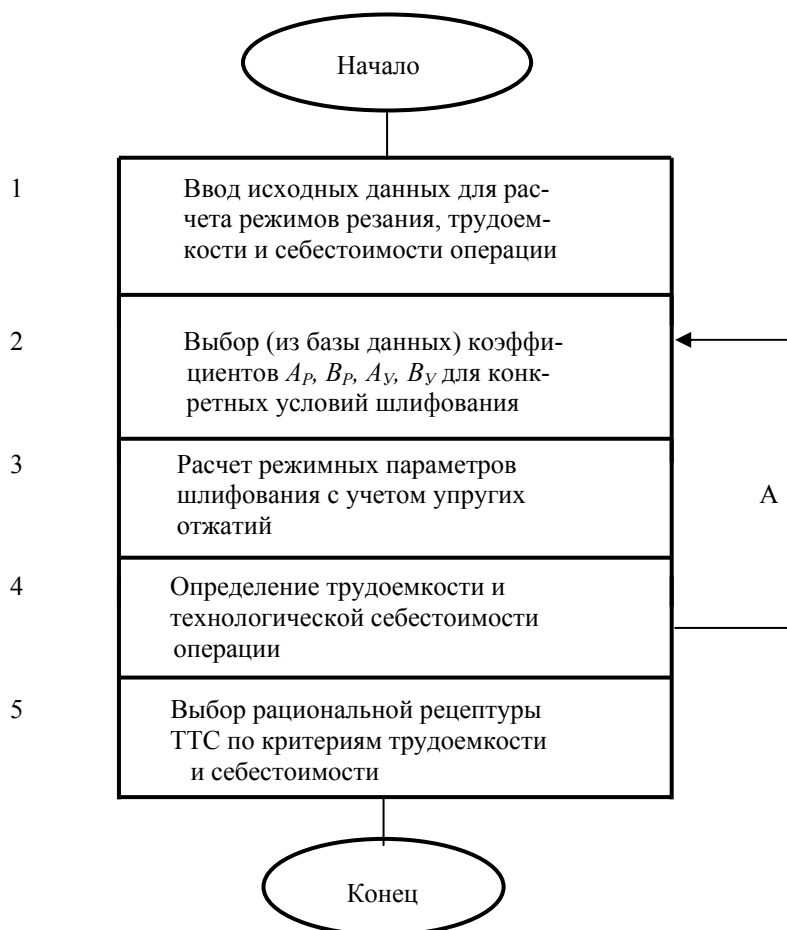


Рисунок. Блок-схема подсистемы САПР.

Программное обеспечение САПР реализовано на основе макроса *Visual Basic* с использованием редактора таблиц *Microsoft Excel* и может быть использовано на ПЭВМ с операционной системой типа *Windows*.

Литература

1. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: Справочник/Под ред. С.Г.Энтелеса, Э.М.Берлинера.-М.: Машиностроение, 1986.-352 с.
2. Прогрессивные методы шлифования пропитанным абразивным инструментом.-М.: НИИмаш, 1981. – 42 с.
3. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах.- К.: Техника, 1970.- 396 с.
4. Ларшин В.П., Гречица А.А. Проблемы применения смазывающе-охлаждающих средств в технике и технологии // Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільського господарства.-Харків, 2002.-Вип. 10.-С. 54-59.
5. Ларшин В.П., Гречица А.А. О механизме действия твердых смазок на силы резания при шлифовании // Вестник инженерной академии Украины.-Спец.выпуск КВ №2635, 2000.-С. 215-218.
6. Ларшин В.П. Повышение производительности плоского шлифования на основе анализа трудоемкости процесса // Тр. Одес. политехн. ун-та.-Одесса, 2002. -Вып. 1(17).-С. 60-64.

УДК 621.923

ТЕХНОЛОГИЯ И ТЕОРИЯ ПРЕЦИЗИОННОЙ ОБРАБОТКИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ АЛМАЗНЫМИ КРУГАМИ НА МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СВЯЗКАХ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Дитиненко С.А.

(г. Харьков, Украина)

The results of experimental and theoretical researches of a roughness of processing are given at grinding by a diamond circle

Создание и применение алмазных кругов на металлических связках и способов их электроэрозионной правки открыло широкие перспективы эффективной обработки изделий из твердых сплавов и других материалов. На ряде операций предварительного и окончательного шлифования твердосплавных инструментов полностью исключена обработка обычными абразивными кругами, что позволило повысить производительность и качество обработки. Вместе с тем, в большинстве случаев применение алмазных кругов на металлических связках сдерживается по причине низкой чистоты обработки.

Так, установлено, что после электроэрозионной правки алмазного круга 1А1 300x20x5 АС6 100/80 М1-01 4 на операции круглого наружного шлифования твердосплавных инструментов параметр шероховатости R_a достигает значения 3,0 мкм, тогда как, согласно технологическому процессу обработки ряда твердосплавных инструментов (используемых в авиационном производстве), требуется обеспечить шероховатость обработки на уровне $R_a = 0,1 \dots 0,2$ мкм. Такое большое значение $R_a = 3,0$ мкм обусловлено высокой прочностью удержания алмазных зерен в металлической связке, невозможностью зерен “утопать” в связку круга в процессе шлифования и соответственно небольшим числом режущих зерен.

При использовании более “мягких” связок зерна могут “утопать” в связку, что увеличивает количество одновременно работающих зерен и уменьшает параметр шероховатости R_a .

Каким же путем можно увеличить количество одновременно работающих зерен алмазного круга на металлической связке? Для этого обратимся к аналитической зависимости для расчета поверхностной концентрации алмазного круга [1]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (1)$$

где m - объемная концентрация зерен круга (например, 50; 100; 150); \bar{X} - зернистость круга, м; $(1 - \varepsilon)$ - без-

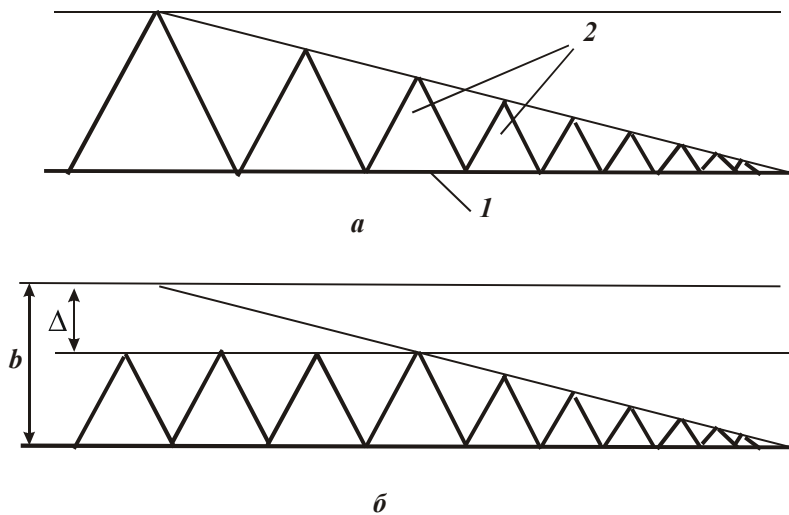


Рис. 1. Схемы разновысотного (а) и одновысотного (б) выступания над уровнем связки круга режущих зерен: 1- уровень связки круга, 2 – зерна.

выступания зерен, в резании будут участвовать не все зерна, расположенные на рабочей поверхности круга, а лишь наиболее выступающие. Число таких зерен небольшое, чем собственно и объясняются увеличенные значения R_a при шлифовании алмазными кругами на металлических связках.

Для того чтобы увеличить число режущих зерен, необходимо перейти от их разновысотного выступания к одновысотному (условно), как это показано на рис. 1. Очевидно, чем больше величина Δ , тем будет больше режущих зерен и меньше параметр R_a . Увеличение величины Δ предполагает увеличение максимальной высоты выступания зерен $b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon)$. Перейти от разновысотного к условно одновысотному выступанию режущих зерен над уровнем связки можно притуплением режущих зерен, например, с помощью алмазного каран-

размерный коэффициент, учитывающий степень выступания зерен над уровнем связки круга, изменяется в пределах 0...1.

Наибольшее влияние на параметр k оказывает зернистость круга \bar{X} , которая входит в зависимость (1) во второй степени. Уменьшение величины $\bar{X} \rightarrow 0$ - основной путь увеличения поверхностной концентрации зерен k и уменьшения R_a , что хорошо согласуется с практикой шлифования и доводки материала.

Вторым по степени важности условием увеличения k является увеличение коэффициента $(1 - \varepsilon)$, то есть обеспечение увеличенного выступания вершин зерен над уровнем связки круга. Однако, как известно, вследствие разновысотного

даша. При взаимодействии алмазных зерен круга и карандаша при шлифовании происходит их хрупкое разрушение, что практически приводит к одновысотному выступанию вершин режущих зерен над уровнем связки.

С целью проверки эффективности данного технологического приема были проведены экспериментальные исследования круглого наружного продольного шлифования алмазным кругом на металлической связке 1А1 300х20х5 АС6 100/80 М1-01 4. В качестве обрабатываемой детали использовался инструмент (рейбер) из твердого сплава ВК8.

После установки алмазного круга на круглошлифовальный станок производилось вскрытие алмазоносного слоя круга и устранение биения с использованием электроэрозионной правки. Был применен источник постоянного тока (напряжение - $U = 36$ В, сила тока - $I = 0 \dots 100$ А), электродом служила стальная цилиндрическая заготовка, которая крепилась в центрах круглошлифовального станка и совершала вращательное и продольное движения.

Электроэрозионная правка производилась силой тока до 100А. Регулирование силы тока осуществлялось за счет поперечной подачи электрода. Время начального вскрытия алмазоносного слоя круга и устранения биения до уровня 0,01 мм составило приблизительно 20 минут.

Шлифование твердосплавного рейбера производилось без применения электроэрозионной правки (то есть при отключенном источнике технологического тока).

Опытами установлено, что шероховатость обработки при шлифовании вновь заправленным алмазным кругом составляет $R_a = 3,0$ мкм ($V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дем} = 15$ м/мин; $S_{np} = 5$ мм/об; $t = 0,05$ мм). Такое большое значение параметра R_a обусловлено тем, что шлифование производится алмазным кругом с "острым" режущим рельефом, сформированным в процессе электроэрозионной правки и характеризующимся значительной высотой выступания зерен над уровнем связки круга. Шлифование таким кругом обеспечивает высокопроизводительный съём обрабатываемого материала.

Необходимо отметить, что изменение параметров режима шлифования: $V_{дем}$, S_{np} , t не привело к заметному изменению параметра R_a .

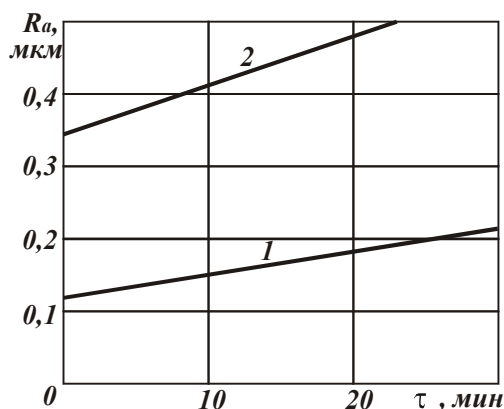


Рис. 2. Зависимость параметра R_a от времени шлифования τ сплошной (1) и прерывистой (2) поверхностей.

кромками обладает высокой размерной стойкостью. Это позволяет использовать его на чистовых операциях шлифования для обеспечения высоких показателей шероховатости и точности обработки, что открывает новые технологические возможности шлифования. По сути, одним алмазным кругом можно одновременно снимать относительно большие припуски с высокой производительностью и обеспечивать шероховатость поверхности на уровне операций чистовой обработки.

Заслуживает внимания тот факт, что добиться существенного уменьшения параметра шероховатости R_a нам удалось при круглом наружном шлифовании сплошной поверхности. При круглом наружном шлифовании прерывистой

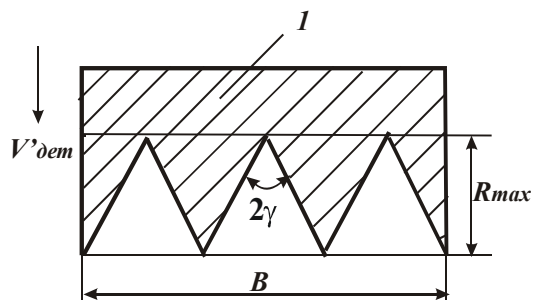


Рис. 3. Схема образования шероховатости поверхности: 1 – обрабатываемый материал.

поверхности (твердосплавной развертки) после притупления режущих кромок круга параметр шероховатости R_a уменьшился лишь до значения 0,35 мкм. Через 30 минут работы параметр R_a увеличился до значения 0,5...0,6 мкм (рис. 2). Это связано с ударным характером взаимодействия обрабатываемых ножей развертки с алмазным кругом и достаточно интенсивным восстановлением режущей способности круга, а так же с появлением в технологической системе вынужденных колебаний, обусловленных периодичностью контакта обрабатываемых ножей развертки с кругом.

С течением времени обработки кругом с притупленными режущими кромками параметр R_a несколько увеличивался (рис. 2), что связано с выпадением из связки круга притупленных зерен и подключением в работу новых зерен с острыми кромками. Режущий рельеф круга становился более развитым, что приводило к уменьшению величины Δ и соответственно к увеличению параметра шероховатости обработки R_a .

Опытами, проведенными в течении 30 минут шлифования, установлено, что алмазный круг с притупленными режущими кромками обладает высокой размерной стойкостью. Это позволяет использовать его на чистовых операциях шлифования для обеспечения высоких показателей шероховатости и точности обработки, что открывает новые технологические возможности шлифования. По сути, одним алмазным кругом можно одновременно снимать относительно большие припуски с высокой производительностью и обеспечивать шероховатость поверхности на уровне операций чистовой обработки.

Для оценки полученных экспериментальных результатов проведем теоретический анализ шероховатости обработки, используя методику расчета, приведенную в работе [2]. Рас-

смотрим расчетную схему (рис. 3), в которой режущие зерна вращающегося круга проецируются на диаметрально плоскость круга. Параметр шероховатости обработки R_{max} определим из условия:

$$2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max} \cdot n = B, \quad (2)$$

где $n = k \cdot B \cdot L$ - число зерен, участвующих в формировании шероховатости поверхности; k - поверхностная концентрация зерен, расположенных на круге, шт/м²; $L = V_{кр} \cdot \tau$ - длина участка круга, на котором расположено n зерен, м; $V_{кр}$ - скорость круга, м/с; τ - время, в течении которого n зерен проконтактировали с диаметральной плоскостью круга, с.

Разрешая зависимость (2) относительно параметра R_{max} , имеем

$$R_{max} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (3)$$

Если диаметрально плоскость круга перемещается со скоростью $V'_{дем}$ по нормали к кругу, то время τ выражается зависимостью

$$\tau = \frac{R_{max}}{V'_{дем}}. \quad (4)$$

Подставляя зависимость (4) в (3), после преобразований, получим:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{V'_{дем}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (5)$$

Данный расчет справедлив для одновысотного выступания вершин зерен над уровнем связки круга. Чтобы учесть разновысотное выступание вершин зерен над уровнем связки, необходимо поверхностную концентрацию вершин зерен k умножить на коэффициент R_{max}/b , где b - максимальная высота вершин зерен над уровнем связки круга, м. Тогда зависимость (5) примет вид

$$R_{max} = \sqrt[3]{\frac{V'_{дем} \cdot b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (6)$$

С учетом приведенных в работе [1] соотношений

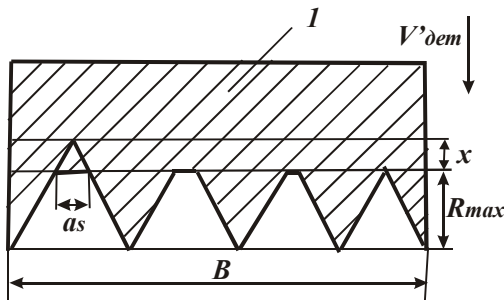
$$b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon), \quad (7)$$

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2} \quad (8)$$

(где \bar{X} - зернистость круга, м; m - объемная концентрация зерен круга; $(1 - \varepsilon)$ - коэффициент, определяющий степень выступания зерен над уровнем связки, изменяется в пределах 0...1), зависимость (6) опишется

$$R_{max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi \cdot V'_{дем}}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}. \quad (9)$$

Рис. 4. Схема образования шероховатости поверхности с учетом износа зерен круга: 1 - обрабатываемый материал.



на в связи с их разновысотным выступанием над уровнем связки круга изношены на разную величину, рис. 4. Наибольшую "площадку износа" длиной a имеет наиболее выступающее из связки зерно, а наименьшую - наименее выступающее из связки зерно, которое участвует в формировании шероховатости поверхности. Условие для определения параметра шероховатости R_{max} принимает вид:

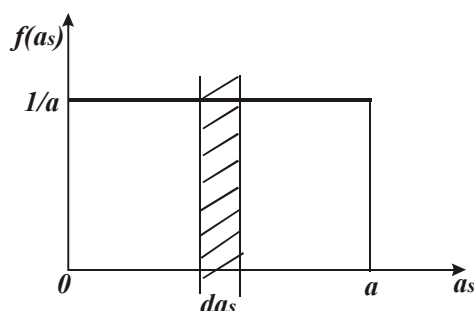
$$2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max} \cdot n + \sum a_S = B, \quad (10)$$

где $\sum a_S = \int_0^a a_S \cdot dn$ - сумма длин "площадок износа" всех работающих зерен; a_S - текущее значение длины "площадки износа" зерна; $dn = n \cdot f(a_S) \cdot da_S$; $f(a_S)$ - плотность распределения длин "площадок износа" зерен a_S .

Принимая равномерный закон распределения длин "площадок износа" зерен, функция $f(a_S)$ описывается (рис. 5):

$$f(a_S) = \frac{1}{a}. \quad (11)$$

Рис. 5. Вид функции $f(a_S)$.



Такой вид функции $f(a_S)$ обусловлен тем, что согласно тео-

рии вероятностей, площадь, ограниченная осями OX, OY и прямыми $f(a_S) = \frac{1}{a}$ и $a_S = a$, равна единице. После интегрирования сумма $\sum a_S$ определится:

$$\sum a_S = \int_0^a a_S \cdot \frac{n}{a} \cdot da_S = 0,5 \cdot a \cdot n. \quad (12)$$

Количество зерен n выражается зависимостью:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau, \quad (13)$$

где $k = k_0 \cdot \frac{(x + R_{max})}{b}$; $k_0 = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$; x - величина линейного износа наиболее выступающего из связки зерна ($x = \Delta$).

Подставляя зависимости (12) и (13) в условие (10), имеем

$$(x + R_{max}) \cdot (2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot R_{max} + 0,5 \cdot a) = \frac{b}{k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (14)$$

После преобразований с учетом $a = 2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot x$, получим

$$R_{max}^2 + \frac{3 \cdot x}{2} \cdot R_{max} + \left(\frac{x^2}{2} - \frac{b}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau} \right) = 0. \quad (15)$$

В результате получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины R_{max} . Его решение:

$$R_{max} = -\frac{3 \cdot x}{4} + \sqrt{\frac{x^2}{16} + \frac{b}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau}}. \quad (16)$$

Зависимость (16) может быть представлена в виде:

$$\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} = \frac{b}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau} \quad (17)$$

или после преобразований с учетом зависимостей (7), (8):

$$\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (18)$$

Используя зависимость (18), можно рассчитать параметр шероховатости обработки R_{max} для различных кинематических схем шлифования с учетом износа зерен круга.

Первоначально проведем анализ шероховатости обработки при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью $V'_{дем}$. Тогда время формирования шероховатости обработки выразится: $\tau = R_{max} / V'_{дем}$, зависимость (18) примет вид:

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дем}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}. \quad (19)$$

Принимая обозначение $\bar{R}_{max} = \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дем}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}$, имеем

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \bar{R}_{max}^3, \quad (20)$$

где \bar{R}_{max} - параметр шероховатости обработки, полученной без учета износа зерен.

Из зависимости (20) следует уменьшение параметра R_{max} с увеличением величины линейного износа зерна x . Расчетами установлено, например, что для $\bar{R}_{max} = 1$ мкм (соответственно $x = 0$) при $x = 4$ мкм параметр шероховатости обработки равен $R_{max} = 0,125$ мкм. Как видим, величина x оказывает существенное влияние на параметр R_{max} , то есть за счет увеличения величины x можно добиться значительного уменьшения параметра R_{max} , что имеет большое практическое значение.

Поскольку с увеличением x параметр R_{max} уменьшается и становится значительно меньше величины x , в левой части зависимости (19) можно пренебречь слагаемым R_{max} . Тогда зависимость упрощается и примет вид:

$$R_{max} = \frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{dem}}{3 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot x^2}. \quad (21)$$

Из зависимости (21) явно следует существенное влияние величины x на параметр R_{max} .

При плоском шлифовании время формирования шероховатости поверхности τ определяется зависимостью:

$$\tau = \frac{l}{V_{dem}}, \quad (22)$$

где l - длина отрезка на круге, определяющего параметр шероховатости R_{max} ; $l = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}}$; $D_{кр}$ - диаметр круга, м; V_{dem} - скорость детали, м/с.

Подставляя (22) в зависимость (18), получим

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{max}} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem}}{6 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}}. \quad (23)$$

Пренебрегая в левой части зависимости (23) слагаемым R_{max} (так как $x \gg R_{max}$), получим упрощенную зависимость для определения параметра R_{max} :

$$R_{max} = \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem}}{6 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{4}{x^4}. \quad (24)$$

В данном случае влияние условий шлифования на параметр R_{max} еще больше, чем в зависимости (21), полученной для шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга.

При шлифовании алмазным кругом алмазного карандаша износ алмазных зерен круга может происходить без образования на них "площадок износа", то есть режущая часть зерна будет сохранять свою начальную форму, например, форму конуса с углом при вершине 2γ . В этом случае режущие зерна будут выступать над уровнем связки круга приблизительно на одну и ту же высоту. Расчет параметра шероховатости обработки R_{max} при шлифовании по первой схеме будет состоять в том, что в зависимости (5) поверхностную концентрацию зерен k необходимо умножить не на коэффициент R_{max}/b , а на коэффициент $(R_{max} + x)/b$, где x - величина линейного износа наиболее выступающего из связки зерна ($x = \Delta$). Тогда зависимость (5) примет вид

$$R_{max}^2 \cdot (R_{max} + x) = \frac{b \cdot V'_{dem}}{2tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}. \quad (25)$$

При $x=0$ приходим к зависимости (5). При $x > R_{max}$ зависимость (25) упростится:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{b \cdot V'_{dem}}{2 \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot x}}, \quad (26)$$

а с учетом соотношений (7) и (8) примет окончательный вид

$$R_{max} = \sqrt{\frac{100\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{dem}}{3 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot x}}. \quad (27)$$

С увеличением величины x параметр шероховатости обработки R_{max} уменьшается, однако, с меньшей интенсивностью, чем в зависимости (21). Используя зависимость (9) преобразуем зависимость (26):

$$R_{max} = \sqrt{\frac{\bar{R}_{max}^3}{x}}, \quad (28)$$

где \bar{R}_{max} - значение параметра R_{max} для $x=0$.

Аналогичным образом установим зависимость для определения параметра R_{max} для плоского шлифования. Для этого исходную зависимость (3) представим в виде:

$$R_{max} = \frac{1}{2tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (29)$$

Время формирования шероховатости поверхности τ выразим зависимостью: $\tau = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}} / V_{dem}$, а поверхностную концентрацию зерен k умножим на коэффициент $(R_{max} + x)/b$. Тогда зависимость (29) выразится

$$R_{max}^{1,5} \cdot (R_{max} + x) = \frac{b \cdot V_{dem}}{4tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}}. \quad (30)$$

С учетом соотношений (7) и (8) зависимость (30) примет окончательный вид

$$R_{max} = \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot x}} \right)^{0,67} \quad (31)$$

В отличие от аналогичной зависимости (24), в зависимость (31) величина x входит в значительно меньшей степени. Преобразуем зависимость (31) с учетом параметра \bar{R}_{max} , определяющего шероховатость обработки для случая $x=0$:

$$R_{max} = \left(\frac{\bar{R}_{max}^{2,5}}{x} \right)^{0,67} \quad (32)$$

Подставляя в зависимости (24) и (31) экспериментальные значения x и R_{max} , можно оценить, какая из двух рассмотренных расчетных схем более достоверно отражает закономерности формирования шероховатости обработки.

Литература

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. проф. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Новиков Ф.В., Ткаченко В.П. Кинематика формообразования торцевой поверхности вращающегося кольца при шлифовании. – Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. – Труды 7-й Межд. научн. - техн. конф., 27-28 мая 2003 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2003. – С. 29-33.
3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

УДК 621.923.6

ВЛИЯНИЕ РЕВЕРСА АБРАЗИВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ НА ПОКАЗАТЕЛИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ

Якимов А.В., докт. техн. наук, Якимов А.А., канд. техн. наук, Дмитриева С.Ю.
(г. Одесса, Украина)

Influence of tools on parameters of process of grinding.

Традиционное одностороннее вращение абразивного инструмента не позволяет полностью использовать режущие свойства зерен.

Каждое абразивное зерно при упругом его закреплении в рабочей зоне, испытывая нагрузку, поворачивается вокруг мгновенного центра вращения на некоторый угол и изнашивается с образованием косых площадок износа (рис. 1,а).

В процессе шлифования увеличиваются площадки износа $a_i - b_i$, радиус закругления зерна и передний угол γ_i . С ростом угла γ увеличиваются силы, действующие на зерно, и работа трения. При достижении силы $F_i = F_{max}$ зерно вырывается из связки, хотя потенциальные возможности его полностью не использованы. Для

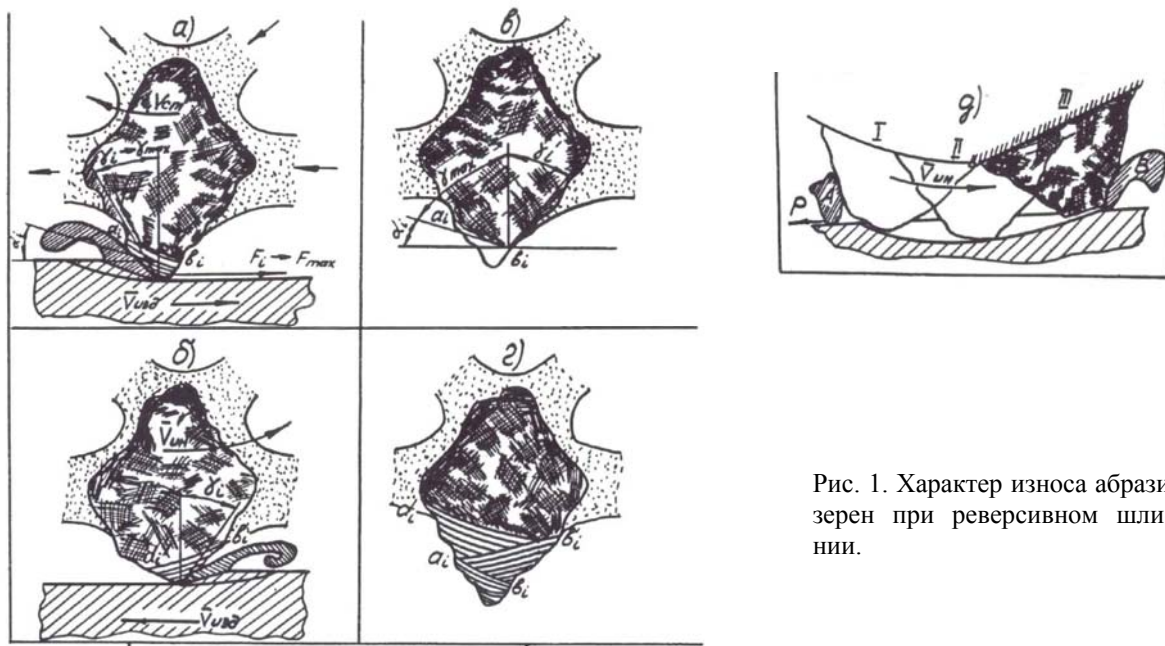


Рис. 1. Характер износа абразивных зерен при реверсивном шлифовании.

восстановления режущей способности шлифовальных инструментов производится правка круга. При одностороннем вращении шлифовального круга образование площадок износа на абразивных зернах считается нежелательным явлением.

При реверсировании вращения инструмента объем абразивного зерна используется более полно (рис. 1,г). Происходит не только обновление режущих граней зерна с разных сторон, но и его очистка от налипшей стружки. Налипшая на зерно стружка А (рис.1,д) при реверсировании вращения круга под действием силы трения P отрывается от зерна и удаляется из зоны резания.

Для оценки режущей способности абразивных инструментов и экономичности процесса шлифования с применением реверса производилось экспериментальное исследование.

Абразивными кругами 24A40CM26K5 (сплошными и прерывистыми $l_1 = 40$ мм, $l_2 = 15$ мм) и абразивной лентой СТЭБ40 шлифовали сталь X12M HRC 60–62 в течении 10 минут. После 10 минутного периода работы производилось реверсирование вращения инструментов.

Влияние реверса на процесс шлифования оценивалось по изменению во времени мощности, затрачиваемой на резание, температуры шлифования и удельной тангенциальной составляющей силы резания F_z (кг/мм).

В табл. 1 представлено изменение удельной тангенциальной силы резания F_z (кг/мм) при шлифовании сплошным, прерывистым кругами и лентой.

Таблица 1.

Инструмент	После правки алмазным карандашом		Правка за счет реверса	
	5 минут работы	20 минут работы	5(25) мин. Работы	20(40) мин. работы
сплошной круг	0,55	0,75	0,57	0,78
прерывистый круг	0,45	0,57	0,48	0,55
бесконечная лента	0,35	0,43	0,35	0,46

Из приведенных в табл. 1 данных следует: силы резания после реверсирования движения инструмента равны силам резания при шлифовании острым инструментом. Затупленный инструмент после реверсирования движения полностью очищается от засаливания. Реверсирование восстанавливает режущую способность инструмента.

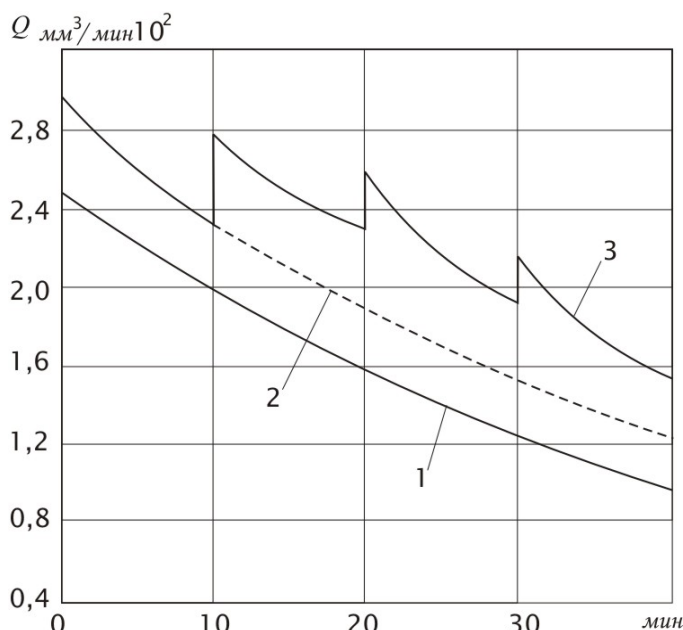


Рис. 2. Зависимость минутного съема металла от времени шлифования стали X12M /HRC 59-60/ при одно /кривые 1,2/ и двустороннем вращении ленты: 1- сплошная; 2,3 - прерывистая ($l_1=20$ мм, $l_2=8$ мм, $\alpha_a=90^\circ$).

Из рисунка видно, что реверсирование движения лент восстанавливает их режущую способность до определенного предела. В работе [5] установлено, что реверсирование движения абразивных лент уменьшает температуру в зоне резания и мощность, затрачиваемую на резание.

На рис.3 представлена столбчатая диаграмма, на которой показано влияние реверса при шлифовании сплошными и прерывистыми лентами.

На рис. 2 представлена зависимость минутного съема металла от времени шлифования стали X12M абразивной лентой СТЭБ40 2700×60 мм. Режим шлифования: $V_d = 28$ м/с; $V_{cm} = 8,5$ м/мин, лимбовая подача на глубину $t_n = 0,003$ мм на ход стола.

По мере увеличения продолжительности шлифования минутный съем металла уменьшается. Режущая способность прерывистой ленты (кривая 2) на 10–15 % выше чем у сплошной (кривая 1).

Изменение направления движения ленты (реверс) на первых же проходах очищает инструмент от частичек налипшего металла.

Режущая способность прерывистой ленты после десятиминутного периода работы уменьшается с $2,82 \cdot 10^2$ мм³/мин до $2,38 \cdot 10^2$ мм³/мин. Реверсирование движения увеличило режущую способность ленты до $2,8 \cdot 10^2$ мм³/мин.

Пилообразный характер изменения режущей способности лент свидетельствует об удалении с режущих зерен налипших частичек металла и других продуктов шлифования.

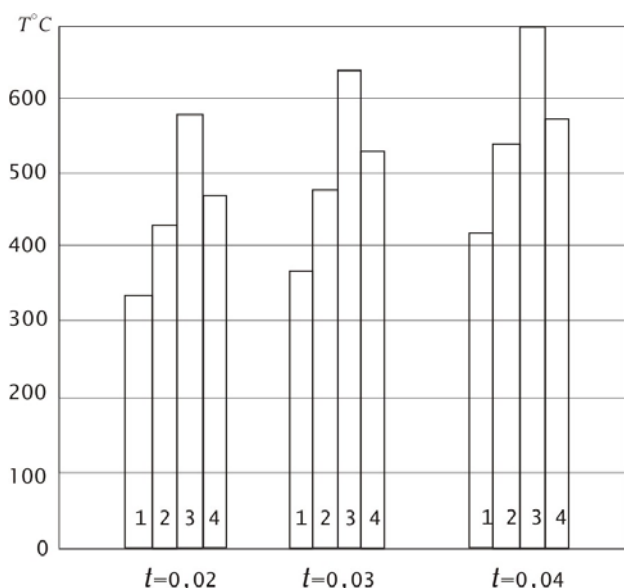


Рис. 3. Диаграмма изменения температуры в зоне шлифования: сплошной лентой (столбики 3, 4); прерывистой лентой ($l_1=20$ мм; $l_2=7$ мм) столбики 1, 2; с реверсом – столбики 1, 4.

При шлифовании прерывистой лентой ($l_1=20$ мм; $l_2=7$ мм) температура в зоне контакта уменьшается на 28% (столбики 2, 3). Реверсирование лент обеспечивает дополнительное снижение температуры при прерывистом шлифовании на 19% (столбики 1, 2) и при шлифовании простой лентой на 22% (столбики 3, 4).

При увеличении глубины шлифования наблюдается увеличение температуры, но степень понижения температуры при прерывистом и реверсном шлифовании сохраняется на уровне 18–20%.

Приведенные результаты показывают, что реверсирование движения инструментов рационально применять для тех видов инструментов, для которых отсутствуют надежные методы правки (алмазные, эльборовые круги и ленты).

Шлифование с реверсированием вращения инструмента, как известно из работ [2, 3, 4, 5] и наших исследований, имеет большие потенциальные возможности, особенно на инструментах с однослойным покрытием зерен (инструменты на гибкой основе – ленты). Однако, из-за отсутствия исследований процесса шлифования с реверсом и отсутствия практических рекомендаций по приме-

нению этого метода, данный процесс обработки не нашел широкого применения на заводах.

Литература

1. Якимов А.В., Паньков Л.А. Анализ производительности операций ленточного шлифования высокопрочных сталей. Информационный листок № 462-71 ЗУ ЦНТИ УДК 621.929.024:658,511. Пермь. – 1971.
2. Якимов А.В., Паньков Л.А., Калинин В.В. Особенности ленточного шлифования высокопрочных сталей. Тезисы докладов конференции по прогрессивным методам абразивно-алмазной обработки. Москва. – 1971.
3. Грисенко Б.В., Якимов А.В. Применение абразивных лент с прерывистой поверхностью. Информ. листок №522-75 ЗУЦНТИ. Пермь. – 1975.
4. Грисенко Е.В., Якимов А.В. Повышение эффективности ленточного шлифования. – Вестник машиностроения, –1976. №5.
5. Грисенко Е.В., Якимов А.В. Особенности реверсивного шлифования закаленных легированных сталей сплошными и прерывистыми лентами. –Межвузовский сб. науч. трудов №184. Пермь. – 1976. С.15-18.

УДК 621.923.6

СВЯЗЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ НАСЛЕДСТВЕННОСТИ С НЕРАВНОМЕРНОСТЬЮ СНИМАЕМОГО ПРИПУСКА НА ОПЕРАЦИИ ЗУБОШЛИФОВАНИЯ

Якимов А.А., канд. техн. наук, Якимова О.А., Дмитриева С.Ю.

(г. Одесса, Украина)

The results of researches of grinding of gear wheels are given.

Технология изготовления зубчатых колес включает ряд взаимосвязанных этапов обработки. Тяжелонагруженные зубчатые колеса изготавливаются из заготовок (штамповок), которые подвергаются по ходу технологического процесса сложной химико-термической обработке, включающей: нормализацию, цементацию, закалку, отпуск и обработку холодом.

Для улучшения обрабатываемости и уменьшения величины остаточных напряжений применяют нормализацию. После нарезания зубчатого венца производится цементация с последующей закалкой. Для снятия напряжений производится отпуск. От воздействия на заготовку многократных высокотемпературных нагревов и резких охлаждений зубчатый венец под воздействием термомеханических напряжений деформируется. Кроме того, нагрев металла до высоких температур вызывает выгорание химических элементов с боковых поверхностей зубьев.

Деформация зубчатого венца вызывает неравномерный сьем припуска на операции зубошлифования. Для установления влияния наследственности этапов обработки зубчатого венца на формирование точности параметров колеса проводилось специальное исследование. Численные значения показателей, характеризующих технологическую наследственность при формировании точности зубчатых колес ($m=3$ мм, $Z=49$, $\beta=20^\circ 21'$, $B=36$ мм, сталь 12Х2Н4А), приведены в таблице 1.

Таблица 1

Показатели параметров точности	Этапы обработки	Изменение показателей точности, мкм	σ мкм	Степень точности
1	2	3	4	5
Радиальное биение F_{rr}	Зубофрезерование	17–75	14,9	9
	цементация	20–86	18,7	10
	закалка	37–97	16,0	10
	восстановление баз	33–116	23,9	11
Колебание длины общей нормали V_{wr}	Зубофрезерование	5–30	7,1	7
	цементация	10–35	6,3	7
	закалка	20–55	9,0	9
Накопленная погрешность шага F_{pr}	Зубофрезерование	16–116	19,8	9
	цементация	20–105	25,8	9
	закалка	32–119	22,3	9
	восстановление баз	37–163	35,2	10
Погрешность направления зуба $F_{\beta r}$	Зубофрезерование	19–51	8,2	10
	цементация	30–80	13,2	10
	закалка	32–97	19,8	11
	восстановление баз	28–146	36,8	12

Из анализа данных, приведенных в табл.1, видно, что после зубофрезерования точность колес по параметрам F_{pr} , F_{rr} находится в пределах 9 степени точности, а по параметру $F_{\beta r}$ в пределах 10 степени точности. После цементации и закалки погрешность направления зуба $F_{\beta r}$ снижается до 11 степени, а после восстановления баз снижается до 12 степени точности.

Припуск на операцию зубошлифования должен компенсировать неточность предшествующей обработки Z_c , погрешность, связанную с наладкой станка Z_b и толщину дефектного слоя Z_q , включающую высоту шероховатости от предшествующей обработки, окалину и обезуглероженный слой от химико-термической обработки. Для компенсации указанных погрешностей технологи вынуждены увеличивать припуски.

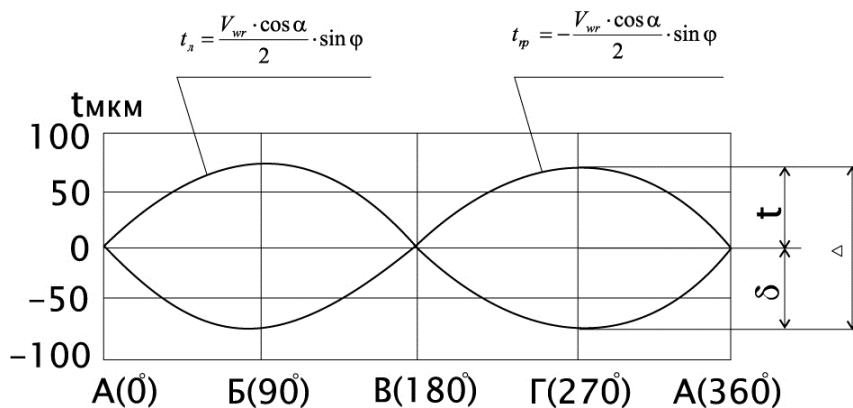


Рис.1.Кривые изменения толщины слоев, срезаемых с зубьев колеса, имеющего кинематический эксцентриситет $V_{wr}/2 = 0,07$ мм.

леса F_{rr} , а тангенциальная – при контроле колебания длины общей нормали V_{wr} .

Если радиальное биение зубчатого венца отсутствует $F_{rr} = 0$, а погрешность возникает только от смещения зубчатого венца в тангенциальном направлении V_{wr} , то максимальная погрешность будет возникать на зубьях колеса, соответствующих его повороту на угол 90° .

Толщина слоя срезаемого с боковых поверхностей зубьев, при наличии только кинематического эксцентриситета определяется из выражений

$$t_a = \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi,$$

$$t_{np} = -\frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi. \quad (1)$$

На рис.1 представлены кривые изменения толщины слоев, срезаемых с зубьев колеса, в зависимости от угла его поворота.

На операцию зубошлифования возлагается несвойственная ей задача: при окончательном формировании точности зубчатого колеса исправить все имеющиеся наследственные технологические погрешности.

Суммарная погрешность зубчатого колеса включает радиальный (геометрический эксцентриситет) и тангенциальный (кинематический эксцентриситет). Радиальная составляющая погрешности выявляется при контроле радиального биения зубчатого ко-

Наладка круга произведена по впадине A . Из кривых видно, что при шлифовании зубьев, расположенных в секторе AB , припуск удаляется с левых боковых поверхностей зубьев.

При шлифовании зубьев, расположенных в секторе BA , наблюдается обратная картина: между левыми боковыми поверхностями зубьев и кругом образуется зазор.

Если зубчатое колесо имеет одновременно радиальное биение F_{rr} и колебание длины общей нормали V_{wr} , то характер изменения толщин слоев, снимаемых с боковых поверхностей зубьев, будет иметь более сложную закономерность.

Анализ различных сочетаний сдвига по фазе геометрического и кинематического эксцентриситетов позволил вывести уравнения для расчета толщин слоев, срезаемых с боковых поверхностей зубьев. Например, при совпадении по фазе кинематического и геометрического эксцентриситетов, формулы для расчета толщин срезаемых слоев имеют вид:

$$t_n = \frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) + \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi,$$

$$t_{np} = -\frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) + \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi. \quad (2)$$

При смещении кинематического и геометрического эксцентриситетов на угол $\varphi = 45^\circ$ расчетные формулы имеют вид

$$t_n = \frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) + \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} [\sin(\varphi + 45^\circ) - \sin 45^\circ],$$

$$t_{np} = -\frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) - \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} [\sin(\varphi + 45^\circ) - \sin 45^\circ]. \quad (3)$$

При смещении кинематического и геометрического эксцентриситетов по фазе на $\varphi = 90^\circ$; $\varphi = 135^\circ$ расчетные формулы имеют вид:

1. При $\varphi = 90^\circ$

$$t_n = \frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) - \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} (1 - \cos \varphi),$$

$$t_{np} = -\frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) + \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} (1 - \cos \varphi).$$

2. $\varphi = 135^\circ$

$$t_n = \frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) - \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} [\sin(\varphi - 45^\circ) + \sin 45^\circ],$$

$$t_{np} = -\frac{l_o \cos \alpha}{2} \sin \varphi - \frac{l_o \sin \alpha}{2} (1 - \cos \varphi) + \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} [\sin(\varphi - 45^\circ) + \sin 45^\circ].$$

Кривые изменения толщин слоев, срезаемых с боковых поверхностей зубьев при смещении по фазе кинематического и геометрического эксцентриситетов на 45° показаны на рис.2. Настройка станка произведена по

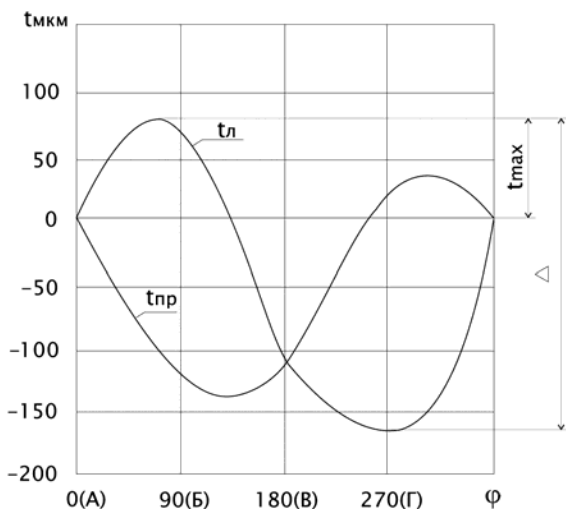


Рис.2. Изменение толщины срезаемых слоев на различных зубьях колеса при смещении по фазе кинематического и геометрического эксцентриситетов на $\varphi=45^\circ$.

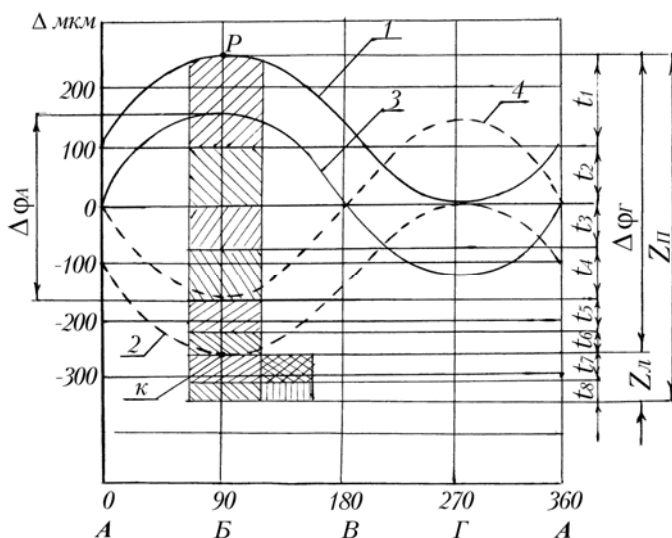


Рис. 3. Распределение припуска на боковых поверхностях зубьев на операции зубошлифования.

впадине “А”, ($V_{wr}/2 = 0,07$ мм; F_{rr} мм).

Если настройку станка произвести по впадине “Б” (при смещении эксцентриситетов по фазе на угол 45°), то формулы для расчета толщин срезаемых слоев с боковых поверхностей зубьев будут иметь вид

$$t_n = \frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} (\sin \varphi - 1) + \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} \cos \varphi + \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} [\sin(\varphi + 45^\circ) - \sin 45^\circ],$$

$$t_{np} = -\frac{F_{rr} \cos \alpha}{2} (\sin \varphi - 1) + \frac{F_{rr} \sin \alpha}{2} \cos \varphi - \frac{V_{wr} \cos \alpha}{2} [\sin(\varphi + 45^\circ) - \sin 45^\circ]. \quad (4)$$

На рис.3 представлены кривые изменения толщин слоев, срезаемых при шлифовании зубчатого колеса, имеющего величину радиального биения $F_{rr} = 0,2$ мм и кинематический эксцентриситет $V_{wr}/2 = 0,07$ мм, при настройке круга по впадине “Г”.

На правом профиле зубчатого венца глубина врезания круга в зуб составляет 250 мкм.

Контурная кривая 1 показывает характер изменения суммарной погрешности правых эвольвентных профилей зубьев колеса, а штриховая 2 – левых профилей. Чтобы устранить черновины на всех зубьях необходимо удалить с боковой поверхности зуба “Р” припуск 500 мкм.

С боковой поверхности правого профиля зубьев, расположенных в области точки “К”, суммарный слой будет равен

$$\Delta \varphi_{max} \cdot \cos 20^\circ = 500 \cdot 0,9397 = 469,85 \text{ мкм},$$

а с боковой поверхности левого профиля зуба в области точки “К” произойдет только касание круга.

В данном положении будут устранены черновины. За 6 проходов дефектный слой будет удален со всех зубьев, кроме зубьев находящихся вблизи точки “К”. Для удаления дефектного слоя на этих зубьях требуется предусмотреть два дополнительных прохода.

Из рис. 3 видно, что если станок настроить по впадине “Г”, то на некоторых зубьях будут удаляться припуски, которые неизбежно вызовут появление шлифовочных дефектов (прижогов и трещин). Для стабилизации качественных показателей зубчатых колес надо найти способ равномерного распределения припуска при зубошлифовании. Иными словами, надо найти такую впадину для ориентации зубчатого колеса относительно инструмента, которая сведет к минимуму колебания припусков на операции зубошлифовании. Для рассматриваемого случая впадина “А” является оптимальной. Для оптимального распределения припуска разработан специальный способ наладки зубошлифовального станка [1].

Способ наладки позволяет найти впадину для ориентации зубчатого колеса относительно исходной режущей рейки инструмента.

На рис.4 показана последовательность наладки зубошлифовального станка:

1. Вне станка определяется впадина, находящаяся на минимальном расстоянии от центра вращения зубчатого колеса.

2. Колесо на оправке устанавливается в центрах станка. Круг подводится до касания с боковыми поверхностями зубьев, минимально удаленными от центра зубчатого колеса. По нониусу станка регистрируется первоначальное положение оси круга δ''_1 .

3. Круг выводится из впадины зубчатого колеса и осуществляется поворот колеса на 90° в любую сторону с помощью делительного механизма. После этого круг вводится во впадину до касания с боковыми поверхностями зубьев. Из-за наличия погрешностей шлифовальный круг будет соприкасаться только с одной из сторон впадины, а между другой стороной впадины и кругом образуется зазор δ'_1 . По нониусу станка фиксируется положение оси шлифовального круга δ''_1 .

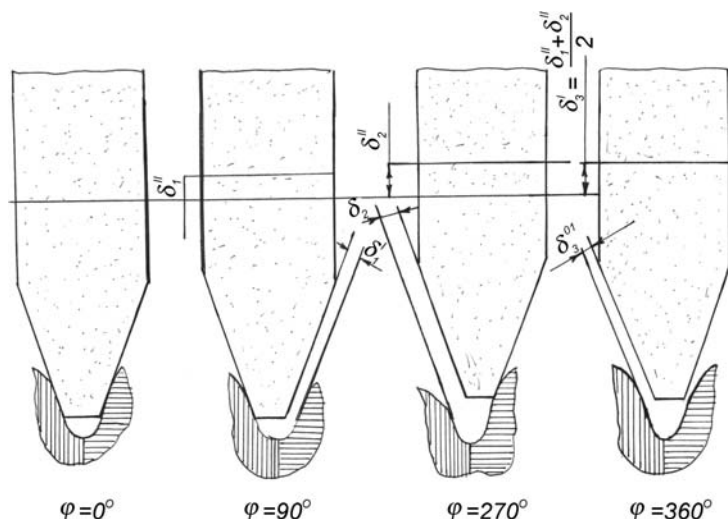


Рис.4. Последовательность наладки станка.

4. Шлифовальный круг снова отводится от впадины зубчатого колеса и производится поворот колеса вокруг своей оси на угол 180° . После этого шлифовальный круг снова вводится до касания с боковой поверхностью впадины зубчатого колеса. По нониусу фиксируется положение круга и определяется зазор δ'_2 и рассчитывается величина смещения ее к первоначальному положению (рис. 4).

5. Шлифовальный круг подводится до касания с боковыми поверхностями минимально удаленной впадины и отводится от зубчатого колеса на величину

$$\delta_3'' = \frac{\delta_1'' + \delta_2''}{2}.$$

После настройки шлифовального круга по указанному алгоритму осуществляется первый проход. Характер изменения толщин срезаемых слоев после выравнивания припуска показаны кривыми 3 и 4 на рис.3.

Шлифование зубчатых колес осуществляется с такими глубинами t_j , при которых глубина дефектного слоя должна быть меньше припуска, оставшегося под последующую обработку [2].

$$t_j = \frac{\left(Z - \sum_{i=1}^{n-1} t_i \right) + t_o \operatorname{tg} \alpha}{1 + \operatorname{tg} \alpha},$$

где t_o – глубина шлифования, при которой начинается появляться дефектный слой;

α – угол наклона прямой зависимости глубины дефектного слоя δ_o от глубины шлифования $\delta_o = f(t)$ [3].

При шлифовании зубчатых колес из стали 12Х2Н4А на станке 5851 с нулевой исходной режущей рейкой $t_o = 0,012$ мм, $\operatorname{tg} \alpha = 1,4$, а при шлифовании с 15° исходной режущей рейкой $t_o = 0,08$ мм, $\operatorname{tg} \alpha = 2,18$.

При шлифовании зубчатых колес на станках 5831 (НАЙЛС) $t_o = 0,05$ мм, $\operatorname{tg} \alpha = 2,78$.

Проведенный анализ показал, что в процессе изготовления зубчатых колес в материале происходят сложные термомеханические процессы, протекающие в условиях многократного воздействия температурных полей. Под воздействием термических напряжений зубчатый венец колеса деформируется. Деформация зубчатого венца вызывает непредсказуемые колебания припуска на боковых поверхностях зубьев.

Представленные в статье уравнения для расчета глубин срезаемых слоев и рекомендации по распределению припуска позволяют за счет уменьшения общего припуска на операцию зубошлифования и более равномерного его распределения по проходам увеличить производительность и повысить качество поверхностного слоя.

Литература

1. Якимов А.А. Основы теории обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при прерывистом шлифовании зубчатых колес. Одесса.: ОГПУ, 1997. – 212 с.
2. Якимов А.В. и др. Технология машиностроения: Учебник /А.В. Якимов, А.А. Якимов, В.П. Ларшин, В.И. Свирщев/ – ПГТУ, Пермь, 2002. – 563с.
3. Генкин М.Д., Рыжов Н.М. Повышение надежности зубчатых передач. М. – Машиностроение, 1981. – 232с.

УДК 621.924.4

ПРИМЕНЕНИЕ СИСТЕМОТЕХНИКИ IBM PC ДЛЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ДИАГНОСТИКИ ПРОЦЕССА РЕЗЬБОШЛИФОВАНИЯ

Ларшин В.П., докт. техн. наук, проф., Лищенко Н.В.

(г.Одесса, Украина)

New conception for creating of grinding process computer diagnostic system according to temperature criterion is examined.

Качество поверхностного слоя резьбы ходовых винтов передач «винт-гайка качения» формируется на резьбошлифовальных операциях. Известно, что физико-механическое состояние поверхностного слоя резьбы ходовых винтов определяется теплонапряженностью процесса резьбошлифования, которая часто приводит к появлению шлифовочных прижогов и трещин. Указанные шлифовочные дефекты оказывают отрицательное влияние на эксплуатационные свойства деталей машин и приборов. Например, известно, что изменение твердости поверхности с 60 до 50 HRC приводит к снижению контактной прочности в два раза.

В связи с необходимостью непрерывного улучшения качества ответственных деталей машин в современном машиностроении широкое распространение получили компьютерные технологии. Например, появилось новое направление - CALS- технологии (Continuous Acquisition and Life cycle Support- непрерывная информационная поддержка жизненного цикла изделия). Сущность этого направления заключается в сборе информации по всем этапам жизненного цикла изделия (конструирование, технологическая подготовка производства, производство и эксплуатация) [1]. Наибольшей сложностью по сбору информации отличается этап производства. Поэтому очень часто информация, характеризующая этот этап, полностью отсутствует. Известно, что эффективным средством информационной поддержки этого этапа являются системы сбора данных [2], которые в настоящее время изготавливают на основе компьютеров, в частности на основе IBM совместимых PC (далее IBM PC).

Известно, что развитие современных систем ЧПУ осуществляется на основе так называемой открытой архитектуры, как по аппаратному (hardware) так и программному (software) обеспечению этих систем. Например, новое поколение станков с ЧПУ основано на системотехнике IBM PC и строится по принципу открытой архитектуры. Такой подход обеспечивает независимость пользователя от производителя систем ЧПУ (СЧПУ) и позволяет существенно увеличить рабочие подачи и скорость резания при высокой точности движения режущей кромки инструмента по заданному контуру. Кроме того, появляются новые технологические возможности обеспечения качества деталей на основе встроенных компьютерных систем технологической диагностики.

Применительно к операциям шлифования становится возможной диагностика технологической системы по температурному критерию в зоне резания или по температурным деформациям обрабатываемой детали. Другими словами, открытая архитектура СЧПУ позволяет производить как диагностику самого станка, так и диагностику (и обработку) технологических процессов с одновременной их оптимизацией. При этом для эффективного управления и диагностики используются контуры тока и скорости, которые в десятки раз быстрее контура положения.

Для применения компьютерных технологий на этапе изготовления (обработка, сборка) машин нужны новые концепции компьютеризации технологических систем. Предлагается следующая концепция построения систем диагностики для процессов резания: каждый технологический переход операции характеризует определенное состояние технологической системы, т.е. сколько технологических переходов, столько и состояний технологической системы. Каждое из указанных состояний характеризуется своими технологическими показателями или одним и тем же показателем, величина которого нормируется индивидуально для каждого состояния технологической системы. Например, таким технологическим показателем, может быть температура шлифования, которую определяют экспериментально или расчетным путем. На предварительных переходах резбошлифования допустимая величина температуры может быть выше, чем на остальных (завершающих) переходах, т.к. на предварительных переходах оставшийся на обработку припуск превышает одноименный параметр на завершающих переходах шлифования. В этом смысле можно говорить о двухмерном подходе к диагностике: одна мера – это состояние технологической системы, определяемое местом технологического перехода в операции; вторая мера – это регламентируемые нормы на технологические показатели качества поверхностного слоя, например, нормы на температуру шлифования.

Предложены следующие технические решения, которые применяются при разработке математического обеспечения системы компьютерной диагностики процесса резбошлифования.

1. Основой системы диагностики является математическая модель процесса шлифования. Из всего многообразие существующих уравнений математических моделей выбрано одномерное уравнение температурного поля. В наших исследованиях установлено, что результаты расчета температуры шлифования по одно- и двумерным уравнениям отличаются не более чем на 5-10 %. Предложено корректировать уравнение математической модели при работе системы диагностики процесса. Это позволяет обеспечить адекватность модели и процесса.

2. Особенностью процесса резбошлифования является необходимость учета радиуса профиля резьбы. Однако, по исследованию температурного поля при шлифовании резьбы полукруглого профиля имеется ограниченное количество работ, в которых учитывается радиус профиля резьбы. Использовано одномерное решение дифференциального уравнения теплопроводности при граничных условиях второго рода на цилиндре. Оно позволяет определить температуру шлифования по глубине поверхностного слоя с учетом радиуса профиля резьбы [3].

3. Особенностью распределения температуры по профилю резьбы является ее неравномерность. Разработан метод определения плотности теплового потока на разных участках профиля круга [4]. Метод заключается в определении отношения приращения измеренной мощности шлифования к приращению вычисленной площади пятна контакта на участке врезания профильного круга в заготовку (в начале технологического перехода). Данный метод определения плотности теплового потока может быть использован при разработке компьютерной системы диагностики процесса резбошлифования.

4. Известно, что ни одна математическая модель не позволяет учесть все многообразие факторов процесса. Поэтому математические модели чаще всего применяются для объяснения сложных явлений, а не для управления ими в реальном времени. Предложено использовать математическую модель температурного поля для управления процессом резбошлифования с использованием циклов коррекции уравнения математической модели. Например, при работе системы диагностики в режиме обучения фиксируют момент появления дефектного слоя. В этот момент путем преобразования уравнения математической модели определяют, например, фактический коэффициент теплового потока и дальнейшее прогнозирование глубины дефектного слоя осуществляется по скорректированной зависимости температуры шлифования от режимов обработки (при найденном значении коэффициента теплового потока).

Так как для работы системы диагностики необходима соответствующая программная поддержка (MathCAD, MathLAB, Excell и другие программные продукты), следовательно, для такой системы диагностики нужен компьютер типа IBM PC, работающий с операционной системой Windows. Рассматривая объект автоматизации (технологическая система резбошлифования) как одно из периферийных устройств IBM PC, можно прийти к выводу о необходимости разработки аппаратного и программного интерфейса применительно к этому объекту (рисунку). Точно так же поступают, например, при подключении к IBM PC любого другого стандартного внешнего устройства (принтера, сканера, монитора и т.п.). Аппаратная часть этого интерфейса (hardware) представляет из себя устройство ввода-вывода (УВВ) данных двух типов: измерительная информация с аналоговых и цифровых датчиков (датчики мощности резания, датчики режимных параметров шлифования и т.п.) и информация с дискретных датчиков, характеризующих состояние технологической системы резбошлифования во время выполнения рабочего цикла обработки. В первом случае измерительная информация характеризует параметры, имеющие непрерывно изменяющийся уровень сигналов, который передается n -разрядным двоичным кодом (например, $n=16$). Во втором случае данные передаются одноразрядным ($n=1$) двоичным кодом.

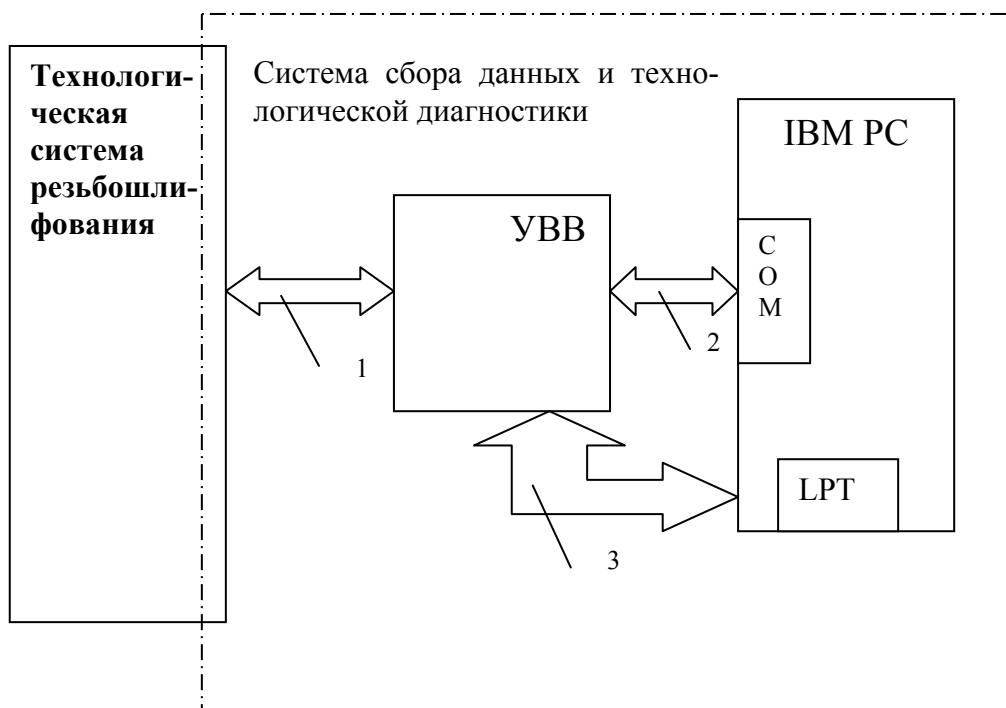


Рисунок. Структурная схема компьютерной системы сбора данных и технологической диагностики: COM, LPT- последовательный и параллельный порты IBM PC; 1, 2 –каналы передачи измерительной информации; 3- канал передачи информации с дискретных датчиков (управляющие сигналы).

Если использовать принятую терминологию в системотехнике IBM PC, то указанное УВВ может быть названо также такими терминами как контроллер, адаптер, карта.

Взаимодействие IBM PC с УВВ и технологической системой резбошлифования осуществляется на основе программного обеспечения (программного интерфейса), которое разрабатывается применительно к конкретной структуре УВВ на языках программирования, работающих в операционной системе IBM PC (DOS, Windows). Кроме того, возможно использование языка программирования типа Ассемблер.

Таким образом, в работе обоснована система технологической диагностики процесса резбошлифования по температурному критерию, совмещенная с компьютерной системой сбора данных о процессе и выполненная на основе системотехники IBM PC. Применение разработанной компьютерной системы диагностики позволяет качественный (т.е. не количественный) показатель теплонапряженности процесса резбошлифования характеризовать количественной технологической оценкой, которая фиксируется в системе сбора данных наряду с другими параметрами, характеризующими, например, режимы резбошлифования.

Литература

1. CALS (Continuous Acquisition and Life cycle Support- непрерывная информационная поддержка жизненного цикла продукции) в авиастроении / Научн.ред. А.Г.Братухин.— М.: Изд-во МАИ, 2002.— 676 с.
2. Ларшин В.П., Ткаченко Б.О. Диагностика технологической операции финишного резбошлифования на основе микроЭВМ. // Вестник машиностроения. — 1992. — № 3. — С. 58-61.
3. Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Разработка математического обеспечения для системы компьютерной диагностики процесса резбошлифования // Збірник наукових праць Кіровоград. держ. техн. ун-ту.— Кіровоград, 2003.— Вип.. 12.— С. 113-119.
4. Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Исследование плотности теплового потока в зоне контакта при профильном шлифовании // Тр. 7-й междунар. научн.-техн. конф.— Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003.— С. 38-42.

УДК 621.767(075.8)

АВТОМАТИЗАЦИЯ РАСЧЕТОВ ТОЧНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА СТАДИИ МАРШРУТНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Худобин Л.В., докт. техн. наук, проф., Белов М.А., канд. техн. наук, доц., Ермолаева И.Н.
(г. Ульяновск, Россия)

Method of automatic calculation of precision technological of processes at the route planning is worked out. There are initial systematization and algorithmization of calculation of setting error and machining error in the whole.

Вопросы расчетов точности технологических операций и процессов механической обработки заготовок занимают важнейшее место среди задач, решаемых на стадии проектирования технологических процессов (ТП)

изготовления деталей. Постоянное повышение требований к точности деталей машин и приборов, переход к изготовлению прецизионных деталей с микронными допусками на размеры делает задачи расчета точности еще более актуальными.

В настоящей работе предлагается решение задачи автоматизации расчетов точности ТП на стадии маршрутного проектирования. При этом отличительная особенность предлагаемой методики заключается в том, что расчет проводится лишь для наиболее ответственных размеров, которые имеют наиболее высокие точностные характеристики в соответствии со служебным назначением детали. Кроме того, процедура кодирования исходной информации закладывается в саму программу путем введения пользователем ЭВМ информации о конструкции заготовки и детали, материале заготовки, условиях обработки и т.п. в диалоговом режиме. При решении такой многовариантной задачи с использованием известного пакета «Ракурс» возникают определенные трудности, связанные с тем, что предварительное кодирование исходной информации перед ее вводом в ЭВМ – достаточно трудоемкая процедура, требующая к тому же вспомогательных материалов для расшифровки кодовых знаков. Если при кодировании или вводе исходной информации допущена какая-либо ошибка, необходима проверка, требующая дополнительных затрат времени.

Процедура ввода исходной информации предполагает определение возможных вариантов схем базирования заготовок, что является одним из важнейших и наиболее сложных этапов разработки маршрутных ТП изготовления деталей. Выполнение этой задачи в автоматизированном режиме особенно затруднительно в силу ее недостаточной формализации и значительного числа возможных формируемых решений. В настоящее время практически отсутствуют примеры реализации системы автоматизированного проектирования ТП, в которых

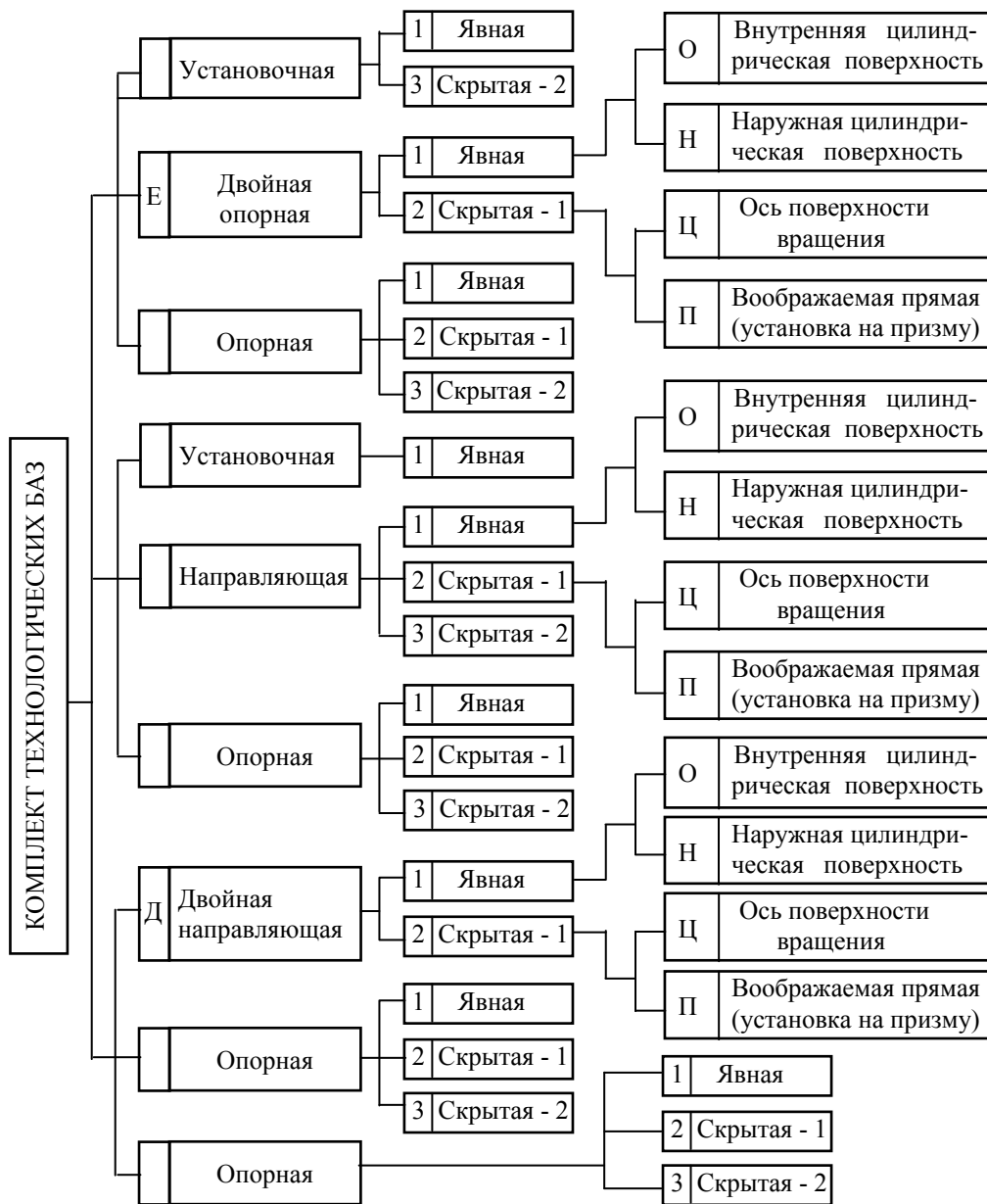


Рис. 1. Типовые комплекты технологических баз при установке заготовок: скрытая – 1, 2 – скрытая база соответственно 1-го и 2-го вида

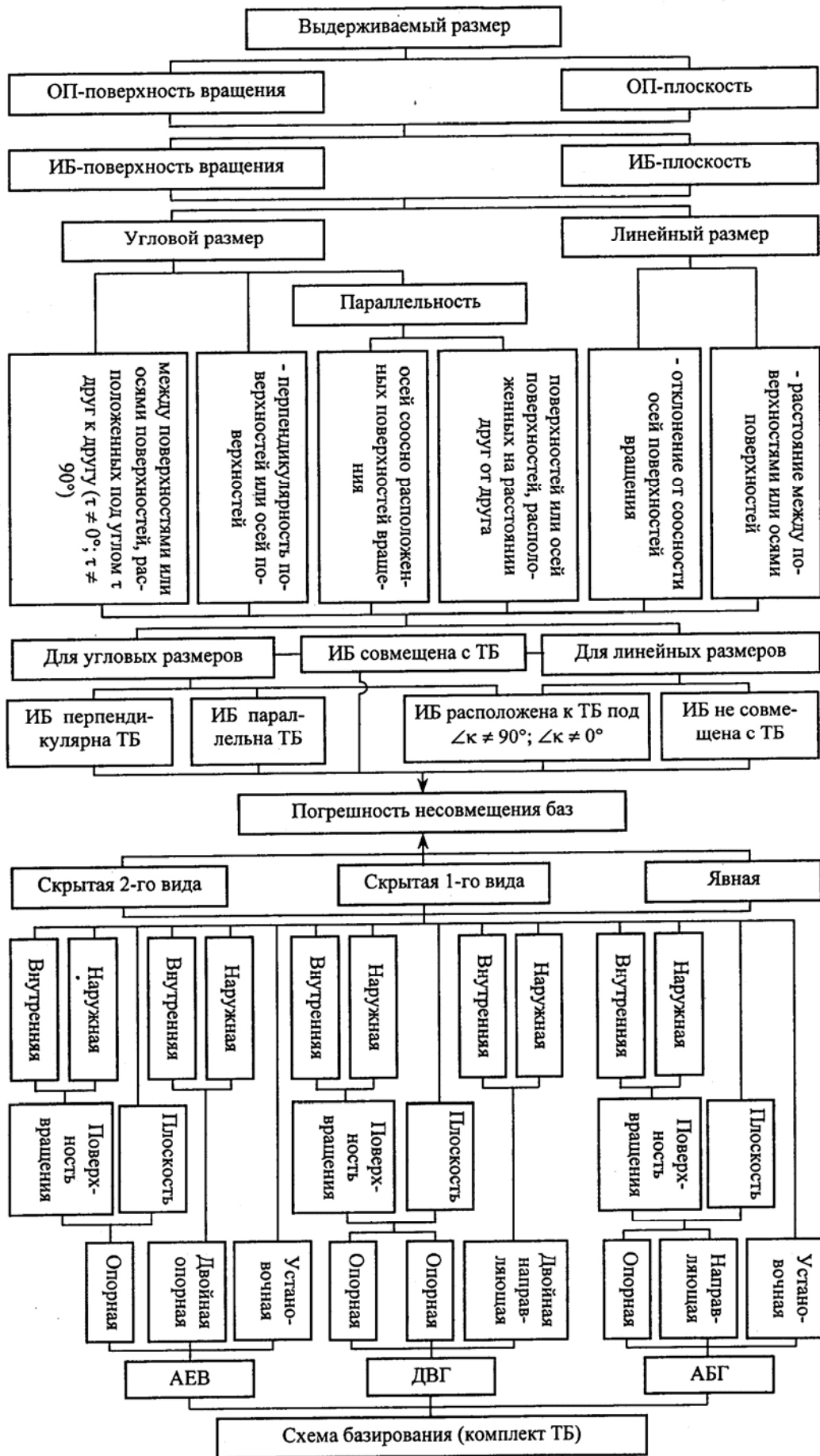


Рис. 2. Схема образования погрешности несовмещения баз: ОП – обрабатываемая поверхность; ИБ – исходная база; ТБ – технологическая база.

схемы базирования корректно определяются автоматически или при минимальном диалоге между пользователем и ЭВМ. Поэтому разработки в направлении создания единой методики автоматизированного анализа точности ТП актуальны и по сей день.

Авторами решен ряд задач, связанных с определением погрешностей несомещения баз по выдерживаемым линейным и угловым размерам. Для этого, во-первых, систематизированы типовые схемы базирования заготовок деталей любой конструкции и разработаны классификационные коды технологических баз (ТБ), на основе которых создана база данных о схемах базирования (рис. 1). По числу лишаемых степеней свободы ТБ присвоены буквенные символы от А до Е и выделены три наиболее часто встречающихся комплекта ТБ. По характеру проявления технологическим базам присвоены цифровые символы кода. При этом регламентированную ГОСТ 21495-76 классификацию баз дополнили еще одним классификационным признаком скрытых баз по определенности их расположения: скрытая база первого вида – это ТБ, расположенная на оси или плоскости симметрии, принадлежащей реальной поверхности заготовки, и используемая для обеспечения постоянства их положения; скрытая база второго вида – это ТБ, расположенная на оси или плоскости, перпендикулярной конструктивно оформленной базе, и используемая лишь для получения полного комплекта ТБ.

На практике, при установке заготовок в приспособление, реальное число схем базирования может быть увеличено, поскольку явными двойной опорной, двойной направляющей и направляющей ТБ могут служить как поверхность отверстия, так и наружная цилиндрическая поверхность или плоскость, а скрытые первого вида двойная опорная, двойная направляющая и направляющая ТБ могут быть реализованы при установке заготовки на призму, либо располагаться на оси или плоскости симметрии реальной поверхности вращения.

Во-вторых, разработана общая схема образования погрешности несомещения баз (рис. 2), представляющая собой систематизацию исходной информации об образовании погрешности несомещения баз по линейным и угловым размерам, которая необходима для универсализации расчетных формул применительно к различным вариантам базирования заготовок.

На базе выполненных теоретических исследований разработаны методики и алгоритмы автоматизированного расчета точности технологических операций и процессов механической обработки заготовок.

УДК 621.923

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ, ШЛИФОВАННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫМИ КРУГАМИ

Худобин Л.В., докт. техн. наук, проф., Веткасов Н.И., канд. техн. наук, доц.
(г. Ульяновск, Россия)

Results of experimental researches of a roughness and microhardness of a surface of steel preparations are given at internal and flat face grinding by composite circles.

При шлифовании композиционными кругами (КШК), пазы, прорези и каналы которых заполнены твердым смазочным материалом (ТСМ), из-за прерывистости рабочих поверхностей уменьшается вероятность возникновения термических дефектов в поверхностном слое шлифованных деталей. Однако, вследствие уменьшения числа режущих и давящих зерен и действия ударной нагрузки увеличиваются высотные параметры шероховатости обработанных поверхностей. По мере работы КШК высота микронеровностей шлифованной поверхности может снижаться из-за образования на режущих выступах круга фронтальных поверхностей, о чем свидетельствуют результаты исследования износа КШК. К тому же на качество поверхностей при шлифовании КШК оказывает влияние ТСМ, размещенный в его конструктивных элементах.

Для выявления влияния характеристики абразивной части КШК, количества и размеров его конструктивных элементов для размещения ТСМ и его состава, режимов обработки на качество поверхностей шлифованных деталей проведены экспериментальные исследования внутреннего и торцового шлифования заготовок деталей из различных сталей. Критериями оценки качества служили среднее арифметическое отклонение профиля R_a , которое измеряли с помощью профилометра мод. 170622 завода «Калибр», и изменение микротвердости поверхностного слоя шлифованных деталей, определяемое отношением микротвердостей поверхностного слоя до и после шлифования.

Исследование внутреннего шлифования провели на экспериментальной установке, созданной на базе круглошлифовального станка 3А110В, КШК 5–60×40×20 24А25НСМ17Б с шестью радиальными прорезями, заполненными ТСМ, при окружной скорости круга $V_k = 35$ м/с, скорости продольной подачи $S_n = 0,5$ и 2,0 м/мин, врезной подаче на двойной ход $S_g = 0,005$ мм/дв.х (рис. 1). Шлифовали отверстия в образцах из сталей 30ХГСА, НРС 33 ... 37 и 40Х, НРС 41 ... 45 с подачей поливом 0,5 %-ного водного раствора кальцинированной соды при расходе 3,5 дм³/мин. Исследовали стандартные, прерывистые и композиционные круги с смазочными элементами (СЭ) из графита ГЛ1 (75 % по массе) и технического воска (25 %).

Параметр R_a при шлифовании КШК без выхаживания (рис. 1, а, в) был в 1,8 – 2,2 раза больше, чем при обработке СК, и на (15 – 18) % меньше, чем при шлифовании ПШК. Намного большие значения R_a при шлифовании ПШК и КШК по сравнению с шлифованием СК объясняются меньшей площадью рабочей поверхности ПШК и КШК из-за наличия радиальных прорезей. Однако при шлифовании с выхаживанием (рис. 1, б, г) R_a при обработке КШК снижается интенсивнее, чем при шлифовании ПШК, и уже через 6 – 12 двойных ходов становится практически равным R_a шероховатости поверхности, шлифованной СК. Таким образом, несмотря на несколько меньшую площадь рабочей поверхности КШК по сравнению с стандартным кругом может быть обеспечена примерно одинаковая шероховатость поверхностей шлифованных отверстий.

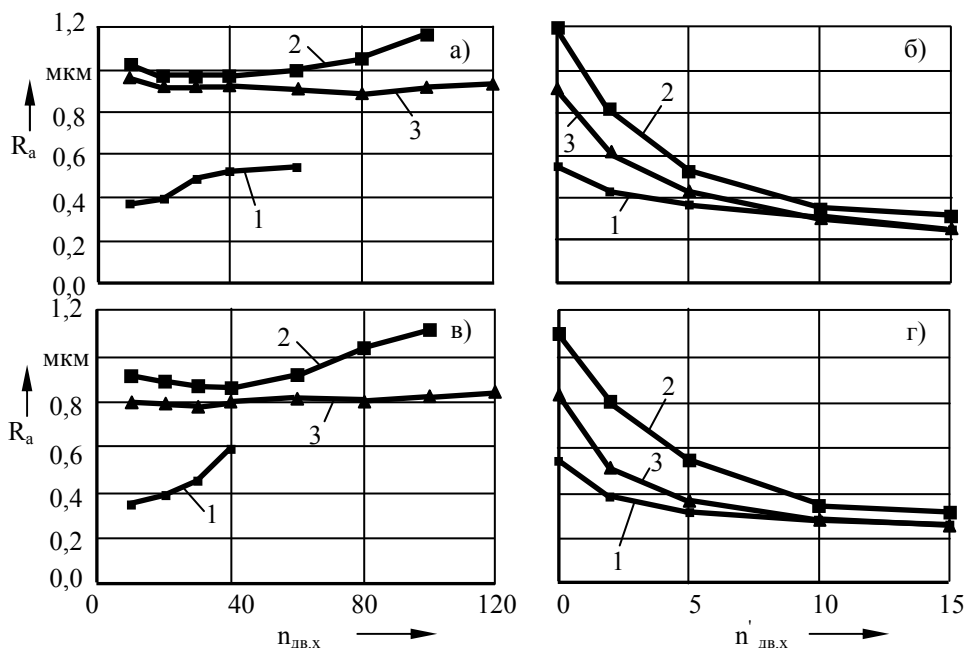


Рис. 1. Зависимость параметра шероховатости R_a шлифуемого отверстия от числа двойных ходов $n_{дв.х}$ при внутреннем шлифовании без выхаживания (а, в) и числа двойных ходов $n'_{дв.х}$ выхаживания (б, г): врезная подача 0,005 мм/дв.х; а, б – материал заготовок сталь 30ХГСА; в, г – материал заготовок сталь 40Х; скорость продольной подачи $S_n = 2$ м/мин; 1, 2, 3 – шлифование соответственно СК, ПШК и КШК 5 – 60×40×20 24А25НСМ17Б; число прорезей КШК и ПШК равно 6; СОЖ – 0,5 %-ный водный раствор кальцинированной соды расходом 3,5 дм³/мин

Плоское шлифование всухую торцом круга КШК 11–125×45×32 24А25ПСМ16К20 с восемью радиальными прорезями, заполненными ТСМ, исследовали на экспериментальной установке, созданной на базе плоскошлифовального станка 3Д710В-1, при окружной скорости круга $V_k = 18$ м/с. Шлифовали образцы из сталей Р6М5, HRC 63 ... 65 и ХВГ, HRC 54 ... 56. В качестве ТСМ использовали композицию графита (70 %) и порошок бакелита (30 %). Реализовали полный факторный эксперимент 2⁴: варьировали скоростью продольной подачи S_n в диапазоне от 2 до 10 м/мин и врезной подачей S_g – от 0,01 до 0,05 мм/дв.х, числом прорезей z_n – от 3 до 8, длиной прорези L_n^{min} – от 7,0 до 18,0 мм. За базу сравнения принимали результаты шлифования СК и ПШК такого же типоразмера и характеристики.

Установлено, что шероховатость поверхностей заготовок из сталей ХВГ и Р6М5 при торцовом шлифовании КШК, как правило, меньше шероховатости поверхностей, шлифованных СК и ПШК (рис. 2).

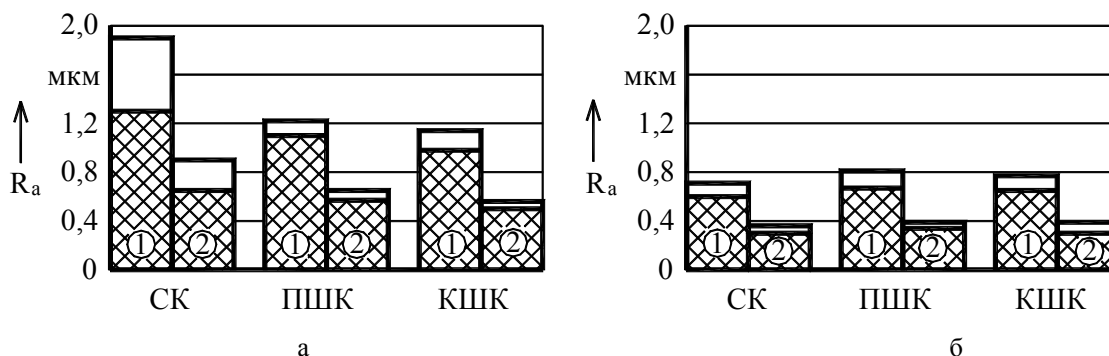


Рис. 2. Зависимость параметра шероховатости R_a обработанной поверхности от материала заготовки при шлифовании торцом чашечного конического круга 11 – 125×45×32 24А25ПСМ16К20 без выхаживания (1) и с выхаживанием (2): а, б – материал заготовки соответственно сталь ХВГ и Р6М5; $S_g = 0,01$ мм/дв.х; $\tau_g = 3$ дв.х; – $S_n = 10$ м/мин; – $S_n = 2$ м/мин; $V_k = 18$ м/с; ТСМ – графит, порошок бакелит (соответственно 70 и 30 %)

Разница в значениях R_a шероховатости поверхностей заготовок из стали ХВГ, шлифованных СК и КШК с $S_g = 0,01$ мм/дв.х, составляет (23 ... 45) % (рис.2, а). В то же время R_a поверхностей шлифованных заготовок из стали Р6М5 с $S_g = 0,01$ мм/дв.х без выхаживания была несколько больше, чем при шлифовании СК (рис. 2, б).

При шлифовании заготовок из стали Р6М5 с $S_g = 0,01$ мм/дв.х выхаживанием шероховатость поверхностей, шлифованных СК, ПШК и КШК, была практически одинакова (рис. 2, б).

Установлено, что значительное влияние на изменение микротвердости поверхностного слоя заготовок при прочих равных условиях оказывают врезная подача S_g и параметр КШК v . Например, при обработке заготовок из

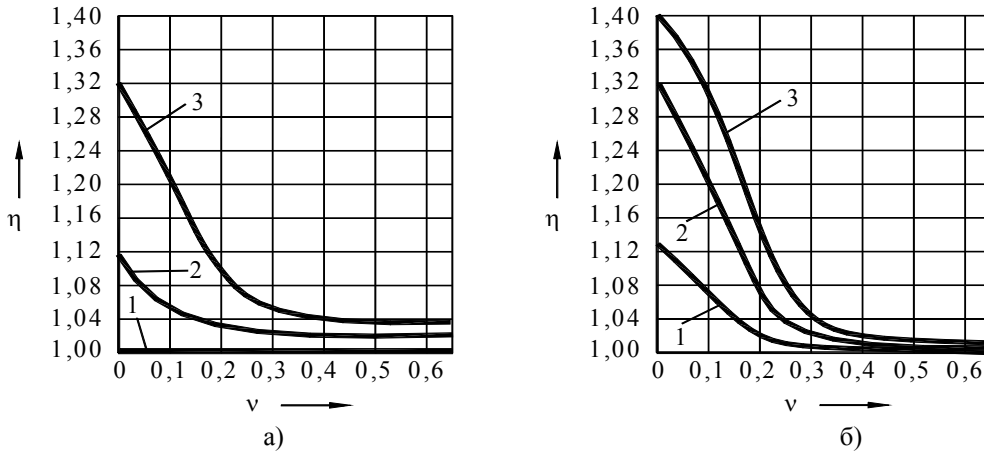


Рис. 3. Изменение микротвердости поверхностного слоя η заготовок при плоском шлифовании торцом чашечного конического КШК 11–125×45×32 92A25ПСМ16К6 без выхаживания в зависимости от коэффициента ν , врезной подачи S_g и материала заготовки: а, б – материал заготовки соответственно сталь ХВГ и сталь Р6М5; $V_k = 18$ м/с; $S_n = 7$ м/мин; 1 – 3 – $S_g = 0,01$; $0,03$; $0,05$ мм/дв.х; ТСМ – графит (70 %), пульвербакелит (25 %) и декстрин (5 %)

пачей 0,01 и 0,05 мм/дв.х микротвердость уменьшилась соответственно в 1,08 и 1,32 раза (рис. 3).

Увеличение параметра ν во всех случаях позволяет уменьшить изменение микротвердости поверхностного слоя заготовок из обеих сталей. Например, при шлифовании КШК с $\nu = 0,3$ на врезной подаче 0,05 мм/дв.х заготовок из сталей ХВГ и Р6М5 микротвердость поверхностного слоя уменьшается по сравнению с исходной на (5 – 6) %. В то же время при шлифовании КШК с $\nu = 0,1$ изменение микротвердости достигает (17 – 23) %. Увеличение параметра ν свыше 0,3 практически не сказывается на изменении микротвердости поверхностного слоя шлифуемых заготовок. Не выявлено влияние выхаживания на изменение микротвердости поверхностного слоя шлифованных заготовок (рис. 3).

Замена СК и ПШК 11–125×45×32 24A25ПСМ16К20 композиционным кругом той же характеристики с $\nu = 0,3$

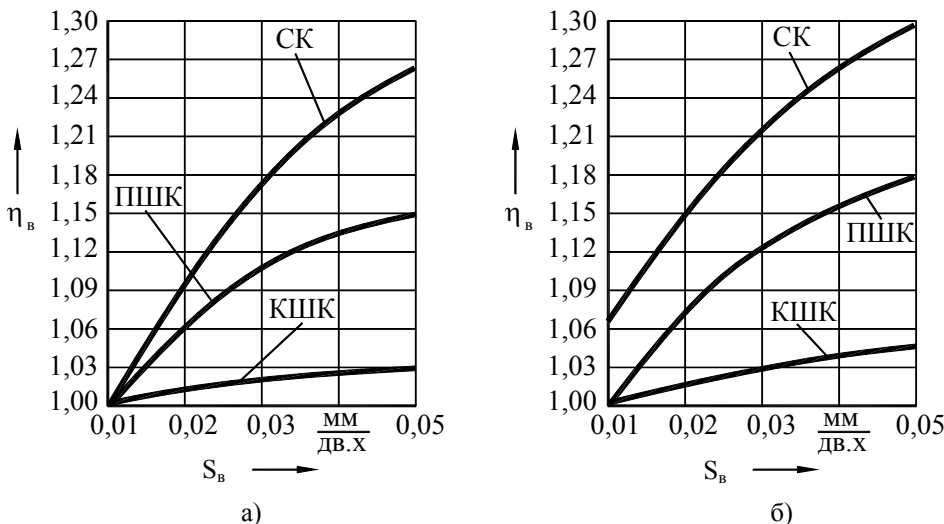


Рис. 4. Изменение микротвердости поверхностного слоя заготовок при плоском шлифовании чашечными коническими СК, ПШК и КШК 11–125×45×32 25A25ПСМ16К20 в зависимости от врезной подачи и материала заготовки; $V_k = 18$ м/с; $S_n = 7$ м/мин; а, б – материал заготовки соответственно сталь ХВГ и Р6М5; ТСМ – графит (70 %), пульвербакелит (25 %) и декстрин (5 %).

прорезями, можно заключить, что несмотря на некоторое уменьшение площади рабочей поверхности композиционных кругов по сравнению со стандартными при их применении могут быть обеспечены без потери производительности такие же показатели качества поверхности шлифованных деталей, особенно при наличии поверхностного контакта КШК и заготовки (торцовое шлифование, заточка режущего инструмента).

стали ХВГ любым испытанным КШК с $S_g = 0,01$ мм/дв.х изменения микротвердости не наблюдаются, тогда как при обработке с $S_g = 0,05$ мм/дв.х изменение микротвердости достигает значительных величин (при шлифовании КШК с $\nu = 0,1$ микротвердость поверхностного слоя уменьшилась в 1,2 раза) (рис. 3, а).

При шлифовании заготовок из стали Р6М5 изменение микротвердости более значительно: при шлифовании КШК с $\nu = 0,1$ и врезной по-

дачей 0,01 и 0,05 мм/дв.х микротвердость уменьшилась соответственно в 1,08 и 1,32 раза (рис. 3).
 (рис. 4) благоприятно сказывается на изменении микротвердости поверхностного слоя шлифуемых заготовок. При изменении врезной подачи S_g в диапазоне от 0,01 до 0,05 мм/дв.х микротвердость поверхностного слоя заготовки уменьшается по сравнению с исходной в 1,27 и 1,3 раза при шлифовании заготовок соответственно из сталей ХВГ и Р6М5 стандартным кругом, в 1,15 и 1,18 раза – ПШК и в 1,03 и 1,05 раза – КШК.

Таким образом, на основании выполненных исследований качества поверхностей заготовок, шлифованных СК, ПШК и КШК с радиальными пазами и радиальными

УДК 621.923

ДИНАМИКА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ АБРАЗИВНОГО БРУСКА С РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ПРИ ЕГО ОЧИСТКЕ

Худобин Л.В., докт. техн. наук, проф., Унянин А.Н., канд. техн. наук, доц.
(г. Ульяновск, Россия)

The dynamic of process of interaction of an abrasive stick grain for clearing a wheel with its working surface is analyzed. The recommendations on the choice of characteristics of stick linkage, ensuring a trajectory of driving of a grain favorable for a realization of process of clearing, are given.

Одним из методов воздействия на рабочую поверхность шлифовального круга с целью удаления наливов металла с абразивных зёрен (а.з) является очистка этой поверхности абразивными брусками на эластичной связке [1]. За счёт упругих свойств эластичной связки возможна очистка а.з круга, находящихся на удалении от его условной наружной поверхности. Выявим условия, при которых возможна очистка засаленных а.з, вершины которых расположены на максимальном удалении от этой поверхности, наиболее выступающими зёрнами бруска, для чего проанализируем динамику взаимодействия а.з бруска с рабочей поверхностью вращающегося шлифовального круга.

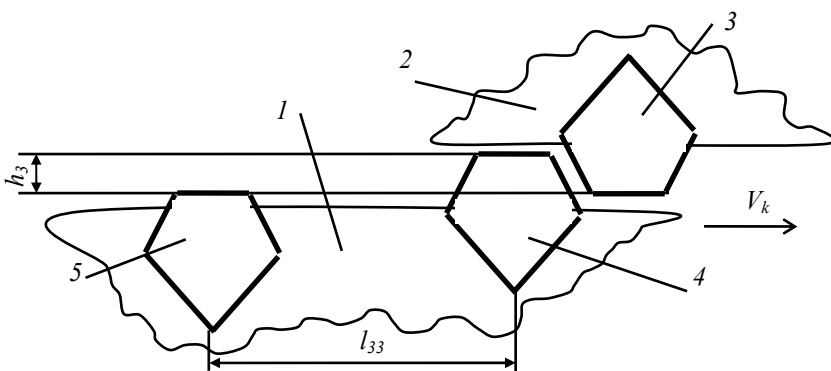


Рис. 1. Схема взаимодействия абразивных зёрен бруска и круга: 1 – шлифовальный круг; 2 – брусок; 3 – а.з бруска; 4, 5 – а.з круга

Рассмотрим случай, когда в плоскости, перпендикулярной оси вращения круга, его наиболее удалённые и выступающие а.з расположены смежно (рис. 1). Для возможности очистки а.з 5 круга, расположенного на расстоянии h_3 от его условной наружной поверхности, необходимо, чтобы а.з 3 бруска, выведенное из положения равновесия при взаимодействии с а.з 4 круга, вернулось в это положение прежде того момента, когда за счёт вращения круга а.з 5 займет положение а.з 4.

При взаимодействии с зерном круга зерно бруска сместится относительно положения равновесия на величину [2]:

$$a_u = \frac{6 \cdot P_{yu} \cdot l_{mu}}{\pi \cdot d_u^2 \cdot E_{cu} \cdot (1 - \cos^3 \gamma)} \sqrt[3]{\frac{(W_{cu} + W_{nu})^2}{W_{cu}^2}}, \quad (1)$$

где l_{mu} – средняя длина мостика связки бруска, м; d_u – размер зерна бруска, м; E_{cu} – модуль упругости связки бруска, Па; γ – угол между нормалью к рабочей поверхности бруска и радиусом, проходящим через точку касания зерна со связкой, град.; P_{yu} – радиальная составляющая силы, действующей на зерно бруска в процессе очистки, Н; W_{cu} , W_{nu} – объёмное содержание связки и пор в бруске.

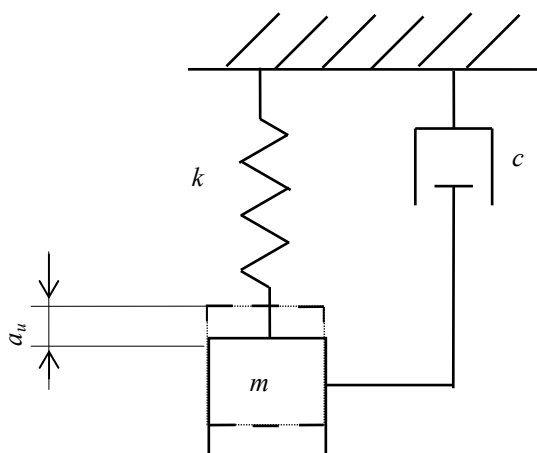


Рис. 2. Схема к исследованию колебательных движений а.з бруска: m – масса а.з; k – жесткость связки; c – коэффициент вязкого демпфирования связки.

Если обозначить среднее расстояние между смежными зёрнами круга через l_{33} , то абразивное зерно 3 должно вернуться в положение равновесия не позднее, чем через период времени

$$\tau_p = \frac{l_{33}}{V_k},$$

где V_k – рабочая скорость шлифовального круга, м/с.

При исследовании перемещения а.з бруска воспользуемся моделью, приведенной в работе [3], согласно которой эластичный инструмент можно рассматривать как бесконечное множество упруго закрепленных элементарных масс, которые могут перемещаться только в одном направлении.

Рассмотрим колебания а.з бруска, закрепленного в связке, которую представим в виде пружины, обладающей жесткостью (k), и демпфера (c), сопротивление которого пропорционально скорости (вязкое демпфирование) (рис. 2). Если считать, что перемещение зерна возможно лишь в одном направлении, а масса пружины-связки мала по сравнению с массой абразивного зерна, то систему можно

рассматривать как имеющую одну степень свободы.

Дифференциальное уравнение движения а.з бруска имеет вид [4]

$$\frac{W}{g} \cdot \ddot{x} = -k \cdot x - c \cdot \dot{x},$$

где W – вес абразивного зерна, Н; k – жесткость связки, Н/м; x – величина смещения абразивного зерна от положения равновесия, м; c – коэффициент вязкого демпфирования связки, Н·с/м.

Используя обозначения

$$p^2 = \frac{k \cdot g}{W}; \quad 2n = \frac{c \cdot g}{W},$$

запишем уравнение в виде

$$\ddot{x} + 2 \cdot n \cdot \dot{x} + p^2 \cdot x = 0. \quad (2)$$

Необходимо определить сочетание параметров n и p , а следовательно, и параметров k и c , которые обеспечили бы необходимую траекторию движения зерна бруска.

В зависимости от соотношения n и p возможны три вида движения.

Для абразивов различных характеристик при различных условиях нагружения статическая жёсткость опоры зерна равна $(4 - 7) \cdot 10^6$ Н/м [5]; коэффициент c находится в пределах $(1 - 800)$ Н·с/м [6]. Согласно расчёта, вес а.з, имеющего размер d_u , равный 10 мкм, составляет $6,54 \cdot 10^{-12}$ Н. Следовательно, n^2 равен $(0,56 \cdot 10^{24} - 36 \cdot 10^{28})$ $1/c^2$; параметр $p^2 = (6 \cdot 10^{18} - 13,5 \cdot 10^{18})$ $1/c^2$, т.е. n^2 превышает p^2 на несколько порядков.

При $n^2 > p^2$, решение уравнения (2) имеет вид

$$x = c_1 \cdot e^{r_1 \cdot \tau} + c_2 \cdot e^{r_2 \cdot \tau}. \quad (3)$$

В этом случае вязкое сопротивление велико и абразивное зерно бруска не будет совершать колебательные движения, а возвратится в положение равновесия (аперриодическое движение).

Определив постоянные C_1 и C_2 , подставив значения $x = x_0$ и $\dot{x} = \dot{x}_0$ при $\tau = 0$ в решение (3) и его первую производную, получим частное решение уравнения (2)

$$x = \frac{V_k / \text{tg}\gamma - r_2 \cdot a_u}{r_1 - r_2} \cdot e^{r_1 \cdot \tau} + \frac{r_1 \cdot a_u - V_k / \text{tg}\gamma}{r_1 - r_2} \cdot e^{r_2 \cdot \tau}, \quad (4)$$

где $r_1 = -n + \sqrt{n^2 - p^2}$; $r_2 = -n - \sqrt{n^2 - p^2}$.

Из выражения (4) следует, что а.з бруска вернется в положение равновесия (при этом $x = 0$) при $\tau = \infty$. Период времени, через который зерно должно находиться относительно положения равновесия на расстоянии $x = \varepsilon$ (где ε – заданная малая величина, м), равен $\frac{l_{33}}{V_k}$. Подставив в выражение (4) значение ε вместо x и

$\frac{l_{33}}{V_k}$ вместо τ , получим уравнение

$$\frac{V_k / \text{tg}\gamma - r_2 \cdot a_u}{r_1 - r_2} \cdot e^{r_1 \cdot \frac{l_{33}}{V_k}} + \frac{r_1 \cdot a_u - V_k / \text{tg}\gamma}{r_1 - r_2} \cdot e^{r_2 \cdot \frac{l_{33}}{V_k}} - \varepsilon = 0, \quad (5)$$

из которого следует определить значения параметров r_1 и r_2 , являющихся решениями уравнения (5), а потом и сочетание параметров n и p .

Однако это уравнение не имеет решения, поэтому определить из него параметры r_1 и r_2 , а затем k и c связки, обеспечивающие необходимый период времени движения зерна в положение равновесия, не представляется возможным.

Для разработки рекомендаций по выбору параметров связки бруска выполнили численное моделирование движения а.з при следующих исходных данных: $W = 6,54 \cdot 10^{-12}$ Н; $k = (4 - 7) \cdot 10^6$ Н/м; $c = (1 - 800)$ Н·с/м; $V_k = 50$ м/с; $l_{33} = 0,0033$ м; $\gamma = 45^\circ$; $x_0 = a_u = 6 \cdot 10^{-6}$ м (значение получено расчётом по формуле (1)).

Установлено, что при любом сочетании параметров $\tau_p \gg \frac{l_{33}}{V_k}$. Следовательно, а.з бруска способно очистить удалённое от условной наружной поверхности круга а.з, которое расположено на значительном расстоянии от наиболее выступающего зерна ($\gg l_{33}$).

При этом угол между траекторией движения а.з бруска и касательной к рабочей поверхности круга будет весьма мал, а вероятность взаимодействия а.з бруска с менее удалённым а.з круга велика. Чтобы увеличить этот угол, а следовательно, и вероятность очистки наиболее удалённых зёрен, следует использовать бруски с минимальными значениями c и максимальными значениями k .

Литература

1. Патент RU 2185273 В 24 В 53/007. Способ очистки шлифовальных кругов / Л.В. Худобин, А.Н. Унянин, Д.В. Тартас (Россия). 2000114938/02; заявл. 09.06.00; опубл. 20.07.02. Бюл. № 30.
2. Королев А.В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке. Саратов: Изд. Сарат. унив., 1975. 191 с.
3. Тимошенко С.П., Янг Д.Х., Уивер У. Колебания в инженерном деле / Пер. с англ. Л.Г. Корнейчука / Под ред. Э.И. Григолюка. М.: Машиностроение, 1985. 472 с.
4. Зенков Б.И. Исследование устойчивости динамической системы шлифовального станка с учётом упругих свойств абразивного инструмента: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08. Ижевск: Ижевский механич. инст., 1979. 234 с.
5. Муслина Г.Р. Применение алмазных эластичных кругов для шлифования заготовок из труднообрабатываемых материалов: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08. Ульяновск: Ульяновский политехн. инст., 1989. 341 с.

УДК 378.14**ГАРМОНИЧЕСКОЕ ВОСПИТАНИЕ ЛИЧНОСТИ – СОВРЕМЕННАЯ КОНЦЕПЦИЯ ВУЗОВСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОФЕССИОНАЛЬНЫХ СПЕЦИАЛИСТОВ**

Крюк А.Г., канд. техн. наук, Браташевский А.Ю., канд. техн. наук, Дудко П.Д., канд. техн. наук.
(г. Харьков, Украина)

Main facturs of the general humanitarian education of the students in technics are considered. Much attention is given to the ethic.

Образовательная среда, по мнению А.Г. Романовского, хотя и казалось бы, вполне известное понятие, однако следует учитывать некоторые ее особенности (1). Образовательная среда понятие многоплановое и является совокупностью факторов, без которых образование не может существовать, т.е. профессорско-преподавательский состав высокой квалификации (научная элита, способная генерировать знания, необходимые будущему специалисту, используя интеллектуальные достижения определенной отрасли и свои научные наработки и индивидуальные способности), учебно-методические материалы, наглядные пособия и прочие. Кроме этого, следует учитывать и другие факторы непосредственного воздействия на слушателей.

Вуз это храм, который формирует не только профессионала, но и личность.

Вузовский храм должен отвечать ряду требований среди которых играет не последнюю роль архитектурно-объемный фактор: фасад здания, внутренний интерьер, парковая культура расположения зданий учебного заведения.

В образовательной среде чувственное восприятие мира, изучением которого занимается эстетика, приобрело особое значение в вузовской подготовке последнего времени. Эстетика, как философская наука охватывает среду эстетического (от греческого *aisthetes* - чувствующий, чувственный) как специфического проявления ценностного отношения человека к миру, так и сферу художественной деятельности людей.

Не смотря на органическую взаимосвязь этих сфер эстетики, они обладают относительной самостоятельностью. В первой из них рассматриваются такие вопросы, как природа и своеобразие эстетического в системе ценностных отношений; закономерности дифференциации эстетических ценностей, выступающих в множестве конкретных модификаций (прекрасное и безобразное, возвышенное и низменное, трагическое и комическое, привлекающее и отталкивающее и т.д.). Этимодификации включают диалектическую связь эстетической ценности и эстетической оценки, эстетического восприятия и эстетически ориентированной практики; значение эстетической активности человека в социальной и индивидуальной жизни, в разных областях культуры; взаимосвязь эстетического и художественного в разных сферах их проявления – в практической деятельности и в созерцании и в воспитании и в образовательной среде.

Вторая сфера эстетики, как науки посвящается специальному анализу художественной деятельности, включает ее возникновение в филогенезе и онтогенезе; ее структурного и функционального своеобразие в ряду других форм человеческой деятельности, ее места в культуре; связи процесса художественного творчества, структуры воплощающих его произведений искусства и характера их восприятия человеком; законов, порождающих разнообразие конкретных форм художественной деятельности (видов, родов, жанров искусства) и ее исторических модификаций (направлений стилей, методов); особенностей современного этапа художественного развития общества и исторических перспектив развития искусства. Вместе с тем эстетика никогда не ограничивалась одним только изучением закономерностей эстетического и художественного освоения человеком мира, но так или иначе направляла это освоение, вырабатывая определенные критерии эстетической оценки и программы художественной деятельности. Этот момент нормативности имел то больший то меньший удельный вес в эстетике. Однако научно-познавательные функции эстетики всегда переплетаются с ее ценностно-ориентирующими и идеологическими функциями.

Эстетическое является необходимой частью сферы воспитания практической деятельности и образования современного человечества. Эстетическое воспитание, целенаправленный процесс формирования у человека эстетического отношения к действительности. Это отношение с возникновением человеческого общества развивалось вместе с ним, воплощаясь в сфере материальной и духовной деятельности людей. Оно связано с вос-

приятием и пониманием ими красоты, прекрасного в действительности, наслаждения им, эстетическим творчеством человека.

Прекрасное в жизни – и средство и результат эстетического воспитания. Оно концентрируется в искусстве, художественной литературе, неразрывно связано с природой, общественной и трудовой деятельностью, бытом людей, их взаимоотношениями. Система эстетического воспитания в целом использует все эстетические явления действительности. Особое значение при этом придается восприятию и пониманию прекрасного в трудовой деятельности, развитию у человека способности вносить красоту в процесс и результаты труда.

Великий гуманист Н.К. Рерих указывал, что внимание к красоте спасет мир.

Один из персонажей повести А.П. Чехова отмечает: «В человеке все должно быть красивым и лицо, и руки, и мысли ибо красота является источником радости человека».

Примером большого внимания к включению эстетического элемента в образовательный процесс являются действия ректората и кафедры психологии Харьковского национального технического университета по восстановлению первоначального фасада зданий и их внутренних интерьеров, выполненных с соблюдением эстетических норм, то есть архитектурно-объемного фактора.

Не в меньшей мере эстетическим требованиям уделяет ректорат Харьковского государственного университета, обновив интерьеры учебных корпусов с использованием наиболее привлекательных строительных материалов. Перед главным корпусом университета создан парк с умелым подбором видов деревьев, включая редчайший сорт пирамидальных дубов.

Вопросам гуманитарной подготовки будущих специалистов всегда уделялось внимание в образовательном процессе, но особенно остро этот вопрос возник в последнее время, так как этика людей связана с их поведением в условиях ухудшенной техногенной обстановки в глобальном масштабе, с их выживанием.

«Ноосфера по Вернадскому это не только сумма знаний человечества, которая не погибает со смертью носителей этих знаний, но, что важно и принципиально, это знания, вознесенные в космические слои на волне «глобальной нравственности». Идея нравственности, нормы и ее нарушения, выход за табуированное родом, обществом, его институтами – проблема извечная (2). Она существует вплоть до нашей информационно-технологической эпохи. Всегда существовало понятие нормы и отклонения от нее. В учениях многих народов, прежде всего, в религиях, норма определялась по сущностным критериям: здоровье, сохранение вида, психологически и рационально приемлемое, привлекательное, разумное, достойное, доброе и эстетичное. Нормой для человечества было не только целесообразное и полезное, но в наибольшей степени – желаемое идеальное. Нравственные принципы, записаны в законах (Библия, Коран, Тора и др.) всех религий. Они существуют как доминантные факторы «властной магистральной» (мейнстрима) общества. В Новое время, в частности, в эпоху Просвещения (XVII в) с его культом рационального, личной и общественной добродетели, идеи нравственности, которые раньше отстаивала церковь, видим уже в качестве гражданского императива.

Априорную данность нравственности Э.Кант определял «исключительным внутренним влиянием» всей сферы человеческих возможностей восприятия (интеллект, инстинкт, чувственность, индивидуальная и родовая память и т.п.). «Априори» Канта, Сковороды, Вернадского, Мамардашвили и других философов просветительского направления совпадает с бездоказательностью теологического постулата «Верую, ибо абсурдно». Церковь тоже объясняет происхождение нравственности божественным промыслом. Но в XX–XXI веках как религиозные, так и светские постулаты слишком часто одолевают нигилизм в качестве контраргумента. Философия «ничто» усугубляется социальным и моральным дискомфортом граждан, если говорить об Украине как о государстве, слишком долго (и, кажется, искусственно) задержавшемся в маргинальном состоянии, то есть в ситуации перехода от одной общественной системы к другой.

Понятие маргинальности – термина, используемого в современной философии, социологии, политологии, культурологии и искусстве, имеет широкие, часто взаимоисключающие стороны и ориентиры.

Во все века существовали нормы и отклонения от них. Накапливаясь, они формировали новые нормы.

В условиях политической и творческой свободы теряется первичное значение маргинального, поскольку старая система ценностей и оценок разрушена.

Неклассическая философия XX века доказала частичность и несоответствие человеческой сущности рационально-просветительской нормативности. Природа человека оказалась более сложной, противоречивой, чем ее описывает классическая этика. Каждому чего-то не хватает, у каждого имеются комплексы, какие-то страхи, атипичные черты, каждый несет в себе определенные признаки маргинального, если даже применить это слово в его начальном смысле – рисунок на полях рукописи.

Существует еще один уровень понимания маргинального. Он не подпадает под романтизированное восприятие этого феномена. Речь идет о личности (явлении), индифферентной к мысли, к ее развитию, к самому процессу мышления, то есть к интеллектуально-духовным нагрузкам как норме. Недаром философия (Декарт – автор философии как непрерывного созидания) считает постоянное усилие в постижении мира органичным для человека.

Определенный тип маргинала стремительно возвышается преимущественно во времена социальных пертурбаций, сдвигов и общественных катастроф. Не отягощенный духовностью, совестью и интеллектом, этот персонаж довольствуется ограниченным багажом знаний, компенсируя их отсутствие вульгарным прагматизмом. Этот тип у нас перед глазами, он поет на экране TV, улыбается со страниц ярких журналов. Он дрейфует между приемными и элитными кабинетами.

Подмена нравственного и духовного суррогатами беспокоила тех деятелей культуры всего мира в XX веке, которые противостояли наступлению «нового варварства».

Отечественный маргинал, из которого формируется сегодня «мейстрим», не знает мук заброшенности или болезненной неуверенности в себе, не угнетает его шизофрения или врожденная гениальность. «Совок» не поднимается на бунт ради переустройства общества или блага других, он является гибридом рационального и инфантильного в пределах единого сознания, где мерцает лозунг: «покупается все». Духовное содержание люмпена стремится к нулю и потому все, что не усиливает его интеллект, вызывает родовую агрессию. Этот тип маргинала в условиях социальных изломов становится заказчиком жизни.

Грустную улыбку вызывают сегодня попытки ученых, предлагающих в категориях «глобальной, ноосферной нравственности» преодолеть антагонизм между биосферой и техносферой. Новым героям ноосферность (космический интеллект) В.Вернадского ни к чему, как и рассуждения просветителей о космическом происхождении совести и нравственности. Культура как что-то непосильное для понимания едва теплится, зато пышной порослью поднимается кичевая полукультура, происходит люмпенизация массового сознания, прежде всего – молодежного.

В Украине за десять лет свободного творчества маргинальный бунт молодежного движения 1989–95гг. превратился в хорошо отработанный коммерциализированный процесс. Представители «Новой реальности» и «Актуального искусства» захватили ведущие места в солидных благотворительных фондах и направляют денежные потоки грантов на собственные потребности.

В заключение следует отметить, что образовательный процесс в вузе должен включать кроме специальной подготовки, знания новых информационных технологий и знания эстетики и моральных принципов в обществе. Это дает возможность формирование человека, способного легко войти в активную жизнь современного сложного общества.

Литература

1. Романовский О.Г. Вплив освітнього середовища в формуванні сучасних фахівців в вищих технічних навчальних закладах. Інформаційні технології: наука, технологія, освіта, здоров'я. XI міжнародна науково-практична конференція. Харків, 15-16 травня 2003, с.9.
2. Культурология. /Под ред. Г.В. Драча/. – Ростов н/Д: «Феникс», 2000.– 608 с.

УДК 515.2:518.62

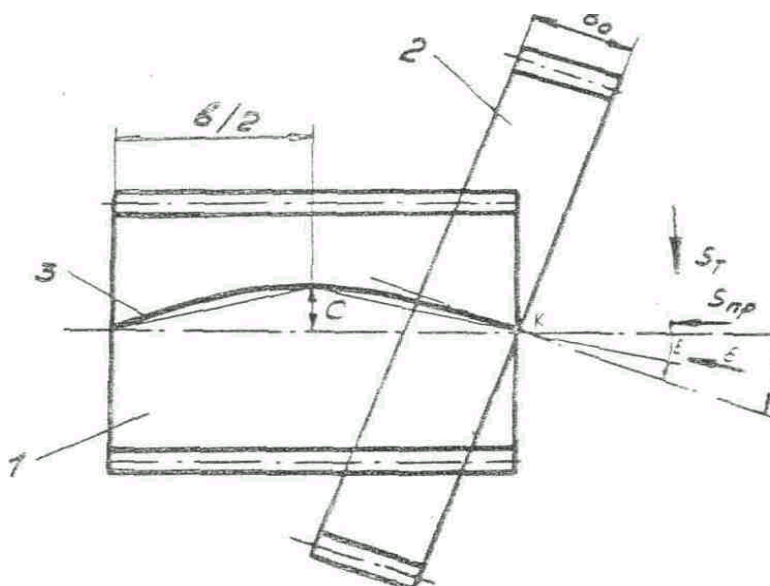
РОЗШИРЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ МОЖЛИВОСТЕЙ ДОСЯГНЕННЯ ПОДОВЖНЬОЇ МОДИФІКАЦІЇ ЗУБІВ МЕТОДАМИ ЗУБОШЕВІНГУВАННЯ

Умінський С.М., канд. техн. наук

(м. Харків, Україна)

The way of reception of longitudinal updating tools is described at diagonal sheaving without use of special adaptations and has attached. The settlement dependences for definition of a corner of crossing of axes and diagonal submission are given which provide achievement of longitudinal updating tools

В даний час у машинобудуванні знайшли поширення п'ять методів шевінгування зубчастих коліс - подовжне, діагональне, «короткого ходу», урізне. Ці методи відрізняються між собою напрямком подачі, часом обробки, конструкцією шевера. При таких способах зубошевінгування подовжня модифікація зубів забезпечується шляхом повідомлення верстату з заготівлею качательних рухів.(1). У цьому випадку значно знижується твердість технологічної системи, що впливає на якість і точність обробки (2). З метою виключення таких явищ розроблений спосіб, при якому у вихідному положенні (мал.1) інструмент 2 і заготівлю 1 установлюють так, щоб центр схрещування осей інструмента і заготівлі й у торця заготівлі й у торця інструмента.



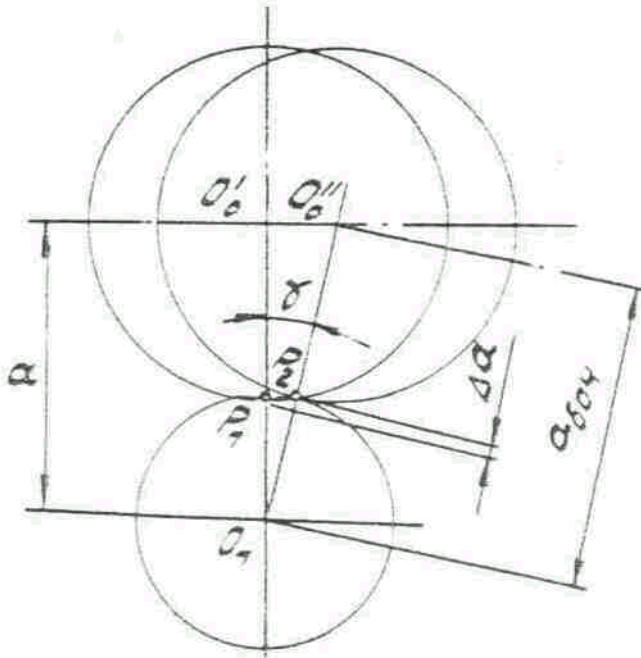
Мал. 1. Схема обробки для одержання бочкоподібної модифікації.

Первісне налагодження верстата здійснюють аналогічно налагодженню для шевінгування зубчастих коліс методом подовжньої подачі (2). Після установки центра схрещування осей у центральній частині заготівлі й інструмента, заготівлі повідомляють подачу уздовж її осі на довжину

$$S_{np} = b_1/2 - (b_0/2) \cos \Sigma^1 + 1 \div 2 \text{ мм} \tag{1}$$

і тангенціальну подачу

$$S_T = (b_0/2) \sin \Sigma^1 \tag{2}$$

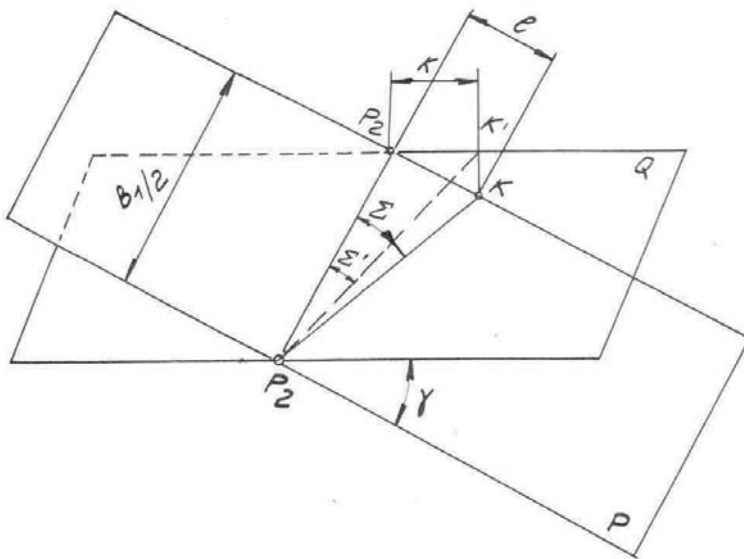


Мал. 2. Змінення міжосевої відстані при обробці.

де a - міжосьова відстань, мм; α_n - нормальний кут зачеплення, град; ΔS - необхідна величина бочкоподібності, мм.

У вихідному положенні кут схрещування осей шевера і заготівлі приймають рівним Σ^1 , а заготівлі чи інструменту повідомляють подачі S_{np} і S_T (діагональну подачу під кутом ϵ) доти, поки центр схрещування осей шевера і заготівлі не досягає центра заготівлі ($b_1/2$), а кут схрещування не досягне розрахункової величини Σ . Після цього напрямки тангенціальної подачі змінюють на протилежне. Кут діагональної подачі ϵ визначається залежністю:

$$\Sigma^1 = \arctg \left[\operatorname{tg} \Sigma \left(\frac{a}{a + \frac{\Delta S}{\sin \alpha_n}} \right) \right] \tag{3}$$



Мал. 3. Схема для визначення кута схрещування вісей заготівлі і інструменту.

$$\operatorname{tg} \epsilon = \frac{2a \left(\arccos \frac{a}{a + \frac{\Delta S}{\sin \alpha_n}} \right)}{b_1} \tag{4}$$

При багато прохідному шевінгуванні після завершення чергового проходу шевер встановлюють у вихідне положення, переміщаючи його методом подовжньої подачі заготівлі на величину $S_{np}^1 = b_0 \cdot \cos \Sigma^1$ і тангенціальну подачу заготівлі на величину $S_T^1 = b_0 \cdot \sin \Sigma^1$. Потім заготівлі чи інструменту повідомляють діагональну подачу під кутом ϵ у напрямку рівнобіжному подачам попереднього проходу (3). Такий спосіб дозволяє обробляти зубчасті колеса з подовжньою модифі-

кацією зубів діагональним методом без використання спеціальних пристосувань і пристроїв. Цим досягається розширення технологічних можливостей діагонального шевінгування. Описаний спосіб шевінгування може бути реалізований на верстатах, що забезпечують двокоординатні переміщення столу в горизонтальній площині. На зубошевінговальних верстатах, у яких відсутнє переміщення по другій координаті, описаним способом можна одержувати подовжню модифікацію зубів конічної форми. При цьому, налагодження верстата не відрізняється від розглянутої.

Література

1. Кокичев В.Н. Зубоотделочные верстаты. Л.; Судпромгиз. 1960. 244 с.
2. Калашников С.Н., Калашников А.С. Шевінгування зубчастих коліс. М.; Вища школа. 1985. 223с.
3. А.С. 1634403 А1 МКИ 3 В23 F19\06 Спосіб чистової обробки зубчастих коліс.

УДК 515.2:518.62

ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОТДЕЛКИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ МЕТОДОВ ПРОДОЛЬНОГО ШЕВИНГОВАНИЯ

Уминский С. М., канд. техн. наук
(г. Одесса, Украина)

Increase of productivity of a furnish and durability of the tool at use of methods of exact processing of gear wheels.

Методы свободного обката – шевингование, притирка, хонингование, обкат и электрофизические методы обработки – находят широкое применение на финишных операциях при изготовлении зубчатых колес (1). Во всех случаях имеет место износ инструмента, но при таких способах отделки, как шевингование или обкатка, он наступает после обработки одной или нескольких тысяч заготовок, при этом не наблюдается существенного изменения геометрии зубчатого венца (2).

Процесс шевингования зубчатых колес, а также обката, осуществляется в плотном (двухпрофильном) зацеплении зубьев инструмента и заготовки, т. е. зуб инструмента контактирует с боковыми поверхностями зубьев заготовки обеими сторонами. В отдельных случаях, двухпрофильная обработка находит применение в процессах притирки и хонингования зубчатых колес. Такой характер зацепления приводит к тому, что на правом и левом профилях обрабатываемой заготовки будет различное число контактных точек, ассиметричное расположение которых приводит к неравномерному распределению нагрузки между этими точками (3).

При обработке распространенными способами шевингования, когда обрабатываемое колесо совершает возвратно поступательные движения параллельно своей оси, режущие зубцы шевера загружены неодинаково (4).

Так, при продольном методе шевингования в обработке участвует только половина режущих кромок зубцов шевера, торцевые режущие кромки не участвуют в работе. С целью уменьшения расхода дорогостоящей инструментальной стали и увеличения припуска, удаляемого за каждый проход, используют способ многопроходного шевингования. Шевер устанавливают таким образом, чтобы центр скрещивания осей шевера и заготовки в исходном положении находился за торцем заготовки и у торца зуба шевера. Такое смещение достигается путем тангенциальной подачи.

Затем заготовке сообщают подачу вдоль ее оси до выхода центра скрещивания за противоположный торец заготовки. Для осуществления повторного прохода шеверу сообщают перемещение вдоль его оси на величину $L_o = b_o - (2 \dots 6)$ мм. Ограничение рабочей ширины зубчатого венца инструмента на величину $2 \dots 6$ мм необходимо для обеспечения нормального зацепления инструмента с заготовкой. По завершении смещения центра скрещивания осей к противоположному торцу шевера, инструменту сообщают радиальную подачу на врезание и движение обката, и цикл обработки повторяется. При таком способе обработки в работе будут участвовать все режущие кромки зубцов шевера, т. е. они будут изнашиваться равномерно. При этом, количество режущих кромок, участвующих в работе увеличивается, что позволит осуществлять обработку с меньшей шириной зубчатого венца инструмента. Этим будет достигнуто уменьшение расхода дорогостоящей инструментальной стали, и повышение долговечности инструмента.

Кроме того, увеличение числа кромок одновременно участвующих в работе позволит увеличить припуск, удаляемый за каждый проход, что позволит повысить производительность процесса отделки. Для осуществления предложенного способа целесообразно использовать станок, в котором инструмент устанавливают в шпинделях зажимных устройств передней и задней бабки стола, снабженной механизмом радиальной подачи стола станка.

Литература

1. Мильштейн М. З. Чистовая обработка зубчатых колес. – К. : Техніка, 1971. – 166с.
2. Романов В. Ф. Расчеты зуборезных инструментов. – М. : Машиностроение. 1969. – 255 с.
3. Сухоруков Ю. Н. Модификация эвольвентных цилиндрических зубчатых колес: Справочник. – К. : Техника. 1992. – 197с.
4. Сухоруков Ю. Н. , Евстатиев Р. И. Инструменты для обработки зубчатых колес методом свободного обката. – К.: Техника. 1983. – 123с.

УДК 515.2:518.62

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ СТАНОЧНОГО ЗАЦЕПЛЕНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ОТДЕЛКИ ПРИ ШЕВИНГОВАНИИ МЕТОДОМ ТАНГЕНЦИОНАЛЬНОЙ ПОДАЧИ

Уминский С.М., канд. техн. наук, Якимов А.А., канд. техн. наук
(г. Одесса, Украина)

Research of influence of parameters of gearing on the machine tool on accuracy of a furnish of gear wheels.

Зубчатая передача является неотъемлемой частью большинства современных машин и механизмов. Наибольшее распространение в машиностроении получили передачи с зубьями, рабочие поверхности которых очерчены по эвольвенте. Передачи, составленные из таких колес, сохраняют постоянно угловые скорости даже при наличии колебания межосевого расстояния, а их изготовление высокотехнологично (1).

Эвольвентные зубчатые колеса можно нарезать со значительным смещением инструмента для достижения высоких характеристик передачи при минимальной массе колес.

Работа эвольвентных цилиндрических зубчатых передач характеризуется неравномерным распределением нагрузки как по высоте рабочего участка зуба, так и по его длине. Неравномерность распределения нагрузки является одной из причин повреждения передач и преждевременного выхода их из строя. Она вызывает шум зубчатых передач, преждевременное выкрашивание рабочей поверхности зубьев, которое впоследствии может привести к их поломке, ограничивает возможность уменьшения габаритных размеров передач. Неравномерность распределения нагрузки по длине зуба возникает в результате: неточности изготовления и сборки зубчатых передач; упругих деформаций зубьев, валов и подшипниковых опор; температурных деформаций зубчатых передач. Неравномерное распределение нагрузки по высоте зуба происходит в результате наличия динамических нагрузок, возникающих вследствие погрешностей зацепления, деформации зубьев, износа рабочей поверхности зубьев в процессе эксплуатации, изменения сил трения по высоте рабочего участка зубьев. Рассмотрим влияние возникающих в процессе обработки деформаций технологической системы на точность отделки при тангенциальном и « короткого хода » методах отделки. При таких методах отделки из-за достаточно высоких радиальных усилий возникают деформации технологической системы, что приводит к тому, что в начале рабочего хода угол скрещивания осей шевера и заготовки не равен расчетному углу скрещивания осей.

В этом случае возникают два вида перекоса осей заготовки и инструмента: перекося осей (угол $\Delta\Sigma$), непараллельность осей (угол $\Delta\nu$).

Исследования показали, что погрешность направления зуба, вызванная дополнительным изменением угла скрещивания, мала даже при значительных деформациях.

Величина погрешности направления зуба от непараллельности осей (угол $\Delta\nu$) определяется зависимостью:

$$F\beta_2 = 2 b_1 \sin \Delta\nu \operatorname{tg} \alpha_n \quad (1)$$

где α_n – нормальный угол зацепления, град; b_1 – ширина зубчатого венца заготовки, мм.

Для случая, когда имеет место перекося осей, вызванный обеими перекосами, погрешность направления зуба определяется зависимостью:

$$F\beta_{1,2} = l_k \operatorname{tg} \Delta\Sigma + 2 b_1 \sin \Delta\nu \operatorname{tg} \alpha_n \quad (2)$$

где l_k – длина линии контакта, мм; α_n – нормальный угол зацепления, град.

Это изменение формы зуба имеет место только во время врезания и выхода инструмента, как и наличие перекосов. В этот период происходит изменение межосевого расстояния и увеличение ширины впадины.

При достижении межцентровым расстоянием своего наибольшего значения, дальнейшего врезания шевера в заготовку не происходит. На этом этапе происходит перекося делительных цилиндров инструмента и заготовки, а угол скрещивания осей в среднем сечении принимает свое расчетное значение.

Проведенные аналитические исследования влияния параметров станочного зацепления на точность обработки показали, что с увеличением углов зацепления, при тех же величинах углов не параллельности осей, величина погрешности направления зуба возрастает. На основании проведенных исследований совместного влияния погрешностей от непараллельности осей и дополнительного перекося осей шевера и заготовки установлено, что с уменьшением угла скрещивания осей величина комбинированного перекося ($\Delta\Sigma + \Delta\nu$) и погрешность направления зуба уменьшаются. При увеличении угла зацепления погрешность направления зуба возрастает. При шевинговании методами « короткого хода » и тангенциальной подачи, возникающие в начале и конце цикла обработки деформации технологической системы вызывают погрешности направления зуба и смещение пятна контакта. Характер изменения направления зуба при шевинговании методами « короткого хода » и тангенциальной подачи определяется характером зубьев заготовки и величиной колебания удаляемого припуска в процессе отделки.

Литература

1. Сухоруков Ю.Н. Модификация эвольвентных цилиндрических зубчатых колес :Справочник, - К. : Техника, 1992. –197с.
2. Калашников С. Н. И др. Производство зубчатых колес./ Справочник, М., 1975.
3. Сухоруков Ю.Н. , Уминский С.М. Расширение технологических возможностей зубошевингования. / вестник машиностроения. –1992.-№1. С. 40-41

УДК 515.2:518.62

РАСШИРЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ВРЕЗНОГО ШЕВИНГОВАНИЯ

Уминский С.М., канд. техн. наук
(г. Одесса, Украина)

Expansion of technological opportunities of final processing of gear wheels.

Продольная модификация линии зуба при отделке методами шевингования может быть достигнута несколькими способами: касательным движением инструмента или заготовки в процессе обработки, путём изменения ширины зуба по дуге делительной окружности при работе составными инструментами; за счет изменения угла скрещивания осей в процессе обката, путем изменения режущих параметров процесса обработки, обработкой огибающим шевером (1).

Для случая обработки зубчатых колес врезным шевингованием значение величины прогиба линии зуба в средней части шевера без учета увеличения рабочей ширины зуба шевера в сравнении с шириной зуба заготовки определяется следующей формулой

$$\Delta = b_1^2 \operatorname{tg}^2 \alpha_n (\operatorname{tg} \beta_1 - \operatorname{tg} \beta_0)^2 / B \cdot l_n, \quad (1)$$

где l_n – длина линии зацепления пары инструмент – обрабатываемое колесо, мм; b_1 – ширина зубчатого венца заготовки, мм; β_1, β_0 – углы наклона линии зуба заготовки и инструмента, град; α_n – угол профиля нормального исходного контура, град.

При производстве зубчатых колес с бочкообразной формой зуба методами врезного шевингования значение прогиба линии зуба необходимо увеличить на величину бочкообразной модификации Δ_m .

$$\Delta = \left[b_1^2 \operatorname{tg}^2 \alpha_n (\operatorname{tg} \beta_1 - \operatorname{tg} \beta_0)^2 / B l_n \right] + \Delta_m, \quad (2)$$

где Δ – величина прогиба линии зуба в средней части шевера без учета увеличения рабочей ширины зуба шевера, мм; Δ_m – величина бочкообразной модификации, мм.

Метод врезного шевингования обеспечивает высокую производительность, однако при отделке зубчатых колес с шириной зубчатого венца $b_1 > 40$ мм требуется весьма значительные радиальные усилия (1). Технологические возможности методов врезного шевингования могут быть расширены путем прорезания по зубчатому венцу винтовых канавок, путем срезания ряда режущих зубцов шевера (в шахматном порядке), при этом общая ширина, на которой размещаются режущие зубцы шевера, не должна превышать 40 мм. Как и при тангенциальном шевинговании ширина шевера при врезном шевинговании должна быть больше ширины венца обрабатываемой заготовки (2). При изготовлении шеверов с большой шириной зубчатого венца возникают трудности при их заточке (осыпание шлифовального круга, снижение точности обработки). Для повышения производительности отделки зубчатых колес с широкими венцами ($b_1 > 40$ мм) разработана конструкция облегчающего шевера, в которой зубья шевера разбиты на группы и на них прорезаны винтовые канавки (3). Для повышения качества обработки число зубьев шевера должно быть не кратным числу зубьев заготовки. Кроме того разработана конструкция шевера, у которого с целью повышения точности обработки, несколько зубьев, равномерно расположенных относительно зубьев венца оставляют без изменений а на остальных прорезают винтовые канавки. Направление канавок при переходе от одного участка к другому изменяют на противоположное, что обеспечивает взаимное перекрытие необработанных участков.

Использование шеверов таких конструкций позволяет обрабатывать заготовки с шириной зубчатого венца более 40 мм.

Литература

1. Романов В.Ф., Расчеты зуборезных инструментов. – М.: Машиностроение, 1969. – 145 с.
2. Сухоруков Ю.Н., Евстигнеев Р.И. Инструменты для обработки зубчатых колес методом свободного обката. – Киев: Техника, 1983. – 120 с.
3. А.С. 1572 171 А1 В23 F21/28. Шевер. Сухоруков Ю.Н., Уминский С.М., Сухорукова А.Ю.

УДК 621.923

ВЛИЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СВОЙСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ НАПЛАВЛЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

Коломиец В.В., докт. техн. наук, Клименко С.А., докт. техн. наук, Ридный Р.В., Путятин Л.И.
(г. Харьков, Украина)

It is shown that in process of the processing restored melting of the details by sharpening with greater velocity presenting, depth of the cutting and negative front comers such are have a temperature-power conditions, which promote shaping on surfaces of these details durable layer.

Сельскохозяйственные машины работают в условиях повышенной запылённости и абразивного износа трущихся поверхностей деталей. Одним из наиболее доступных и перспективных путей ремонта сельскохозяйственных машин,

работающих в этих условиях, остаётся восстановление изношенных поверхностей деталей наплавкой. К деталям, работающим в условиях активного абразивного изнашивания (попадание пыли, песка, частиц почвы и др.) можно отнести детали гидравлических систем сельскохозяйственной техники.

В настоящее время штоки гидроцилиндров, изготовленные из стали 45, восстанавливают на Пересечанском РТП Харьковской области методом наплавки наплавочной проволоки Нп-30ХГСА диаметром 1,2мм. После восстановления деталь обрабатывают резцами из твёрдого сплава Т15К6 и шлифуют. Восстановленный слой имеет твердость в пределах 30...35HRC. Раньше после шлифования восстановленные штоки гидроцилиндров подвергали хромированию с толщиной покрытия до 0,025мм. Однако хромирование значительно удорожает процесс ремонта деталей. Кроме того, хромированные поверхности плохо удерживают смазку. Поэтому в настоящее время этот вид химико-термической обработки валов не производится.

Из литературных источников известно [1,2], что физико-механическое состояние и свойства поверхностного слоя обрабатываемой детали зависят от вида и режимов механической обработки. Эти свойства в значительной мере определяются величиной и характером остаточных напряжений, а также степенью упрочнения поверхностного слоя.

Известно, что шлифование приводит к образованию прижогов, трещин и растягивающих остаточных напряжений в поверхностном слое. Всё это снижает уровень эксплуатационных характеристик восстановленных деталей. В связи с этим и существует проблема дальнейшего повышения износостойкости поверхностного слоя шлифованных валов. Из литературных источников также известно, что точение оказывает более благоприятное воздействие на физико-механическое состояние и свойства поверхностного слоя, чем шлифование [1]. Очевидно, что при точении физико-механические параметры поверхностного слоя будут зависеть от режимов резания и геометрии резца. Силовое воздействие резца на поверхностный слой металла во многом зависит от величины переднего угла резца γ [2]. При резании резцами с положительным передним углом наблюдаются две зоны напряжённого состояния: перед передней гранью резца возникает зона сжатия, а позади неё – зона растяжения. При отрицательном переднем угле зона растяжения отсутствует, а область сжатия резко увеличивается. Это приводит к тому, что поверхностный слой упрочняется и приобретает сжимающие остаточные напряжения. Точение при этом с высокими скоростями, подачами и глубинами резания резцами наряду с отрицательными передними углами приводит к возникновению на поверхности детали слоёв, имеющих остаточные напряжения сжатия и повышенную микротвёрдость [3].

Целью настоящей работы было экспериментальное исследование влияния на микротвёрдость и толщину упрочнённого поверхностного слоя, величин отрицательных значений переднего угла резца, при чистовой обработке резцами из киборита, восстановленных наплавкой штоков гидроцилиндров сельскохозяйственных машин.

Процесс наплавки всегда сопровождается образованием внутренних сварочных напряжений, поэтому процесс формирования остаточных напряжений и других физико-механических характеристик поверхностного слоя наплавленной поверхности после точения носит сложный характер. В связи с этим, для некоторой релаксации напряжений механическую обработку проводили не менее чем через 24 часа после наплавки [4].

Механическую обработку проводили резцами из свехтвёрдых материалов – киборитом (К11) с геометрическими параметрами: $\alpha=6^{\circ}$; $\alpha_1=6^{\circ}$; $\varphi=40^{\circ}$; $\varphi_1=15^{\circ}$. Режимы резания были следующими: скорость резания $V=2,5$ м/с; подача $S=0,28$ мм/об; глубина $t=0,4$ мм. В процессе проведения эксперимента значение переднего угла γ изменялась в пределах от -10° до -60° через 10° .

В качестве выходных параметров были выбраны микротвёрдость и толщина упрочнённого слоя. Для исследования микротвёрдости поверхностного упрочнённого слоя из восстановленных деталей вырезались образцы. На исследуемых поверхностях этих образцов приготавливались специальным образом металлографические шлифы, на которых через микроскоп прибора ПМТ-3 отчётливо просматривался упрочнённый поверхностный слой обработанной детали. Учитывая небольшие толщины этого слоя, шлифы изготавливались косыми. Поэтому толщина слоя определялась с учётом наклона шлифа к нормали, проведенной к наружной поверхности шлифа. Толщина упрочнённого слоя определялась по выражению:

$$h = \frac{Ah^*}{D},$$

где A – длина лыски, мм; h^* – толщина упрочнённого слоя на косом шлифе, мкм; D – диаметр образца.

Измерение микротвёрдости в упрочнённом слое проводилось по стандартной методике, представляющей собой разновидность метода Виккерса. Использовали прибор ПМТ-3 с правильной четырёхгранной алмазной пирамидой с углом при вершине равным 136° [5]. Величина нагружения на индентор подбиралась опытным путём и была принята 50г.

По принятой методике число микротвёрдости H_{μ} определяется по формуле:

$$H_{\mu} = \frac{1854P}{d^2},$$

где P – величина нагрузки, гс; d – диагональ отпечатка, мкм; $d^2/1854$ – площадь боковой поверхности полученного пирамидоидального отпечатка.

В работе, были использованы специальные таблицы, определяющие число микротвёрдости в МПа, в зависимости от длины диагонали d отпечатка и величины нагрузки P .

Результаты исследований приведены в таблице.

Таблица

Микротвёрдость H_μ и толщина h упрочнённого слоя после точения резцами из киборита с различными передними углами γ .

№ опыта	Значение переднего угла γ_0^0	Микротвёрдость H_μ , МПа	Толщина, мкм
1	-10	180...221	0
2	-20	252...280	10...13
3	-30	362...412	20...23
4	-40	488...542	25...32
5	-50	430...488	22...27
6	-60	321...377	15...18

Анализ результатов экспериментальных исследований показал что, наибольшие значения упрочнения поверхностного слоя были достигнуты при точении резцом с передними углами равными $-40^0 \dots -50^0$. При этом микротвёрдость $H_\mu=430 \dots 542$ МПа. Микротвёрдость наплавленного неупрочнённого металла на глубине 0,5...1мм составила $H_\mu=180 \dots 221$ МПа. Таким образом, полученный упрочнённый поверхностный слой имеет микротвёрдость в 2...2,5 раза выше чем основной наплавленный металл.

Вывод.

В процессе точения киборитом восстановленных наплавкой изношенных поверхностей деталей можно выбрать такие условия резания, которые обеспечат существенное улучшение физико-механических свойств поверхностного слоя. Глубина упрочнённого слоя на штоках гидроцилиндров, наплавленных проволокой Нп – 30ХГСА, при определённых режимах резания и передних углах резца $-40^0 \dots -50^0$ достигала 25...32 мкм, а увеличение твёрдости в 2...2,5 раза. Такие изменения поверхностного слоя повысят износостойкость, и обеспечат повышение надёжности и долговечности восстановленных деталей, а следовательно и работоспособность отремонтированной сельскохозяйственной техники.

Литература

1. Рыжов Э.В., Клименко С.А., Гуцаленко О.Г. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями. – Киев: Наукова думка, 1994. –176с.
2. Карпенко В.Г., Бабей Ю. И. и др. Упрочнение стали механической обработкой. –Киев: Наукова думка, 1966. 204с.
3. Бабей Ю. И. Физические основы импульсного упрочнения стали и чугуна. – Киев: Наукова думка, 1988. –240с.
4. Борисов Ю.С., Харламов Ю.А. и др. Газотермические покрытия из порошковых материалов: Справочник. –Киев: Наукова думка, 1987. –544с.
5. Золоторевский В.С. Механические испытания и свойства металлов. – М: Металлургия, 1974. –304с.

УДК 621.923.

ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ VT-22 И OT4

Коломиец В.В., докт. техн. наук, Фадеев В.А., канд. техн. наук, Кленов О.С.

(г. Харьков, Украина)

The Organized estimation of the processing titanium alloy VT-22 and OT4 value factor friction and power of the cutting incisor from STM on base of the diamond

Дальнейший прогресс в области машиностроения в настоящее время проходит по двум направлениям, связанным с одной стороны с изготовлением деталей машин из самых высокопрочных материалов, а с другой стороны с применением высокопроизводительных инструментальных материалов для улучшения их обрабатываемости и качества изготовленных деталей.

Проведенные рядом авторов исследования по обрабатываемости титановых сплавов [1, 2, 3] инструментами из различных материалов показывают, что наиболее эффективны при их обработке синтетические поликристаллические алмазы типа карбонадо (АСПК) и баллас (АСБ). Установлено, что их работоспособность во многом зависит от геометрии инструментов, режимов резания и выбранной СОЖ. При обработке титановых сплавов VT6 и VT22 [3] рекомендуют применять увеличенные задние углы α ($16-20^0$), при небольших отрицательных передних углах α ($-5 \div -8^0$), малых главных углах в плане ϕ ($30-40^0$) и зачистных кромках $l_f=0,1 \div 0,15$ мм. При этом рекомендуется скорость резания 1,5-2,0м/с, подача 0,02-0,04мм/об и глубина резания 0,15-0,35мм с применением маловязкого неактивного масла МР-4. При этих условиях обработки стойкость резцов из карбонадо составляет 600-800мин.

Однако проведенные исследования в основном констатируют обрабатываемость титановых сплавов без научного обоснования процессов происходящих в контакте инструмента с деталью. Поэтому в данной работе ставилась задача исследовать вопросы трения и динамики при обработке титановых сплавов и установить их влияние на обрабатываемость сплавов VT-22 и OT4. Исследовалась зависимость коэффициентов трения от ско-

рости трения-скольжения и контактного давления инденторов из АСПК-2 и титанового сплава ВТ-22 $\sigma_b=1100-1150\text{МПа}$.

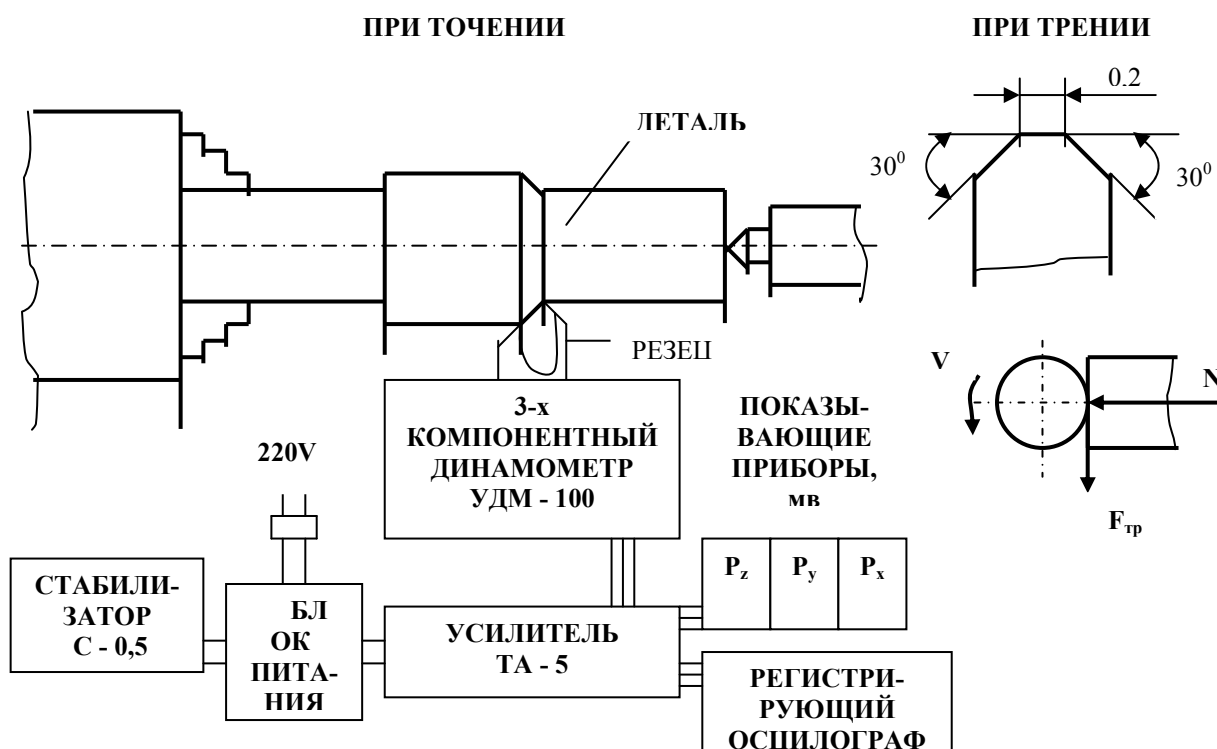


Рис. 1. Схема моделирующей установки для определения коэффициентов трения и измерения сил резания.

На рис.1 приведена схема моделирующей установки, которая применялась при определении коэффициентов трения и сил резания. Инденторы и резцы из АСПК-2 изготавливались на заточном станке с помощью кругов из синтетических алмазов и доводились на чугунном диске, маркированном алмазной пастой.

На рис.2 приведены зависимости коэффициента трения μ от скорости трения-скольжения V и от контактного давления q пары АСПК-2-ВТ-22. Из приведенных зависимостей видно, что с увеличением скорости трения-скольжения от 0,7 до 5м/с величина коэффициента трения имеет экстремальный характер зависимости. Сначала с увеличением скорости до 1,2м/с коэффициент трения возрастает до 0,65, а затем с увеличением скорости до 2,5м/с его величина уменьшается до 0,4, что можно объяснить влиянием нароста, с увеличением скорости который исчезает. Дальнейшее увеличение скорости трения-скольжения приводит к увеличению температуры в зоне контакта и образованию условий схватывания трущихся пар, т.е. на величину коэффициента трения оказывают мгновенный адгезионный износ, который и приводит к росту коэффициента трения от 0,4 до 0,7.

Приведенная зависимость величины коэффициента трения от контактного давления также носит экстре-

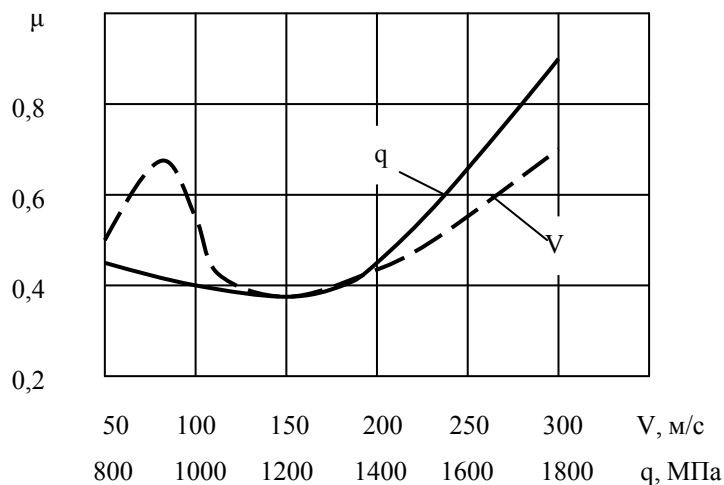


Рис. 2. Влияние скорости резания V м/с и контактного давления q МПа на коэффициент трения μ .

мальный характер с минимумом при контактном давлении 1000-1200МПа, которое наблюдается при скоростях трения-скольжения, при которых были минимальным и коэффициент трения в зависимости $\mu=f(v)$. Опытами установлено, что именно такие контактные давления 1000-1200МПа возникают при чистовом точении, следовательно, они и приводят к малым коэффициентам трения и, следовательно, к малым силам резания, от которых и зависит обрабатываемость титановых сплавов.

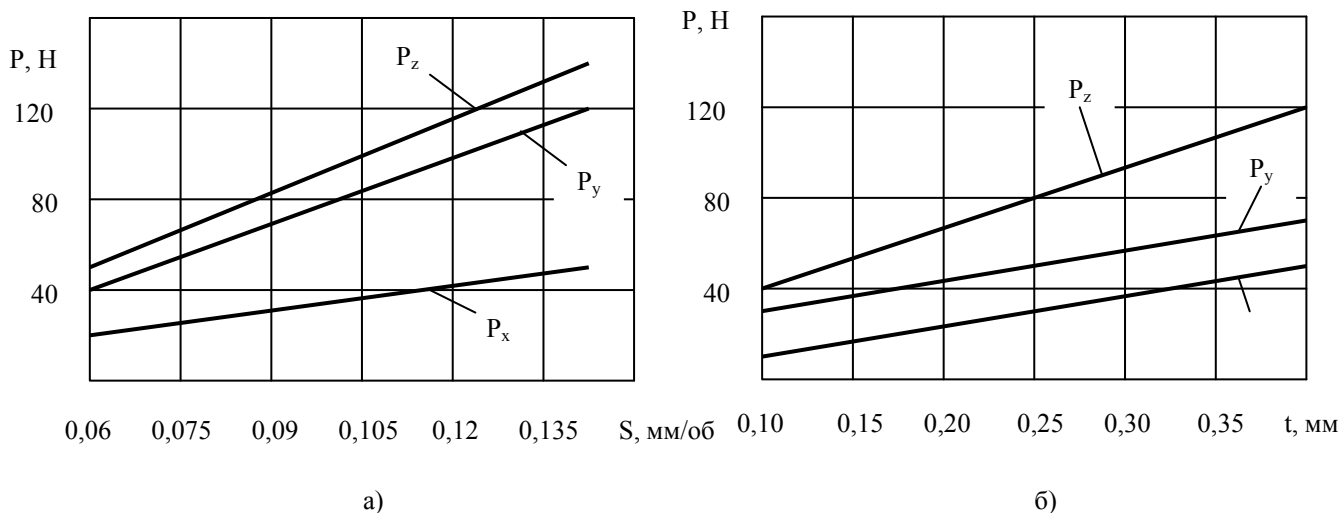


Рис. 3. Влияние: а) подачи S , мм/об; б) глубины резания t , мм, на силы резания P_z , P_y , P_x .

На рис.3 приведены зависимости составляющих сил резания от подачи и глубины резания, при чистовом точении титанового сплава ВТ-22 резцами из АСПК-2. Из расположения графиков видно, что увеличение и подачи и глубины резания приводит к увеличению всех составляющих сил резания. Однако, увеличение подачи в большей степени приводит к увеличению составляющих сил резания, что можно объяснить большими контактными давлениями, которые возникают с увеличением подачи и приводят к большим коэффициентам трения и силам резания. Поэтому при чистовом точении титановых сплавов резцами из АСПК-2 весь припуск желательно снимать за один проход с малой величиной подачи.

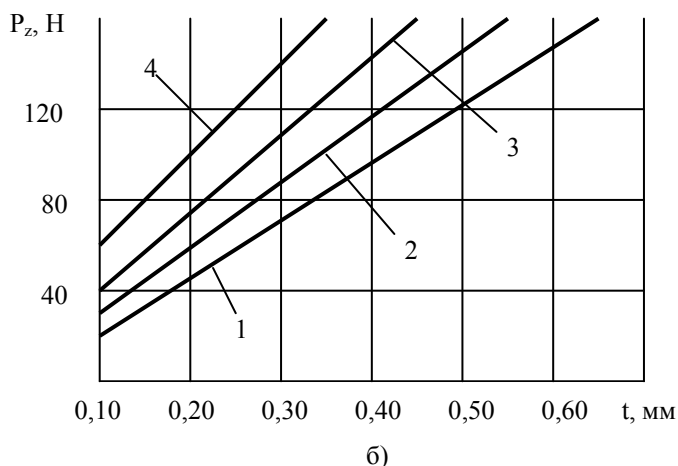
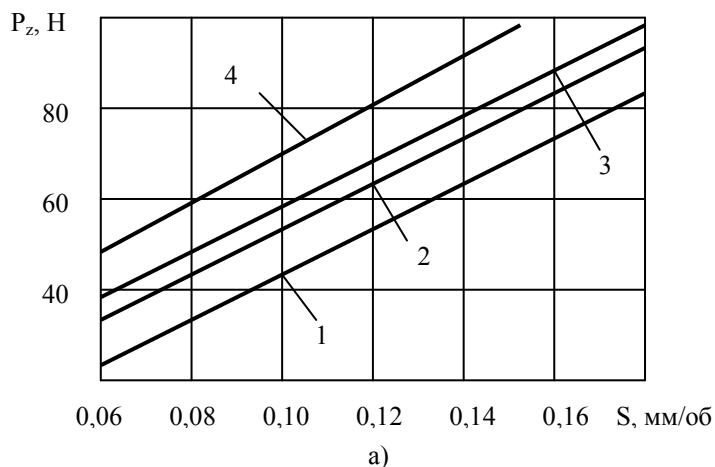


Рис. 4. Влияние: а) подачи S , мм/об; б) глубины резания t , мм, на вертикальную силу резания P_z при точении ОТ4 резцами из: 1 – ДАП; 2 – АСПК-2; 3 – АСБ; 4 – ВК8 при $V_{1,2,3}=1,5$ м/с; $V_4=0,7$ м/с; $t=0,2$ мм и $S=0,10$ мм/об.

но снимать за один проход с малой величиной подачи.

При исследовании обрабатываемости титанового сплава ОТ4 сравнительно невысокой прочности ($\sigma_b=600-900$ МПа) применялась такая же аппаратура и методика измерения сил резания как и при точении сплава ВТ-22. Однако в данном случае опыты проводились резцами из алмазов ДАП, АСПК-2 и АСБ и для сравнения резцами из твердого сплава ВК8 [4]. Геометрические параметры всех резцов были одинаковы: $\gamma=-5^\circ$; $\alpha=\alpha_1=16^\circ$; $\varphi=40^\circ$; $\varphi_1=20^\circ$; $\varphi_0=0^\circ$; $l_f=0,2\div 0,3$ мм.

Одной из особенностей динамики при обработке титанового сплава ОТ-22 резцами из АСПК-2 является то, что сила резания, из-за мало площади контакта стружки с передней поверхностью резца, сосредотачивается на узкой кромке резца. При этом, резко в 2-3 раза возрастает удельная сила на единицу длины режущего лезвия.

Малая площадь контакта стружки, сочетаясь с достаточно высокой прочностью титанового сплава ВТ-22, приводит к большим нормальным контактным давлениям. Повышенная твердость стружки, которая увеличивается в процессе ее деформации, приводит к повышенному износу режущей кромки, которая еще больше увеличивает удельную силу резания. Поэтому при обработке таких титановых сплавов как ВТ-22, которые имеют сравнительно низкую теплопроводность, в зоне резания возникают высокие температуры

резания, вызывающие явления схватывания, т.е. адгезийный износ режущих кромок.

Из приведенных данных видно, что при обработке такого высокопрочного титанового сплава наблюдаются увеличенные значения составляющих P_y и P_x силы резания, что приводит к сосредоточению силы резания в основном на режущей кромке, что и вызывает ее быстрый износ. Кроме того, проведенными ранее опытами установлено, что увеличенные удельные силы резания вызывают увеличенные температуры в зоне резания, которые сильно снижают прочность срезаемого слоя, что в некотором смысле приводит к улучшению обрабатываемости высокопрочных титановых сплавов.

При исследовании зависимости $P=f(S)$ величина глубины резания была постоянной $t=0,2$ мм, а при исследовании зависимости $P=f(t)$ величина подачи была постоянной $S=0,1$ мм/об при скорости резания $V=1,5$ м/с при точении резцами из СТМ и $V=0,7$ м/с при точении резцами из ВК8.

Результаты исследования представлены на рис.4. Из расположения графиков видно, что наименьшие величины силы P_z наблюдаются при точении двухслойными алмазными пластинами ДАП, а наибольшие величины сил резания наблюдаются при точении резцами из твердого сплава ВК8. Это можно объяснить тем, что ДАП имеют наименьшую величину коэффициента трения и наименьшую величину радиуса округления режущих кромок, что и приводит к меньшим (на 50-60% по сравнению с ВК8) силам резания. При этом эти силы по величине значительно меньше, чем при таком же точении ВТ-22.

Проведенными опытами установлено, что характер зависимости силы резания от подачи и глубины резания одинаков для всех исследуемых инструментальных материалов, а величина из различная, что можно объяснить различными коэффициентами трения радиусами округления режущих кромок и характером контактного взаимодействия трущихся пар. При износе резцов из СТМ при точении титановых сплавов наблюдается превышение радиальной силы P_y над тангенциальной силой P_z , что отрицательно влияет на точность обработки. Эту особенность процесса необходимо учитывать при окончательных операциях изготовления деталей.

Таким образом, в результате проведенных исследований выявлены особенности обрабатываемости титановых сплавов ВТ-22 и ОТ4 и установлено, что обрабатываемость ВТ-22 оцениваемая силами резания трудная, а ОТ4 – легкая.

Литература

1. Лоладзе Т.Н., Бочуава Г.В. О рациональных областях применения инструментов из синтетического алмаза и кубического нитрида бора. //Синтетические алмазы, вып.3. – К., 1975.
2. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов. //Под ред. Н.И. Резникова. – М.: Машиностроение, 1972.
3. Аранзон М.А. Точение сталей и сплавов резцами из синтетических сверхтвердых материалов. – Куйбышев: КПИ, 1977.
4. Коломиец В.В. Новые инструментальные материалы и области их применения. – К.: УМКВО, 1990. – 64с.

УДК 621.793

ВЛИЯНИЕ ОКСИЛЕГИРОВАНИЯ НА ИЗНАШИВАНИЕ ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЕЗВОЛЬФРАМОВОГО ТВЕРДОГО СПЛАВА ТН-20 ПРИ РЕЗАНИИ СТАЛЕЙ

Тимофеева Л.А., докт. техн. наук, проф., Чубукин А.С., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

In article expounds the results of studies the wearing surfaces of tungstenfree alloy TN-20 cutting plates after cutting test. The studies were conducted by methods microscopical and X-ray spectral analysis The raw cutting plates and cutting plates with a protecting coating obtained by oxyaloying method exposed to trials. Is established that the availability of coating considerably slows down on time a wear of hard alloy.

Известно, что [1] изнашивание БВТС на основе карбидов и карбонитридов титана идет в основном за счет механического разрушения зерен карбида титана, а также проникновения материала заготовки (железа) в никель - молибденовую связку, следствием чего является возникновение деформации ползучести режущего клина под действием тепловой и механической нагрузок. В результате ускоряют ся процессы, влияющие на его стойкость. С целью устранения этих явлений необходимо образовать барьер для проникновения материала обрабатываемой детали в материал инструмента и одновременно понизить температуру в зоне резания за счет изменения условий трения.

Также известно [2], что таким барьером может служить оксидная пленка на основе рутила (TiO_2), которая самопроизвольно образуется в процессе охлаждения пластин после спекания и достаточно прочно сцеплена с основой твердого сплава. Однако существенным недостатком в этом случае является ее несплошность. Кроме того, известно, что средствами, понижающими температуру в зоне резания, могут являться вещества, играющие роль твердых смазок - MoO_2 , MoS_2 [3]. Исходя из вышесказанного, авторами была сделана попытка повысить износостойкость БВТС путем создания на поверхности твердого сплава защитного комплексного покрытия (пленки), для чего был использован метод оксигирования, позволяющий создавать на подложках пленки различных оксидов.

Смысл метода оксигирования, в данном случае, состоит в том, что на поверхности твердого сплава посредством осаждения кислорода из парогазовой среды растет пленка оксида титана. При этом парогазовая среда образуется из

сильноразбавленных (3-5%) водных растворов солей, содержащих элементы (например, серу), входящие в состав веществ, являющихся твердыми смазками. В результате формирующаяся на поверхности твердого сплава пленка получается не чисто оксидной, а легированной этими элементами.

Методика и результаты исследования

В данной работе окислегированию подвергались четырехгранные пластины из сплава ТН-20. Процесс проходил в специальной печи при температуре 600 - 620 °С в течение 40 минут. В качестве парогазовой среды был использован перегретый водяной пар 5%-ного водного раствора тиосульфата натрия ($\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$).

После проведения окислегирования пластины испытывались на износ по задней грани (h_z) при безударном точении стали 40 X в течение 20 минут на скоростях резания $v = 130 - 190$ м/мин. при $t = 0.5$ мм, $S = 0.1$ мм/об. Одновременно с этим были проведены такие же испытания на необработанных пластинах из ТН-20. Результаты испытаний приведены в таблице 1

Таблица 1

Результаты испытаний на изнашивание в процессе резания по стали 40X

Скорость резания, v , м/мин	Износ по задней грани h_z , мм	
	окислегированные пластины	необработанные пластины
130	0,09	0,29
140	0,1	0,32
150	0,1	0,46
160	0,11	0,45
170	0,1	0,49
180	0,12	0,49
190	0,13	0,47

Кроме того, с целью определения химического состава покрытия в данной работе проводился послойный фазовый анализ поверхности окислегированных образцов до испытаний резанием. С целью изучения характера износа и остаточного элементного состава на поверхности износа после резания выполнялся микроскопический и микрорентгеноспектральный анализ поверхности износа необработанных и окислегированных пластин.

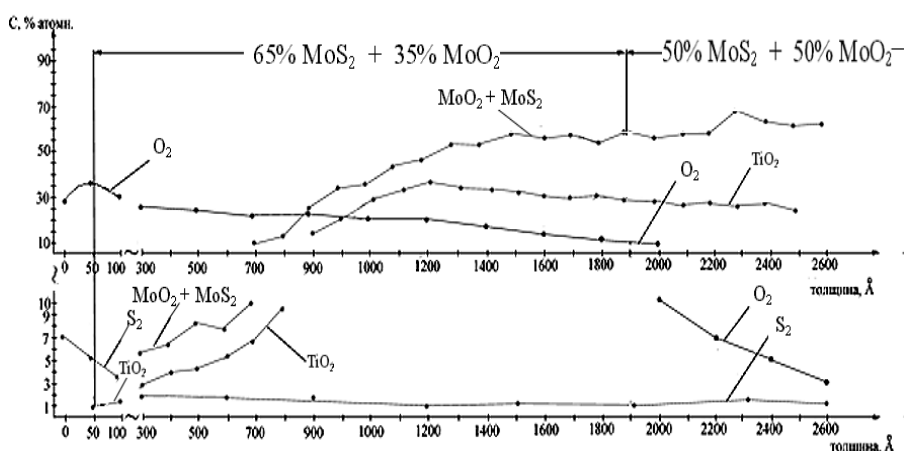


Рис 1. Распределение концентраций элементов и химических соединений в покрытии.

химических соединений. В данном случае процентное содержание MoO_2 и MoS_2 составляло 35% и 65% соответственно от общего количества молибденосодержащих веществ на интервале от 50 до 1900 Å. и по 50% MoO_2 и MoS_2 на интервале 1900 - 2600 Å. (рис. 1)

Исследование характера поверхностей износа показывает (рис.2), что изнашивание необработанных пластин проходит более интенсивно, чем окислегированных.

Это видно по недостающему количеству исходного материала резца. Так, из рис.2а видно, что поверхность износа необработанной пластины представляет собой треугольник, образовавшийся в результате полного изнашивания вершины резца, в то время как поверхность износа на окислегированной пластине представляет собой значительно меньшую по размерам область, образованную за счет частичного удаления верхних слоев материала с вершины резца (рис. 2б)

Микрорентгеноспектральный анализ поверхностей износа (рис.3.) показывает, что на всей поверхности износа необработанной пластины образуется сплошной намазанный слой обрабатываемого материала - стали 40X, о чем свидетельствует наличие на спектрограмме необработанной пластины рентгеновских профилей (пииков) железа и хрома, а также некоторое количество адсорбированного кислорода и углерода (рис. 3а.). Эти данные подтверждают факт изнашивания пластины за счет проникновения в нее обрабатываемого материала

При послойном фазовом анализе использовался метод рентгеновской фотоэлектронной спектроскопии. При этом было установлено, что, как и ожидалось, покрытие состоит в основном из MoO_2 , MoS_2 и TiO_2 . При этом концентрации MoO_2 и MoS_2 определялись как процентные концентрации молибдена, находящегося в энергетическом состоянии, соответствующем каждому из этих

Спектрограмма элементов, полученная при исследовании поверхности износа окислегированной пластины (рис 3.б.) показывает наличие значительного количества элементов, содержащихся как в материале сплава, так

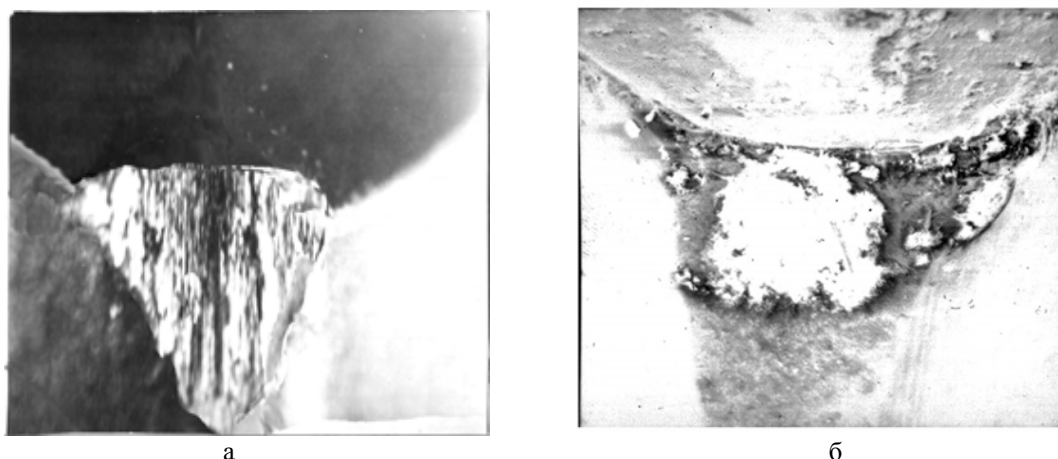


Рис 2. Поверхность износа пластины ТН-20 после испытаний резанием: а – н обработанной пластины ($\times 70$); б – после обработки окислегирования ($\times 100$)

и в самом покрытии. Однако можно утверждать, что в данном случае на поверхности износа регистрируются элементы, входящие в состав покрытия, так как интенсивность рентгеновских профилей (пииков) никеля, входящего в состав связующей фазы сплава, гораздо ниже интенсивности профиля молибдена, количество которого в связующей фазе твердого сплава в 3 раза меньше, чем количество никеля. Кроме того, на той же спектрограмме зарегистрированы профили железа, интенсивность которых сравнима с интенсивностью профиля молибдена, что может говорить либо о только начинающемся процессе проникновения обрабатываемого материала в материал твердого сплава, либо о задержке на не полностью износившемся покрытии частиц обрабатываемого материала.

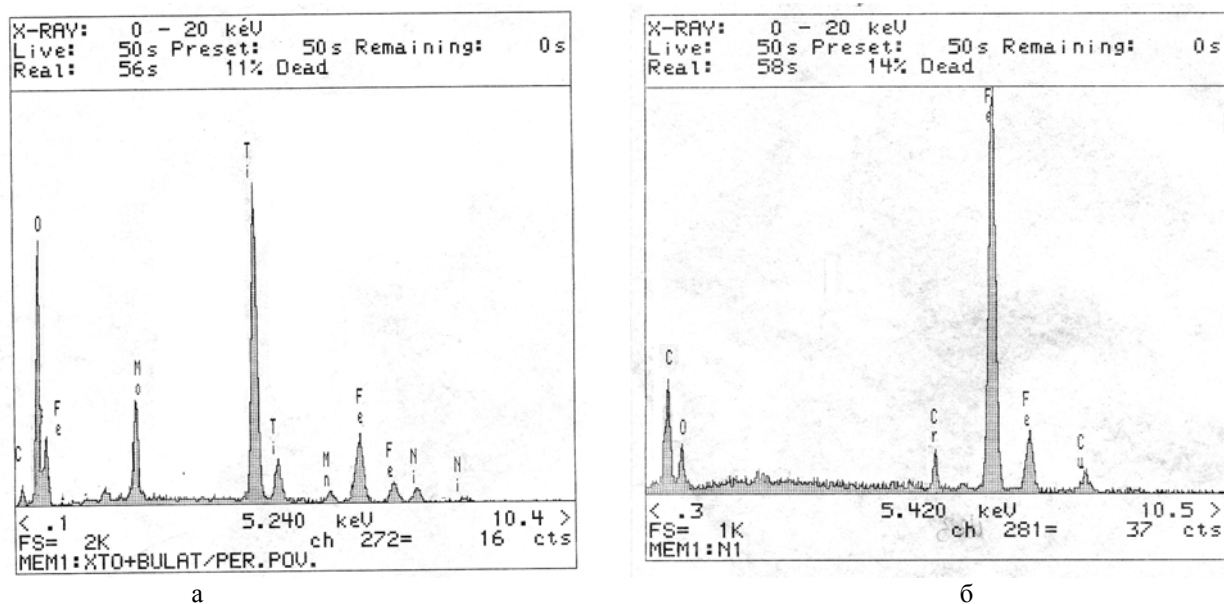


Рис.3. Рентгеновская спектрограмма поверхности износа необработанной пластины (а); рентгеновская спектрограмма поверхности износа окислегированной пластины (б).

Таким образом, анализируя полученные результаты микроскопического и микрорентгеноспектрального анализа можно утверждать, что наличие покрытия (пленки), полученного методом окислегирования на поверхности инструмента из БВТС задерживает процесс его изнашивания.

Выводы

Результаты проведенной работы позволяют утверждать, что:

1. Износ безвольфрамового твердого сплава идет вследствие проникновения обрабатываемого материала в объем твердого сплава.
2. Значительного уменьшения износа режущего инструмента из БВТС можно достигнуть путем целенаправ-

ленного создания на поверхности инструмента защитных комплексных покрытий (пленок) на основе рутила (TiO_2) с добавлением MoO_2 и MoS_2 методом окислелегирования.

Литература

1. Самойлов В.С., Дубко Г.В., Панфилов В.С.. Безвольфрамовые твердые сплавы. Обзорная информация.-М.: ЦНИИцветмет экономики и информации, 1981, 19с.
2. Твердосплавный металлорежущий инструмент для обработки труднообрабатываемых материалов. - Рига: ЛатИНТИ. - 1975, 65с.
3. Крагельский И.В. Трение, изнашивание и смазка. - М.: Машиностроение -1973, 45с.

УДК 621.7.01

ВЛИЯНИЕ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ И СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ

Листопад И.А., канд. техн. наук, доц., Влащенко Г.И., канд. техн. наук, доц.
(г. Харьков, Украина)

The Considered influence quality processing to surfaces and limit to endurance of the made details from steel on their longevity (capacity to work).

Проведенные исследования показали, что почти во всех случаях процесс усталостного разрушения деталей и узлов начинается с верхнего слоя поверхности [1, 2]. Это объясняется тем, что поверхностный слой деталей находится в неблагоприятных условиях нагружения. Например: напряжения на поверхности могут достигать наивысших значений, даже при условии некоторого изгиба деталей, номинально нагруженных по оси. Изменение сечения деталей, повреждения и шероховатость поверхности вызывают местную концентрацию напряжений, достигавшую наивысших значений на поверхности. В поверхностном слое при воздействии на поверхностно-активных и коррозионных срезах зарождаются и развиваются критические трещины усталости. В связи с этим становится очевидным, от качества поверхности деталей машин, обусловленных величиной, формой и направлением шероховатости зависит интенсивность процесса усталостного разрушения металла.

Это позволяет утверждать, что качество поверхности является важным фактором, с помощью которого можно добиться изменения предела выносливости деталей машин.

Результаты многочисленных исследований влияния качества обработки поверхности деталей на стойкость

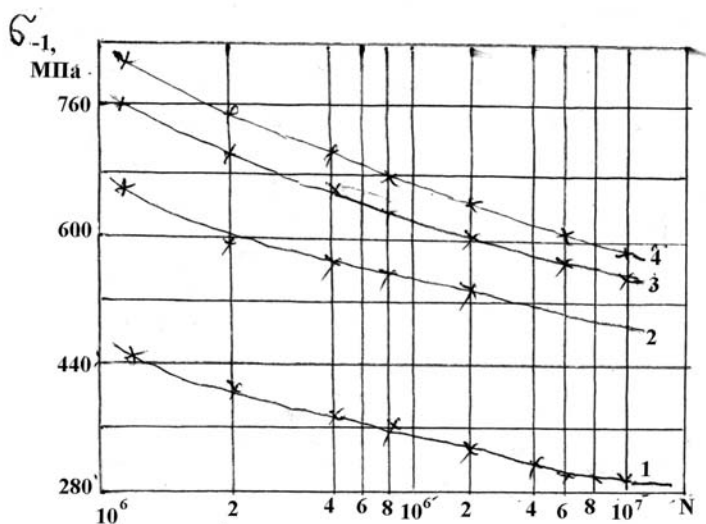


Рис.1. Зависимость предела выносливости образцов, изготовленных из стали 18Г2С от количества циклов работ: 1 – хромированная поверхность; 2 – выглаженная хромированная поверхность; 3 – полированная поверхность (без покрытия); 4 – выглаженная поверхность

металлов против усталости показали, что механическая обработка, различные виды поверхностного упрочнения, при которых происходит изменение шероховатости поверхности слоя металла, в большей степени влияют на предел выносливости и усталостную прочность. Уменьшение величины шероховатости увеличивает опорную поверхность, уменьшает удельные нагрузки при прочных разных условиях. Шероховатость поверхности можно уменьшить при помощи наклона, формы направления неровностей, следов механической обработки и др. видов, в результате возникнут в поверхностном слое деталей собственные напряжения сжатия, что повышает предел выносливости от 20 до 100% и более.

Долговечность работы большинства деталей и механизмов определяется не только конструктивными

геометрическими параметрами и факторами, и условиями эксплуатации, но состоянием поверхностного слоя самих деталей. В связи с этим большое значение имеют комбинированные методы упрочнения, в частности нанесения твердых металлических покрытий с их последующей обработкой алмазным выглаживанием.

Проведенные исследования на усталостную прочность образцов с хромовым покрытием показали высокую эффективность применения поверхностной пластической деформации (ППД), алмазным выглаживанием. Для испытания были изготовлены стандартные образцы из стали 18Г2С, схема нагружения-изгиб с вращением. При помощи электрохимического осаждения на поверхности деталей образовывалась толщина поверхностного слоя 0,05мм. Выглаживанием осуществляли обработку деталей со следующими режимами: с усилием прижима

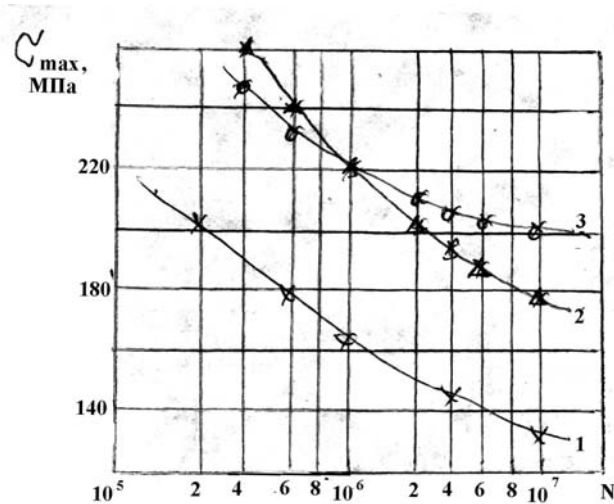


Рис. 2. Зависимость предела выносливости анодированных и неанодированных образцов от количества цикла работ: 1 – после анодирования с последующим выглаживанием; 2 – до анодирования; 3 – после анодирования.

действию с симметричными знакопеременными напряжениями при среднем значении которого является напряжение сжатия.

На рис.2 представлен график, показывающий влияние алмазного выглаживания на выносливость анодированных и неанодированных образцов из сплава АК-6. Анодирование производилось в технической серной кислоте при температуре 5°C и плотности тока $2,0\text{--}5\text{А/дм}^2$, при этом получалась пленка толщиной $25\text{--}25\text{мкм}$. Механическую обработку образцов выполняли по трем вариантам, которые представлены в таблице. В таблице приведены полученные значения шероховатости и твердости для каждого метода обработки. При выглаживании применялся алмаз с $R_{cp}=3\text{мм}$. Анодирование с последующим выглаживанием повышает предел выносливости алюминиевых образцов на 35%.

№ п/п	Метод обработки поверхностей деталей	Твердость, HV·10МПа	Шероховатость поверхности R_a , мкм
1	Полирование $P_v=170\text{Н}$	170	0,25-0,20
2	Выглаживание с $P_v=150\text{Н}$	196	0,25-0,20
3	Выглаживание с $P_v=200\text{Н}$	456	0,35-0,25
4	Анодирование	372	1,00-0,50
5	Анодирование	456	1,00-0,80

Влияние микрогеометрии (шероховатости) на выносливость стали связано с чувствительностью ее к концентрации напряжений, поэтому в более прочных и мелкозернистых сталях влияние микрогеометрий проявляется сильнее, чем в мягких, пластичных сталях или в материалах с большой внутренней неоднородностью, например в чугунах, которые малочувствительны к качеству обработки поверхности.

Проведенные исследования показывают, что трудно исследовать микрогеометрического параметра поверхности (шероховатости) на стойкость металла против усталостного разрушения отдельно от влияния характеристики упрочнения и напряженного состояния поверхностного слоя. При сопоставлении данных шероховатости поверхности с пределом выносливости было сделано заключение о том, что между значением шероховатости поверхности и пределом выносливости существует простая экспоненциальная зависимость. Следовательно, причиной малой выносливости образцов при различных методах обработки является микрогеометрия (шероховатость) поверхности.

Проверенные исследования показывают влияние методов обработки деталей на выносливость и дают возможность оценить ряд важных практических задач, связанных с твердостью материалов и шероховатостью их поверхности. Если в процессе обработки получить оптимальную шероховатость поверхности, то выносливость деталей будет максимальной. Оптимальная шероховатость является наиболее благоприятной для выносливости и долговечности.

Литература

1. Костецкий В.И. и др. Надежность и долговечность машин. – К.: Техніка, 1975.
2. Хвостухин Л.А. и др. Обработка металлопокрытий выглаживанием. – М.: Машиностроение, 1980.

$P_v=170\text{Н}$, с подачей $s=0,05\text{мм/об}$; с глубиной резания $t=1,5\text{мм}$. После полирования и выглаживания шероховатости поверхности деталей составила $R_a=0,12\text{мкм}$.

На рис.1 видно, что предел выносливости σ_{-1} выглаженных хромированных образцов выше по сравнению с полированными нехромированными образцами. Повышение предела выносливости в данном случае объясняется совместным действием нескольких факторов: в результате выглаживания увеличивается радиус впадин и поэтому уменьшается концентрация напряжений, пропорциональная кривизне элементов микрорельефа; упрочнение точного поверхностного слоя с интенсивным, но плавным снижением микротвердости от поверхности через деформированный слой до пластичной сердцевины способствует повышению вибропрочности; формирование в поверхностном слое снижающих остаточным напряжением снижает чувствительность материала выглаженной поверхности и концентрации напряжений вблизи участков нарушения целостности. Кроме того, остаточные напряжения сжатия при совместном

УДК 621.923

ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ ВЫСОКОПРОЧНЫХ НЕРЖАВЕЮЩИХ СПЕЦИАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ ВНЛ-3 И ВНС-5**Коломиец В.В., докт. техн. наук, Кривошанка Ю.М., канд. эконом. наук, Данильченко А.А.**
(г. Харьков, Украина)*It is installed raised difficult processing of steel VNL-3 and VNS-5 because of their increasing of toughness at cutting.*

В современном машиностроении все больше повышаются требования к обработке резанием деталей из новых высокопрочных, жаропрочных и нержавеющей сталей, благодаря которым увеличиваются эксплуатационные характеристики машин и оборудования [1].

Новые высокопрочные нержавеющей стали ВНЛ-3 (ОХ13Н5МДЛ) и ВНС-5 (15Х15Н5МЗЛ) в настоящее время изучены недостаточно и их обрабатываемость резанием затруднена. В работе [2] приводятся результаты исследования обрабатываемости точением подобного высокопрочного жаропрочного сплава ЭП693ВД, обрабатываемость резанием которого также затруднена резцами из твердых сплавов ВК8, ВК10ХОМ и ВК100М. Авторами установлены оптимальные геометрические параметры резцов и режимы резания. Установлено, что наибольшей стойкостью обладают инструменты из особомелкозернистого твердого сплава ВК100М. Стойкость резцов с режущей частью из этого сплава до критерия затупления $h_3=0.6$ мм составила 200мм, а из ВК-8 – 30мин. При этом режимы резания были: $V=0,5$ м/с; $S=0,15$ мм/об и $t=2$ мм.

Для точения и фрезования высокопрочных, жаропрочных и нержавеющей сплавов изобретена специальная СОЖ [3]. Состав СОЖ следующий: кальцинированная сода 0,2...0,3%, эмульсол Э-2 на основе масляного асида или ЭТ-2 на основе талового масла 4-10%, аммонийная соль перфторэнантовой кислоты-0,1%, остальное вода.

Исследуемая новая высокопрочная нержавеющей сталь ВНЛ-3 имеет следующий химический состав: 0,07%С; 5%Ni; 1,65%Mo; 0,5%Si; 13,5%Cr; 1,3%Cu; 0,6%Mn; 0,02%S; 0,03%P; 0,05%Nb и остальное Fe. Из приведенных данных видно, что сталь высоколегированная типа ОХ13Н5МДЛ.

Высокопрочная нержавеющей сталь ВНС-5 имеет следующий химический состав: 0,11-0,16%С; 0,7%Si; 0,1%Mn; 0,02%S; 0,03%P; 14-15,5%Cr; 4-5%Ni; 2,3-2,8%Mo; 0,05%Nb и остальное Fe. Эту сталь также можно назвать высоколегированной типа 15Х15Н5МЗЛ.

Механические свойства этих сталей примерно одинаковы: $\sigma_e=1400-1500$ МПа; $\sigma_m=1000-1100$ МПа; $\delta=15\%$; $\psi=50-55\%$. Из приведенных данных видно, что эти стали высокопрочные и сильно пластичные ферритного и аустенитного класса.

Выясним, как влияют легирующие элементы на обрабатываемость резанием этих сталей?

Углерод. Такое малое содержание углерода в легированных сталях не может однозначно характеризовать обрабатываемость стали, так как с различными легирующими элементами будут образовываться разной твердости карбиды и интерметаллидные включения.

Марганец. Установлено, что в таких соотношениях марганец и углерод приводят к улучшению процесса резания.

Кремний. Установлено, что кремний приводит только к ухудшению обрабатываемости сталей. Поэтому такое повышенное в 2 раза содержание кремния должно ухудшать обрабатываемость сталей.

Хром и молибден, повышая прочность и вязкость ухудшают обрабатываемость сталей. Молибден склонен к образованию сложных карбидов и входит в твердые растворы. Кроме того, хром и молибден могут переходить в твердые растворы в феррите или образовывать комплексные карбиды, которые приводят к ухудшению обрабатываемости сталей, так как они способны упрочняться в период деформации при резании.

Никель в таком количестве приводит к повышению жаропрочности стали и к возникновению повышенных температур при резании, что ухудшает обрабатываемость сталей.

Медь в таком повышенном содержании увеличивает пластичность стали и способность её упрочняться в процессе обработки, поэтому она также ухудшает обрабатываемость стали.

Фосфор, сера и ниобий в таких количествах не оказывают практического влияния на обрабатываемость резанием сталей.

Из приведенного анализа влияния легирующих элементов на обрабатываемость сталей видно, что она должна быть трудной.

Обрабатываемость высокопрочных нержавеющей сталей ВНЛ-3 и ВНС-5 изучалась при торцевом фрезеровании деталей завода. В качестве инструментальных материалов были выбраны твердые сплавы ВК6М, ВК6ОМ и для сравнения Т15К6, а также сверхтвердые материалы на основе нитрида бора гексанит – Р(К10) и двухслойные пластины гексанита – Р(К10Д), которые рекомендуются к применению в данном случае из-за их повышенной прочности на изгиб [4]. При изучении обрабатываемости этих сталей применялись торцевые фрезы диаметром 125мм с 12-ю круглыми пластинками из твердых сплавов, а работоспособность вставок из гексанита – Р и К10Д оценивалась при работе двенадцатизубой фрезой такого же диаметра.

Геометрические параметры фрез с пластинками из твердых сплавов были такими: $\gamma = -10^0$; $\alpha=10^0$, которые достигались за счет установки пластин диаметром 15мм. Геометрические параметры вставок из СТМ были такими: $\gamma = -5^0$; $\alpha=\alpha_1=15^0$; $\varphi=45^0$; $\varphi_1=20^0$; $l_f=0,3$ мм; $\lambda=5\div 10^0$. В качестве СОЖ применялась высокоэффек-

тивная в таких условиях «Укринол-1». За критерий затупления всех режущих элементов принимался износ их задней поверхности $h_3=0,6$ мм.

Проведенными исследованиями установлено, что инструменты из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора К10 и К10Д обладают повышенной работоспособностью при чистовой обработке сталей ВНЛ-3 и ВНС-5 с малыми величинами подач. При этом установлено, что лучшей работоспособностью обладают фрезы со вставками из гексанита – Р(К10). Стойкость таких вставок составляет 300-400мин при: $V=2$ м/с; $S=0,05$ мм/зуб и $t=0,2$ мм.

Фрезы с пластинками из твердых сплавов эффективно применять при полустойкой и черновой обработки сталей ВНЛ-3и ВНС-5 при скорости резания $V=0,5$ м/с, т.е. при максимальном наростообразовании, которое сопровождается процессом обработки таких вязких сталей. При этом наибольшую стойкость ($T=120-150$ мин) показали пластины из особомелкозернистого твердого сплава ВК60М ($V=0,5$ м/с; $S=0,05$ мм/зуб; $t=2$ мм). Такую пониженную работоспособность твердосплавных пластин можно объяснить особыми повышенными механическими свойствами обрабатываемых сталей, которые при деформации (стружкообразовании) упрочняются на 30-40%. Это было установлено при исследовании корней стружки и её усадке, которая достигает 4-5, что в 2 раза больше чем при обработке сталей типа 15Х.

Таким образом, проведенными исследованиями частично установлено, что обрабатываемость высокопрочных нержавеющей специальных сталей ВНЛ-3 и ВНС-5 является чрезвычайно трудной твердыми сплавами и сравнительно менее трудной инструментами из СТМ на основе нитрида бора типа К10 и К10Д.

Литература

1. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов. //Под ред. Н.И. Резникова. М. Машиностроение, 1972.
2. Лепилин В.И., Волков А.Н., Чернов И.Д. Исследование эффективности новых марок твердых сплавов при точении жаропрочного сплава ЭП693ВД. //Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. – Куйбышев, 1978, вып. 5. – С. 25-27.
3. Бильзинов К.Н., Коница Г.И., Молохов И.Ф., Серебров П.В., Худякова С.А. СОЖ для механической обработки металлов. Авт. свид. №4456685.
4. Коломиец В.В. Новые инструментальные материалы и области их применения. – К.:УМКВО, 1990. – 64с.

УДК 621.923

БАЛАНС ТЕПЛА ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ И РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ

Новиков Г.В., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

In work the account and analysis of balance of heat is given at cutting materials and on his(its) basis the simplified account of temperature of cutting is given.

Проблемам теплофизики резания материалов в научно-технической литературе уделено большое внимание. Разработаны методы расчета тепловых полей и максимальной температуры при резании, что позволяет обоснованно управлять интенсивностью теплового воздействия на обрабатываемую деталь и качеством ее обработки. Вместе с тем, теплофизические решения имеют достаточно сложное математическое представление, так как получены в основном на основе уравнений математической физики. Это затрудняет анализ тепловых процессов при резании и выработку эффективных решений по снижению температуры резания. В данной работе предложен упрощенный подход к анализу баланса тепла при резании и расчету температуры резания.

Известно, что выделяющееся при резании тепло приводит к нагреву образующейся стружки, инструмента, заготовки, а также смазочно-охлаждающей жидкости, что отрицательно сказывается на работоспособности инструмента и качестве обрабатываемых поверхностей. Для анализа путей снижения температуры резания важно правильно рассчитать баланс тепла при резании.

В первом приближении будем считать, что вся механическая энергия резания, равная работе от действия двух составляющих силы резания P_z, P_y , переходит в тепло, затрачиваемое для нагревания лишь образующейся стружки, т.е.

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{сmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta, \quad (1)$$

где V - скорость резания, м/с; $V_{сmp}$ - скорость сходящей стружки, м/с; τ - время обработки, с; c - удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); $m = \rho \cdot S_0 \cdot V \cdot \tau$ - масса стружки, кг; S_0 - площадь поперечного сечения среза, м²; θ - температура стружки, К.

Скорость сходящей стружки $V_{сmp}$ определим из условия равенства объемов обрабатываемого материала и стружки:

$$a \cdot b \cdot V \cdot \tau = a_{сmp} \cdot b \cdot V_{сmp} \cdot \tau, \quad (2)$$

где a, b - толщина и ширина среза, м; a_{cmp} - толщина образующейся стружки, м; τ - время обработки, с.

Откуда

$$V_{cmp} = \frac{a}{a_{cmp}} \cdot V = \frac{V}{K_L}, \quad (3)$$

где $K_L = a_{cmp} / a$ - коэффициент усадки стружки, который определяется из формулы проф. Тиме А.И. [1]

$$K_L = \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta} + \sin \gamma, \quad (4)$$

β - угол сдвига материала; γ - передний угол инструмента.

Отношение P_y / P_z равно коэффициенту трения f на передней поверхности инструмента. С учетом сделанных преобразований температура резания θ , исходя из зависимости (1), определится

$$\theta = \frac{P_z \left(1 + \frac{f}{K_L}\right)}{c \cdot \rho \cdot S_0}. \quad (5)$$

Как известно, коэффициент трения $f < 1$, а коэффициент усадки стружки $K_L > 1$. Следовательно, второе слагаемое в числителе зависимости (5) значительно меньше единицы и им можно пренебречь, т.е. основным источником теплонпряженности процесса резания является деформирование материала в плоскости сдвига. Тангенциальную составляющую силы резания P_z представим в виде: $P_z = \sigma \cdot S_0$, где σ - условное напряжение резания. В результате приходим к упрощенной зависимости

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (6)$$

Как видим, основным условием уменьшения температуры резания θ является уменьшение условного напряжения резания σ .

Для более точного расчета баланса тепла при резании усложним задачу. Будем считать, что выделяющееся тепло уходит не только на нагревание стружки, но и на нагревание инструмента за счет теплопроводности. Режущий инструмент упрощенно представим в виде пластины толщиной l_1 . С одной стороны на пластину на площади S_1 действует тепловой источник (в результате трения инструмента с образующейся стружкой). С другой стороны пластина свободна от теплового воздействия. Тогда количество протекшего через пластину тепла при установившемся тепловом потоке определится зависимостью

$$Q_1 = \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta_1 - \theta_2}{l_1} \cdot \tau, \quad (7)$$

где λ_1 - коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/(м·К); θ_1, θ_2 - установившиеся температуры той и другой сторон пластины (примем $\theta_2 = 0, \theta_1 = \theta$); τ - время обработки, с.

С учетом зависимости (7) уравнение (1) примет вид

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{cmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta + \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta}{l_1} \cdot \tau. \quad (8)$$

После соответствующих преобразований, имеем

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho + \frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1 \cdot V} \cdot S_0}. \quad (9)$$

Зависимость (9) отличается от аналогичной зависимости (6) тем, что содержит в знаменателе два слагаемых. Это указывает на то, что за счет отвода тепла в инструмент температура резания θ уменьшается. Чем больше

коэффициент теплопроводности λ_1 и меньше скорость резания V , тем меньше температура резания. При значительном увеличении скорости резания V второе слагаемое знаменателя стремится к нулю, а температура резания θ - к максимальному значению, определяемому зависимостью (6), рис.1. Полученная аналитическая зависимость хорошо согласуется с экспериментальными данными, согласно которым с увеличением V температура резания θ увеличивается, асимптотически приближаясь к определенному значению [1, 2].

С увеличением толщины среза a (соответственно площади поперечного сечения среза S_0) увеличивается параметр S_1 , однако, как установлено экспериментально, не столь существенно, что в конечном итоге ведет к увеличению температуры резания θ . При про-

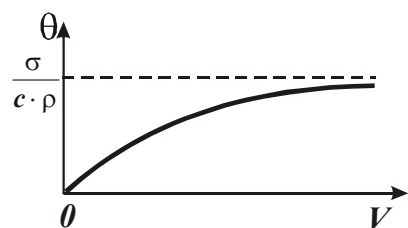


Рис. 1. Примерная зависимость температуры резания θ от скорости резания V .

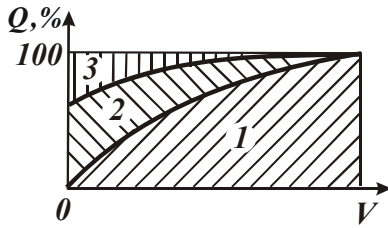


Рис. 2. Распределение количества тепла Q , уходящего в стружку (1), заготовку (2) и инструмент (3), при изменении скорости резания V .

стствует тепловой поток, m^2 .

Тогда уравнение (1) примет вид

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{cmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta + \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta}{l_1} \cdot \tau + \lambda_3 \cdot S_3 \cdot \frac{\theta}{l_3} \cdot \tau. \tag{11}$$

Разрешая уравнение (11) относительно температуры резания θ , имеем

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho + \frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1 \cdot V} + \frac{\lambda_3 \cdot S_3}{l_3 \cdot V} \cdot \frac{S_0}{S_0}}. \tag{12}$$

Структурно второе и третье слагаемые, входящие в знаменатель зависимости (12), идентичны. Отношение S_3 / l_3 в третьем слагаемом с увеличением V и S_0 (толщины среза a) будет изменяться незначительно. Следовательно, температура резания θ будет увеличиваться с увеличением V, S_0 и a , что подтверждается известными экспериментальными данными.

Используя полученные решения, произведем оценку количества тепла, уходящего в стружку, инструмент и заготовку. Для этого уравнение (11) представим в виде

$$P_z \cdot V = (c \cdot \rho \cdot S_0 \cdot V + \frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1} + \frac{\lambda_3 \cdot S_3}{l_3}) \cdot \theta. \tag{13}$$

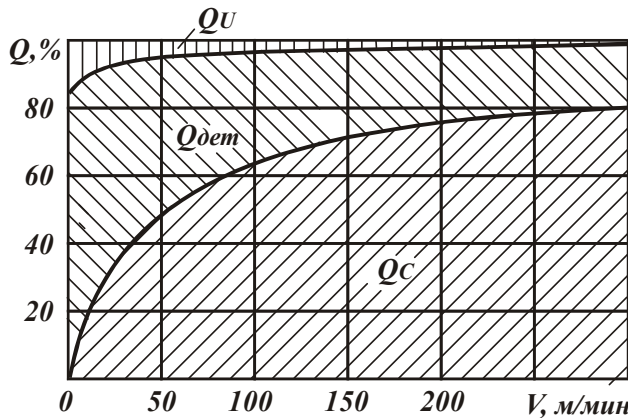


Рис. 3. Распределение тепла Q между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40Х резцом из твердого сплава Т60К6 ($t=1,5$ мм; $S=0,12$ мм/об).

На рис.2 графически показано распределение количества тепла (в %), уходящего в стружку (1), заготовку (2) и инструмент (3). Теоретические данные хорошо согласуются с экспериментальными, в частности, приведенными в работе [4], рис.3.

Используя уравнение (13), можно количественно (в %) оценить значения трех слагаемых для различных обрабатываемых материалов и условий резания.

Величину l_3 можно рассчитать по аналитической зависимости, приведенной в нашей работе [3]

$$l_3 = \sqrt{\frac{2\lambda_3 \cdot \tau_0}{c \cdot \rho}}, \tag{14}$$

где τ_0 - время действия на фиксированную точку обрабатываемой поверхности теплового потока.

При резании неметаллических материалов первое и третье слагаемые правой части уравнения (13) равны

порциональном увеличении параметра S_1 температура резания не будет зависеть от толщины среза a , что следует рассматривать важным фактором повышения эффективности процесса резания.

Учтем тепло, которое отводится в заготовку, аналогично тому, как учитывали тепло, отводимое в инструмент. Количество тепла, протекающего через поверхностный слой обрабатываемого материала толщиной l_3 при установившемся тепловом потоке, определяется зависимостью

$$Q_3 = \lambda_3 \cdot S_3 \cdot \frac{\theta}{l_3} \cdot \tau, \tag{10}$$

где λ_3 - коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К); S_3 - площадь обрабатываемой поверхности, на которую дей-

С увеличением скорости резания V увеличение правой части уравнения (13) происходит за счет увеличения первого слагаемого. При значительном увеличении V первое слагаемое существенно превысит два остальных слагаемых. В результате практически все тепло (до 100%) будет уходить в стружку, а температура резания θ не будет зависеть от скорости резания V , т.е. будет справедлива зависимость (6). Это предопределяет эффективность применения сверхвысокоскоростного резания, позволяющего, как доказано экспериментально, многократно повысить производительность обработки без увеличения температуры резания.

Третье слагаемое больше второго слагаемого за счет того, что $l_3 \ll l_1$. Следовательно, в заготовку уходит большее количество тепла, чем в инструмент.

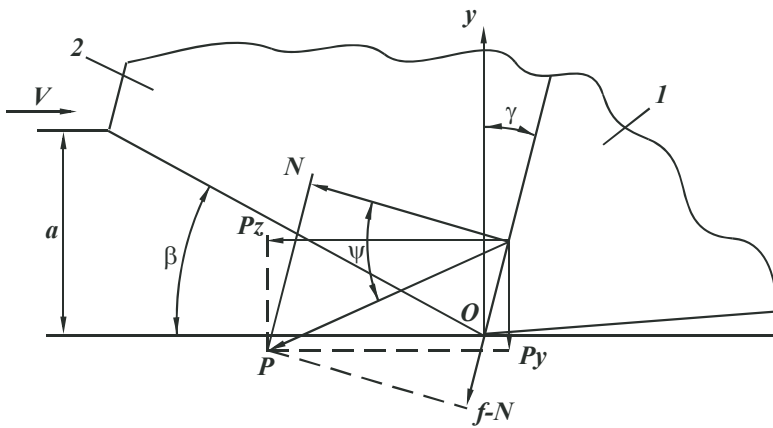


Рис.4. Расчетная схема процесса резания: 1-резец; 2-стружка.

материала λ_1 (применяя, например, инструменты из синтетических сверхтвердых материалов) и уменьшения условного напряжения резания σ (обеспечивая высокую остроту режущего лезвия инструмента за счет применения тех же синтетических сверхтвердых материалов). Важно также изготавливать инструменты относительно небольших размеров (небольшие значения параметра l_1). Сделанные выводы справедливы при обработке относительно хрупких металлических материалов, где основное количество тепла уходит в инструмент и заготовку, а зависимость для определения температуры резания θ принимает вид

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V \cdot S_0}{\left(\frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1} + \frac{\lambda_3 \cdot S_3}{l_3}\right)} \quad (16)$$

Влияние переднего угла инструмента на температуру резания. Выше был рассмотрен случай резания инструментом с нулевым передним углом γ . Если $\gamma \neq 0$, то решение видоизменится. Работу резания A будут определять тангенциальная составляющая силы резания P_z и сила трения $F = N \cdot f$, действующая на передней поверхности инструмента, рис.4

$$A = P_z \cdot V \cdot \tau + F \cdot V_{cmp} \cdot \tau, \quad (17)$$

где V - скорость резания; V_{cmp} - скорость сходящей стружки; τ - время.

Силу трения F определим из системы уравнений

$$\begin{aligned} P_z &= N \cdot \cos \gamma + F \cdot \sin \gamma, \\ P_y &= -N \cdot \sin \gamma + F \cdot \cos \gamma, \end{aligned} \quad (18)$$

где P_y - радиальная составляющая силы резания; N - нормальная сила, действующая на передней поверхности инструмента.

Разрешая систему уравнений (18) относительно силы F , имеем

$$F = P_z \cdot \sin \gamma + P_y \cdot \cos \gamma. \quad (19)$$

Тогда работа резания A с учетом зависимости (3) определится

$$A = P_z \cdot V \cdot \tau \cdot \left[1 + \left(\sin \gamma + \frac{P_y}{P_z} \cdot \cos \gamma \right) \cdot \frac{1}{K_L} \right], \quad (20)$$

где K_L - коэффициент усадки стружки.

Отношение составляющих силы резания P_z и P_y равно коэффициенту резания $K_{рез}$, а коэффициент усадки стружки K_L выражается из формулы Тиме - (4):

$$K_L = \sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta}. \quad (21)$$

В итоге второе слагаемое выражения, заключенного в квадратные скобки зависимости (20), примет вид

$$z = \frac{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{K_{рез}}}{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta}} = \frac{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} 2\beta}}{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta}} = \frac{1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma} \cdot \frac{(1 - \operatorname{tg}^2 \beta)}{2}}{1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma}}. \quad (22)$$

Учитывая то, что угол сдвига материала β , как правило, меньше 30° , справедливо соотношение $(1 - \operatorname{tg}^2 \beta) \approx 1$. Тогда

$$z = \frac{0,5 + \operatorname{tg}\beta \cdot \operatorname{tg}\gamma}{1 + \operatorname{tg}\beta \cdot \operatorname{tg}\gamma} \quad (23)$$

При $\gamma = 0$ величина z равна 0,5. Следовательно, в первом приближении в зависимости (5) второе слагаемое числителя можно не учитывать. При $\gamma > 0$ величина $z < 1$, т.е. и в этом случае в зависимости (5) второе слагаемое числителя можно не учитывать. При $\gamma < 0$ величина z опишется

$$z = \frac{0,5 - \operatorname{tg}\beta \cdot \operatorname{tg}\gamma}{1 - \operatorname{tg}\beta \cdot \operatorname{tg}\gamma} \quad (24)$$

Не трудно видеть, что $z < 1$, т.е. второе слагаемое зависимости (5) меньше первого и им в первом приближении можно пренебречь. Таким образом показано, что сделанные выводы справедливы для всего возможного диапазона изменения переднего угла инструмента ($\gamma < 0$, $\gamma = 0$, $\gamma > 0$). Приведенные результаты расширяют возможности управления тепловыми процессами при резании материалов.

Литература

1. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. – М.: Машгиз, 1962. – 204 с.
2. Лоладзе Т.М. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учебн. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
4. Даниелян А.М. Тепловой баланс при резании металлов – В кн.: Передовая технология машиностроения. – М.: Изд-во АН СССР, 1955. – С. 407- 426.

УДК 621.923

ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫЕ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНЫЕ КОМПОЗИТЫ ИЗ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

Шепелев А.А., докт. техн. наук, Дуброва А.Е.

(г. Киев, Украина)

Diamond-abrasive composites from superhard materials for high-performance machining in-process surveyed. It is attained by an optimum select of makeup of composites of a toolhouse material, and also conditions of deriving of the instrument. In effect the increase of productivity in 2...3 times and increase of durability of the instrument in 1,2...1,5 times and more is ensured.

Эффективность процессов шлифования твердых сплавов, твердых сплавов совместно со сталью, инструментальных сталей и хрусталя предопределяется физико-механическими свойствами сверхтвердых абразивных материалов, для реализации которых необходимо создать определенные условия резания, при которых значительно снижается механическое, химическое и тепловое взаимодействие СТМ с обрабатываемыми материалами. Это может быть достигнуто оптимальным выбором инструментальных композитов, и их физико-механических свойств, оптимальной конструкции, характеристики кругов и соответствующих им режимов шлифования, применением эффективной смазки-охлаждения и целого ряда других факторов, обуславливающих обрабатываемость материалов.

В Институте сверхтвердых материалов им.В.Н. Бакуля НАН Украины для процессов шлифования твердых сплавов и твердых сплавов совместно со сталью 45 разработаны круги форм 12A2-45° и 11V9-70 на металлических и органических связках (композитах). При этом изучено влияние вида покрытия и характеристики (марка и зернистость) алмазов, конструкции рабочего слоя кругов: с одно-, двух-, трехслойным и прерывистым (SS) рабочими слоями для схем многопроходного и глубинного шлифования.

Выбор составов композитов был проведен на основании результатов исследований работоспособности шлифовальных кругов формы 12A2-45° и 11V9-70⁰100x3x10 на полимерных и металлополимерных связках марок В2-01, В1-13, В1-11П, МО2 и дисковых алмазных кругах формы 1A1R SS “Турбо” и других, которые разработаны ИСМ, и считаются наиболее перспективными при обработке инструментальных материалов. Исследования показали (табл.1), что наибольшей работоспособностью обладают алмазные круги на связке марки МО2: по сравнению с кругами на связке марки В1-13 и кругами на связке марки 826N фирмы “Риггер” их работоспособность выше соответственно в 3,5 и 1,5 раза [1].

Основой композитов марки МО2 является металлополимерная композиция, содержащая в качестве металлической составляющей Cu-Sn с различным соотношением данных ингредиентов, а в качестве полимерной составляющей — фенольные смолы, отверждаемые при температуре порядка 180⁰С и сохраняющие свои основные физико-механические свойства при нагреве до 250-260⁰С. Данный композит характеризуется тем, что с целью повышения износостойкости и производительности алмазно-абразивного инструмента в качестве твердой смазки применяется кадмий.

Исследования проводились на кругах формы 12A2-45⁰ 150x10-AC4 100/80-В2-01-100. Анализ полученных экспериментальных результатов позволяет установить диапазон температур — 200-230⁰С, при котором происходят физико-химические процессы, определяющие процесс спекания исследуемых металлополимерных ком-

Таблица 1.

Показатели работоспособности алмазных кругов 11V9-70⁰100x3x10
($V_{шп}=11$ м/с, $S_{шп}=1,5$ м/мин, $S_{пол}=0,05$ мм/дв.ход, ВК6, без СОЖ)

Изготовитель кругов	Характеристика алмазных кругов	q_p , мг/г	q_v , мг/см ³	G , мм ³ /мм ³
Фирма «Риггер» (Германия)	RVC-W-D126-826N-75	1,5	21,9	30,1
ИСМ	AC6 125/100 НД-150-В2-01-75	28,0	408,8	1,6
	AC6 125/100 НД-150-В1-13-75	3,5	51,1	2,9
	AC6 125/100 НД-150-МО2-75	1,0	14,6	45,2
	AC6 160/125 НД-127-Б11-Л-75	10,0	146,0	4,5

позитов. Была изучена структура поверхности образцов металлополимерных композитов при установленных температурах спекания. Для металлополимерных композитов формирование структуры композитов зависит от температуры спекания. Так первый каркас композита формируется в диапазоне температур от 130 до 180⁰С. Начало формирования второго, металлического, каркаса начинается после 180⁰С и протекает довольно активно при 200⁰С. Мелких объектов становится меньше (от 2,5 до 3 раз). Этим подтверждается, что происходит определенная перестройка структуры и формирование второго каркаса. Об этом также свидетельствует и диапазон критических температур (от 200 до 250⁰С) где проявляется указанный выше эффект.

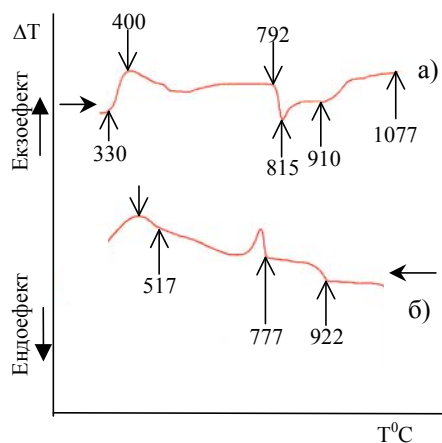


Рис.1. ДТА-кривые нагрева (а) и охлаждения (б) эталонного образца (основа Cu-Sn).

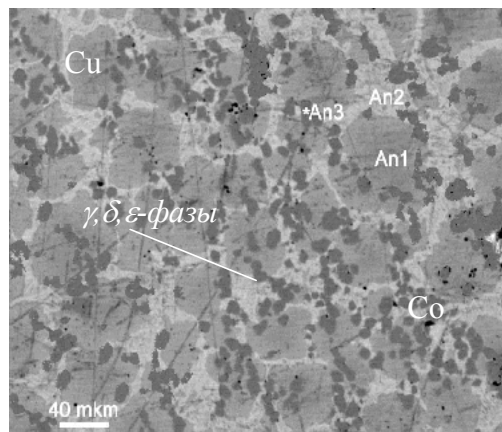


Рис.2. Структура эталонного образца (основа Cu-Sn).

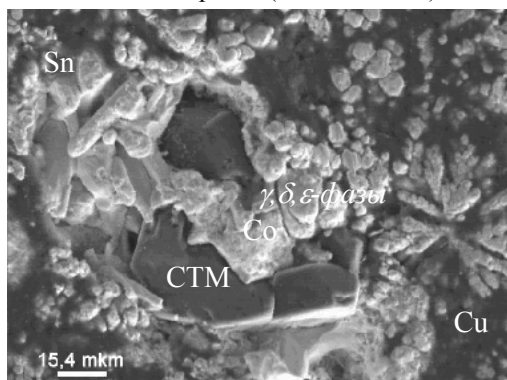


Рис.3. Поверхность композита рабочего инструмента.

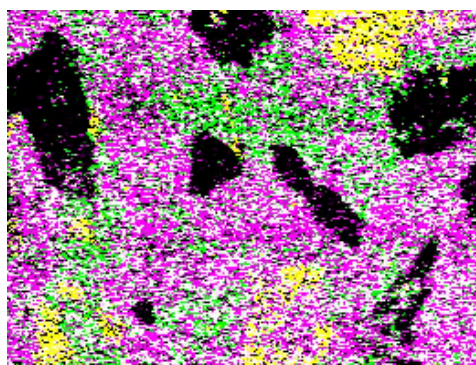


Рис.4. Распределение элементов в фазовом контрасте (медь – зеленая, олово – фиолетовая, кобальт – желтый).

Проведены исследования износостойкости композитов для дискового алмазного инструмента формы 1A1R SS “Турбо” в соответствии с методикой ГОСТ 10110-78 “Круги алмазные отрезные. Технические условия.” и разработанными методическими рекомендациями с использованием испытательного стенда на базе универсально-заточного станка мод.ЗЕ642М, обеспечивающего требуемые режимы резания. План экспериментального исследования включал оценку влияния функциональных наполнителей системы “Cu-Sn” на эффективную мощность шлифования и удельный расход алмазов, которые характеризуют соответственно режущую способность и износостойкость кругов. При этом рассматривалось выдвинутое научное положение о том, что повышение режущей способности кругов может обуславливать увеличение их износостойкости. В этой связи в данном исследовании при разработке алмазодержащих композитов применялись две группы функциональных наполнителей, определяющих режущую способ-

ность и износостойкость шлифовальных кругов из СТМ. Было изучено влияние на заданные показатели работоспособности композитов следующих наполнителей: кобальт, карбид вольфрама, киборит, карбид бора, гранат, дисульфид молибдена, фторид кальция, ультрадисперсные алмазы, нитрид титана и некоторые другие. Экспериментально определен оптимальный состав алмазосодержащих композитов, включая вид наполнителей, их массовое содержание, которые определяют режущую способность и износостойкость отрезных кругов, в зависимости от требуемых эксплуатационных свойств кругов и свойств обрабатываемых материалов.

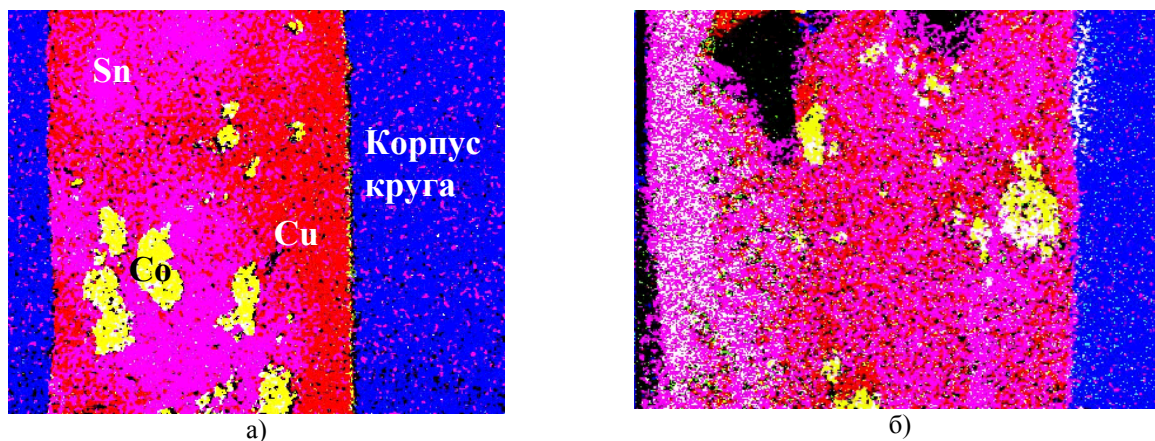


Рис.5. Распределение элементов по сечению торца алмазного круга полученного при:
а – 600 °С и 6,4 МПа, б — 800 °С и 6,4 МПа.

Для оптимального выбора состава композита были проведены испытания на рабочем инструменте, изучены их свойства и структура. Результаты исследований были сравнены с эталонным образцом (рис.1, 2) такого же состава. В композите дисковых алмазных кругов формы 1A1R SS “Турбо” (рис.3, 4, 5) при относительно небольших температурах (в пределах 400°С) образуются твердый раствор на основе меди (α -фаза) и интерметаллидные фазы: Cu_6Sn_5 (η -фаза) и Cu_3Sn (ϵ -фаза). При увеличении температуры спекания (до 600...750°С) начинается образование интерметаллидного соединения $\gamma(\delta)$ -фазы ($\text{Cu}_{31}\text{Sn}_8$) в результате распада ϵ -фазы. Образование данных структур, как показали исследования и испытания, способствуют наилучшей работоспособности кругов, при прочих равных условиях.

Таким образом рассмотрены композиты из СТМ в алмазно-абразивных инструментах при обработке инструментальных сталей, твердых сплавов, хрусталя. В результате обработки обеспечивается увеличение производительности в 2...3 раза, повышение стойкости инструмента в 1,2...1,5 раза и более, снижение расхода кругов из СТМ в 1,5...2,0 раза. Обработка вольфрамовых и безвольфрамовых сплавов и минералокерамики повышает производительность шлифования в 1,3 раза, сокращает расход СТМ в 2...3 раза, исключает брак по обработке инструмента.

Литература

1. Шепелев А.О., Дуброва О.Є. Шліфувальні круги із алмазо- та кубонітовміщуючих метало полімерних композитів. / Вісник Житомирського державного технологічного університету. — Вип..2, Том 1.— Житомир: ЖДТУ.— 2003.— С. 169-176.

УДК 621.91.001.1

ИНФОРМАЦИОННАЯ ТЕХНОЛОГИЯ В ОБРАЗОВАНИИ ИНЖЕНЕРОВ

Гусарев В.С., канд. техн. наук

(г. Одесса, Украина)

Informational technology in engineers formation.

Мировая статистика» изучающая в настоящее время трудовые ресурсы, указывает на непрерывное увеличение спроса на инженерные специальности. В связи с этим возникает интерес к инженерному образовательному процессу. Обсуждая разные стороны образования инженеров на пороге 21 века [1], следует остановиться на информационной технологии обучения. Обучение представляет собой процесс передачи сообщения между людьми. В нем сообщение (знание) передается от преподавателя (отправителя) к студенту (получателю). В этом процессе сообщаемая информация представляется в словесном или графическом виде. Естественно, сообщаемая и получаемая информация должна быть понятна. Поскольку в процессе обучения, как минимум, принимают участие два человека со всеми присущими им психофизиологическими качествами, то даже исключительно ценная и качественная информация может быть искажена (не понята) и просто потеряна.

Знания, сообщаемые преподавателем студенту, и есть та самая информация, которая, несмотря на огромные усилия первого, может быть не воспринята частично или даже полностью вторым. Иногда по этому поводу говорят: «Это беседа слепого с глухим».

Для эффективной передачи информации важно иметь хотя бы элементарные понятия (тезаурус) из получае-

мой области знания. Вместе с тем следует различать информацию в сообщении формальную и содержательную (семантическую). Надо иметь в виду, что если в сообщении представлен график или формула без расшифровки входящих величин и их размерностей, они носят качественный, не количественный характер, их можно запомнить, уловить тенденцию, но трудно провести сопоставление, а может быть и понять. Похожая ситуация, например, в эстрадном шоу происходит, когда выговаривают под музыку иностранные слова, которые не понимают зрители. Этот пример хоть не относится непосредственно к обучению, но, тем не менее, иллюстрирует часто существующую в учебной практике ситуацию.

Важным является не только знание значения тех или иных слов, но и их применение в данной предметной области и содержательного наполнения определений о физических явлениях материального мира. В одной из наших публикаций мы указывали на использование слова б1е [1].

Англоязычный слесарь-механик воспримет его как напильник (надфиль), программист - как компьютерный термин (папка с документами). «Люди, не обладающие одинаковым опытом, часто вообще не могут понять друг друга. Слова, произносимые одним, не будут иметь для другого никакого смысла, даже если они будут говорить на одном и том же языке [2]»,

Процесс обучения, как информационный процесс передачи сообщения, должен опираться на определенные правила информационной технологии. Они просты и очевидны для каждого опытного педагога. Напомним их.

1. Цель сообщения: передача определенных данных; намерение убедить, используя факты; побудить к размышлению.
2. Готовность к восприятию информации: проявляет ли аудитория интерес к сообщению; готова ли она слушать; понятны ли употребляемые термины (слова) и символы.
3. Эффективно ли сообщается информация: четко и коротко сформулированы ли положения; ясны ли и понятны рисунки и графики; является ли способ сообщения информации удобным для слушателя.
4. Эффективно ли сообщается информация: четко и коротко сформулированы ли положения; ясны ли и понятны рисунки и графики; является ли способ сообщения информации удобным для слушателя.
5. Проводить постоянно самооценку своим прошлым сообщениям: здесь следует выявлять как свои промахи, так и ошибочные представления учеников; повышать эффективность процесса.
6. Быть внимательным слушателем: к вопросам по поводу сообщений, так и к ответам студентов на Ваши вопросы.

Студенты инженерных специальностей, выполняя контрольные работы, домашние задания, курсовые проекты, передают своим преподавателям не только фиксированные ими воспринятые данные, но и сообщают с помощью обратной связи полезную информацию о степени понимания информации, полученной в процессе обучения. Это весьма полезно и необходимо преподавателю для корректировки процесса обучения.

Оценка передачи информации связана со знаниями двух видов: собственно специальных знаний и знаний, необходимых для эффективной передачи сообщений. Знания, необходимые для передачи сообщения, необходимы преподавателю - это естественно, но они также важны и инженеру- выпускнику ВУЗа для его практической деятельности на производстве.

Инженеры должны в совершенстве владеть методами передачи сообщений: уметь чертить, правильно строить устные выступления, уметь грамотно в письменном виде изложить свои доводы, пользоваться современными средствами информационной техники, т.е. владеть всеми особенностями специальности, по крайней мере, на двух языках ООН.

Рассмотренные здесь принципы обучения характерны процессу, в котором лицом к лицу сошлись преподаватель и студент - будущий инженер. Однако на современном этапе общественного развития между преподавателем и студентом возник ранее не существовавший промежуточный транслятор — персональный компьютер. Это позволило создать новые методы и технологию обучения, основанные на использовании виртуальных процессов-моделей [3].

В связи с этим у преподавателя появилась возможность повысить качество сообщения, убрать оговорки, описки, ошибки, с одной стороны, построить процесс обучения на игровом поле с многоуровневым повышением сложности решаемых задач, с другой стороны. В этом случае уровень сложности задачи, которую прошел обучаемый, адекватно трансформируется в оценку его знаний.

Виртуальное обучение требует от преподавателя трансформации выше приведенных принципов обучения в компьютерную среду. Записанная лекция (в виде игровой программы) и одновременно практическое занятие, по-видимому, позволит интенсифицировать процесс обучения на основе новых информационных технологий.

Рассмотренный подход к процессу инженерного образования, основанного на принципах теории информации и сообщений, по нашему мнению, принесет определенную пользу в формировании специалистов инженеров.

Литература

1. Гусарев В.С. Глобализация и инженерное образование 21 века.
2. Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве Харьков: ИАУ. 2001. с.475-477.
3. Диксон Дж. Проектирование систем М: Мир. 1969.- 440с.
4. Гусарев В.С. Виртуальное обучение - новый стиль инженерного образования 21 века. / Вестник инженерной академии Украины. - Киев- Харьков: ИАУ. 2001. с. 316-317.

УКД 621.91

ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ В ТОНКОСТЕННОЙ ТРУБЕ ПРИ ФРИКЦИОННОЙ РАЗРЕЗКЕ ЕЕ С ВРАЩЕНИЕМ

Сизый Ю.А., докт. техн. наук, проф., Кулик Г.Г.

(г. Харьков, Украина)

The solution of the task of describing temperature field in the thin wall tube in the friction cutting-off process have been suggested. The example of using this solution have been given.

Фрикционная резка термонапряженный процесс, реализация которого возможна только при разогреве зоны контакта режущего диска с заготовкой до высоких температур порядка 1000°C . Управление процессом резки это в значительной степени управление нагревом заготовки, грамотно осуществлять которые невозможно без глубокого математического описания этого процесса.

Исследованию температурных полей в заготовке при фрикционной резке посвящены работы первых ее исследователей [1] и их последователей [2]. В наших работах [3] решена задача описания температурного поля в круглой трубе при фрикционной ее резке. При этом имеется в виду, что труба толстостенная и совершает при резке вращательное движение. При этом рассматривается наиболее тяжелые условия резки, когда источник тепла находится достаточно далеко от наружной и внутренней поверхностей трубы и эти поверхности, являясь адиабатическими, не оказывают заметного влияния на температуру в источнике тепла. Когда же диск режет вблизи наружной или внутренней поверхности трубы, их адиабатичность препятствует оттоку тепла от источника, тепло сосредотачивается в источнике, что способствует разупрочнению металла трубы и уменьшению затрат энергии на ее резку.

Разрезку тонкостенной трубы, в отличие от толстостенной, желательно вести не с постоянной скоростью врезной подачи диска на трубу, а с постоянным усилием подачи, т.е. по упругой схеме резания. Настроив усилие подачи на величину близкую к критической нагрузке $P_{кр}$, исходя из условия устойчивости диска, осуществляется быстрое перерезание стенки трубы, шпиндельная бабка останавливается на упоре, а труба продолжает вращаться, перерезаемая диском по всей окружности. После перерезания стенки трубы диск работает в облегченных условиях. Длина дуги контакта трубы с диском резко уменьшается, приближаясь к толщине стенки трубы. Известно [5], что наибольшее влияние на нагрев диска оказывает время пребывания точки его периферии в пределах дуги контакта. Поэтому, уменьшение ее способствует заметному уменьшению нагрева диска.

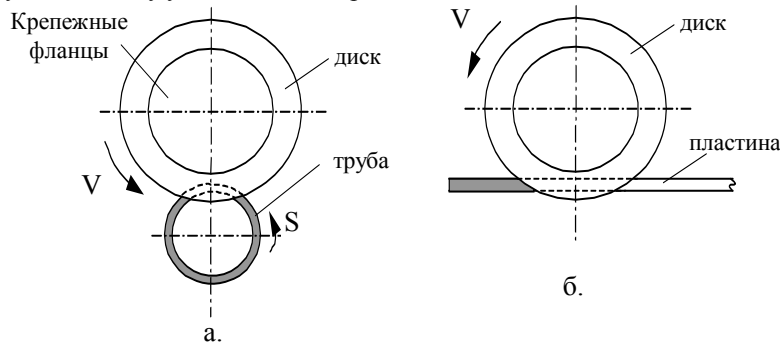


Схема резки тонкостенных труб с их вращением.

Рис. 1

Рассмотрим математическую постановку задачи резки вращающейся тонкостенной трубы после перерезания стенки ее при упругой схеме резания. Это соответствует условию отсутствия врезной подачи (шпиндельная бабка с диском стоит на упоре), труба и диск вращаются со скоростями соответственно S и V , как показано на рис. 1а.

Если развернуть трубу в плоскость, то эту резку можно представить схемой показанной на рис. 1б.

Источник тепла (поверхность контакта) при такой схеме представляют собой участок цилиндрической поверхности.

Для упрощения задачи принимает источник тепла в виде плоскости. Такой источник тепла и декартова система координат показана на рис. 2.

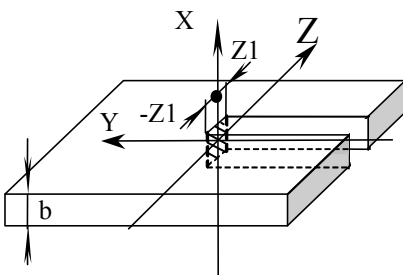


Рис. 2

Источник тепла заштрихован и совершает движение со скоростью S в положительном направлении по оси Y . Полуширина источника Z_1 равна половине толщины диска.

Боковые поверхности пластины адиабатические и поэтому, можно принять, что источник тепла действует в бесконечном пространстве. Отсутствие металла в перерезанной канавке может быть учтено адиабатичностью плоскости самого источника в отрицательном направлении оси Y . Такое условие можно создать размещением в источнике тепла еще одного такого же источника [6,7], т.е. удвоением его интенсивности q . Характер распределения q принимаем равномерным.

Используя метод источников [6] для решения поставленной задачи теплопроводности, запишем сначала выражение для описания температурного по-

ля в пространстве от плоского непрерывно действующего источника тепла [6]:

$$T_{n.l.n} = q \int_0^{\tau} dt \int_{-\infty}^{\infty} dx_u \int_{-z_1}^{z_1} \frac{dz_u}{\lambda \sqrt{a[4\pi(\tau-t)]^{3/2}}} \exp\left[-\frac{(x_u-x)^2 + y^2 + (z_u-z)^2}{4a \cdot (\tau-t)}\right], \quad (1)$$

где t – время; τ – время наблюдения за температурным полем; X_u, Z_u – координаты точек в пределах источника тепла; λ, a – тепло- и температуропроводность металла пластины.

Выполнив интегрирование:

$$\int_{-\infty}^{\infty} \exp\left[-\frac{(x_u-x)^2}{4a(\tau-t)}\right] dx_u = \sqrt{4a\pi(\tau-t)};$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \exp\left[-\frac{(z_u-z)^2}{4a(\tau-t)}\right] dz_u = \sqrt{4a\pi(\tau-t)} \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[\operatorname{erf}\left(\frac{z+z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{z-z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) \right]$$

и удвоив интенсивность теплового потока q , получим:

$$T_{n.l.n} = \frac{q\sqrt{a}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \int_0^{\tau} \frac{\exp\left[\frac{-y^2}{4a(\tau-t)}\right]}{\sqrt{\tau-t}} \left[\operatorname{erf}\left(\frac{z+z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{z-z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) \right] dt.$$

Для учета движения источника тепла со скоростью S в положительном направлении оси Y к координате Y добавим слагаемое $S(\tau-t)$ [6, 7] и получим выражение для описания температурного поля $T_{n.l.d}$ от плоского движущегося источника тепла:

$$T_{n.l.d} = \frac{q\sqrt{a}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \int_0^{\tau} \frac{\exp\left[\frac{-(y+S(\tau-t))^2}{4a(\tau-t)}\right]}{\sqrt{\tau-t}} \left[\operatorname{erf}\left(\frac{z+z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{z-z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) \right] dt. \quad (2)$$

Определение интенсивности q теплового потока в источнике осуществляем измерением максимальной координаты Z_m изотермы в 150°C , определяемой по границе рекристаллизации пленки олова гальванически осажденной на боковые поверхности пластины [8]. Приняв время наблюдения τ достаточное для стабилизации температурного поля вокруг движущегося источника тепла, подставив $T_{n.l.d} = 150^\circ\text{C}$ и $Z = Z_m$, получим

$$150 = q \cdot F(y), \quad (3)$$

где

$$F(y) = \frac{\sqrt{a}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \int_0^{\tau} \frac{\exp\left[\frac{-(y+S(\tau-t))^2}{4a(\tau-t)}\right]}{\sqrt{\tau-t}} \left[\operatorname{erf}\left(\frac{z_m+z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{z_m-z_1}{\sqrt{4a(\tau-t)}}\right) \right] dt.$$

Решая (3) относительно q для максимального значения $F(y)$ получим:

$$q = \frac{150}{\max F(y)}. \quad (4)$$

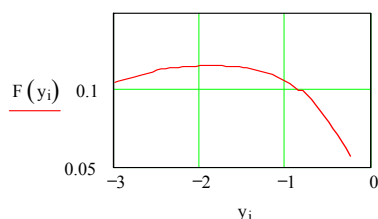
Вычисленное таким образом значение q позволяет по (2) вычислить все температурное поле.

На рис. 3 приведен пример расчета интенсивности теплового потока q_1 при разрезке пластины толщиной 2 мм диском толщиной 1 мм ($Z_1=0,05\text{см}$) при скорости подачи $S=0,4\text{ см/с}$. При этих условиях разрезки максимальное расстояние изотермы в 150°C по оси Z измеренное на боковой стороне пластины равнялось $0,835\text{ см}$. Расчет по (4) выполнен в пакете “Mathcad”, приведен на рис. 3 и получено $q_1=1297\text{ кал/см}^2\text{с}$.

$$a := 0.08 \quad \lambda := 0.095 \quad z_1 := 0.05 \quad i := 0..55 \quad y_i := -3 + 0.05 \cdot i$$

$$s := 0.4 \quad z := 0.835 \quad \tau := 15$$

$$F(y) := \frac{\sqrt{a}}{2 \cdot \lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \int_0^{\tau} \frac{e^{-\frac{[y+s \cdot (\tau-t)]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau-t)}}}{\sqrt{\tau-t}} \cdot \left[\operatorname{erf}\left[\frac{z+z_1}{\sqrt{4 \cdot a \cdot (\tau-t)}}\right] - \operatorname{erf}\left[\frac{z-z_1}{\sqrt{4 \cdot a \cdot (\tau-t)}}\right] \right] dt$$



$$V_i := F(y_i)$$

$$q_1 := \frac{150}{\max(V)}$$

$$q_1 = 1.297 \times 10^3$$

Рис. 3. Распечатка расчета интенсивности q_1 источника тепла.

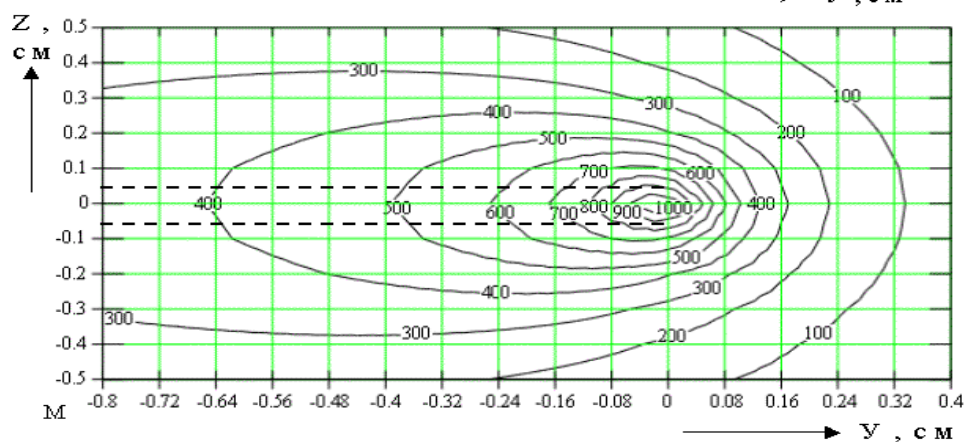
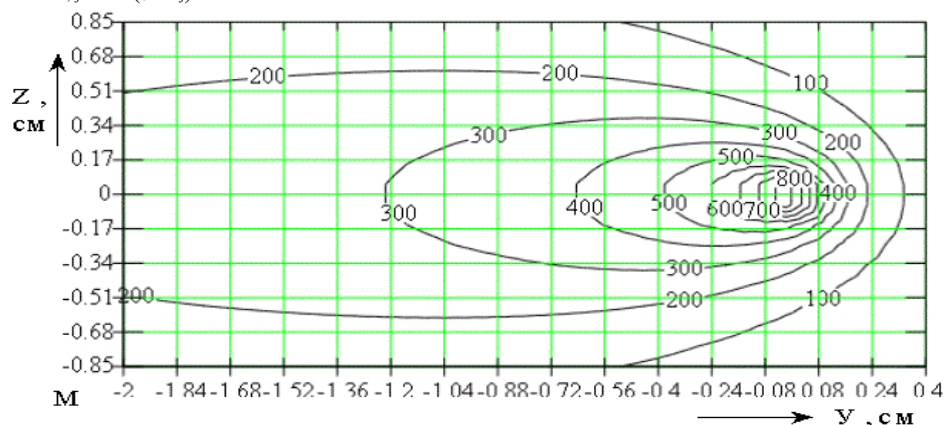
На рис. 4а приведена распечатка расчета температурного поля в пластине при рассчитанной интенсивности теплового потока, а на рис. 4б приведено это же температурное поле вблизи источника тепла. Из рис. 4а видно, что изотерма в 150°C максимально удалена по оси Z на расстояние 0,835 см, т.е. это расстояние равно измеренному на боковой поверхности пластины. На рис. 4б показана зона близко прилегающая к источнику тепла. Здесь также пунктирными линиями выделена канавка прорезанная в пластине. Дно канавки – это проекция плоского источника тепла на плоскость ZOY. Максимальная температура в источнике тепла достигает значения 1000°C.

$$a := 0.08 \quad \lambda := 0.095 \quad z1 := 0.05 \quad i := 0..40 \quad y_i := -2 + 0.06 \cdot i$$

$$s := 0.4 \quad \tau := 15 \quad q := 1297 \quad j := 0..17 \quad z_j := -0.85 + 0.1 \cdot j$$

$$T(y, z) := \frac{q \cdot \sqrt{a}}{2 \cdot \lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \int_0^{\tau-0.005} \frac{e^{-\frac{[y+s(\tau-t)]^2}{4a(\tau-t)}}}{\sqrt{\tau-t}} \cdot \left[\operatorname{erf} \left[\frac{z+z1}{\sqrt{4 \cdot a \cdot (\tau-t)}} \right] - \operatorname{erf} \left[\frac{z-z1}{\sqrt{4 \cdot a \cdot (\tau-t)}} \right] \right] dt$$

$$M_{i,j} := T(y_i, z_j)$$



а – распечатка расчета температурного поля и его вид в виде изотерм;

б – вид температурного поля вблизи источника тепла.

Рис. 4

Таким образом, получено решение задачи описания температурного поля в стенке тонкостенной трубы разрезаемой диском трения (фрикционным диском) при вращении трубы и после перерезания стенки трубы. Приведен пример расчета демонстрирующей его возможности.

Литература

1. Серегин С.А., Люленков В.И. Температура конкретной поверхности при трении металла. – Тепловая динамика трения. М.: Наука, 1970. с. 122-126.
2. Зарубицкий Е.У., Шарайах М. и др. Исследование тепловых явлений при термофрикционной обработке сталей. – Теплофизика технологических процессов. Рыбинск, 1992. С. 74-75.
3. Сизый Ю.А., Кулик Г.Г. Описание и анализ температурного поля при фрикционной разрезке в заготовке с ее вращением. – Вестник НТУ «ХПИ». – Харьков. НТУ «ХПИ», 2001. – Вып. 17. – С. 132-147.
4. Сизый Ю.А., Кулик Г.Г., Хижнякова Н.А. Распределение тепла между стружкой и деталью при фрикционной разрезке. – Труды Одесского политехнического университета. Вып. 5, 2001. С. 221-226.

5. Сизый Ю.А. Динамика нагрева и охлаждения фрикционного диска с учетом теплообмена с окружающей средой. – Известия вузов. Машиностроение, 1993, № 7-9, с. 139-147.
6. Резников А.Н. Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969, 288с.
7. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М.: Машиностроение, 1987.
8. Сизый Ю.А., Кулик Г.Г. Тепловой баланс процесса фрикционной резки. Труды 6^{ой} межд. научно-техн. конференции "Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве" 10-12 октября 2002 г., Харьков, 27-31 с.

УДК 621.92

ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ РАЗРУШЕНИЯ АБРАЗИВНЫХ ЗЁРЕН НА КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Серховец О.И., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

In vorligendem Artikel werden der Einfluß des Zerstörungen der Sleiðkornen auf den Oberflechengüte nach dem Sleiðproceß behandelt.

При врезном шлифовании закалённых конструкционных сталей (ст.45, ШХ15) с напряжёнными режимами обработки (врезной подачей более 1 мм/мин) и отводом шлифовального круга без выхаживания, на некоторых обработанных поверхностях после химического травления были замечены не совсем обычные явления.

На тёмных опущенных участках поверхности наряду со светлыми штрихами вторичной закалки, свидетельствующих о высокой температуре, развиваемой отдельными абразивными зёрнами, имели место круглые пятна вторичной закалки. Внутри некоторых из них находились осколки приварившихся зёрен (рис.1 и 2).

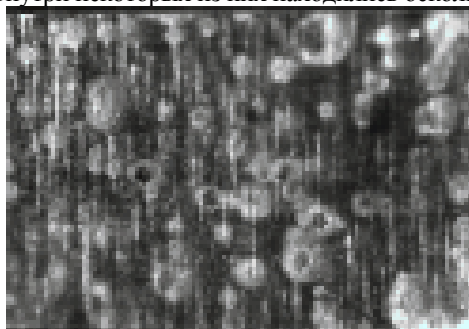


Рис.1. Поверхность обработанной детали (ст.45зак.), x50.

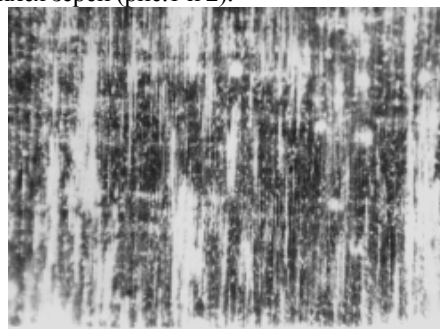


Рис.2. Поверхность обработанной детали (ст.ШХ15 зак.), x50.

Наличие пятен круглой формы свидетельствует о том, что выделение температуры в этих зонах происходило быстрее времени прохождения зерна в зоне обработки.

Было высказано предположение, что при мгновенном разрушении абразивного зерна, являющегося кристаллическим телом, потенциальная энергия его деформации превращается в теплоту. Это не может вызывать большую температуру. Однако, если поверхность детали была предварительно нагрета до температуры близкой к точке A_{c3} (~723-725 °С), а именно так и было при шлифовании с выше названными режимами, то даже небольшая мгновенная добавка температуры может привести к локальным фазовым и структурным превращениям металла. Подобное явление, по

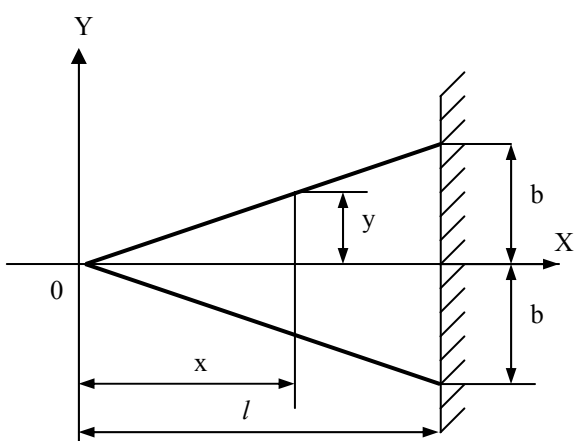
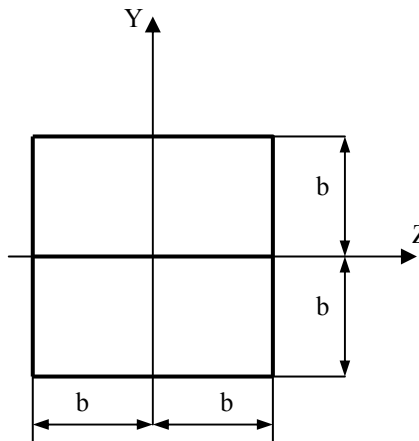


Рис. 3. Расчётная модель абразивного зерна.



нашим данным, не рассматривалось в литературе.

Целью статьи является теоретическое обоснование появления круглых пятен вторичной закалки на шлифованной поверхности.

В процессе шлифования вследствие неустойчивости круга либо

наличия автоколебаний, имеют место относительные колебания между кругом и деталью с различными частотами. Это приводит к образованию волнистой поверхности на детали.

Некоторые авторы отмечают, что при определённых условиях обработки возможен разрыв контакта между кругом и деталью. Всё это приводит к динамическим нагрузкам на абразивные зёрна и их колебаниям.

Поэтому, для объяснения вышеуказанного явления используем положения теории колебаний.

Сделаем допущение, что форма абразивного зерна приближается к форме клина с защемлением, имеющим квадратное сечение. Размеры клина (рис.3) приняты примерно равными осколкам абразивных зёрен из рис.1.

Используем методы расчётов для упругих стержней переменного сечения (1,2), применительно к абразивному зерну.

Согласно (1), для определения собственных частот колебаний клина и его потенциальной энергии при колебаниях можно воспользоваться методом Ритца. По Ритцу значение функционала колебаний рассматриваются на совокупности линейных выражений вида

$$\psi(x) = \sum_{i=1}^n \alpha_i * \psi_i(x) \tag{1}$$

где α_i -параметры, вариации необходимые для получения нужного класса допустимых функций; ψ_i - базисные или координатные функции, специально выбираемые или задаваемые из известных функций, удовлетворяющим геометрическим краевым условиям рассматриваемой задачи; n – число независимых переменных α_i ($i=1,2,...n$).

Уравнение частот Ритца, при котором не все α_i одновременно равны нулю, запишется следующим образом:

$$\begin{vmatrix} T_{11}p^2 - U_{11} & \dots & T_{1n}p^2 - U_{1n} \\ T_{21}p^2 - U_{21} & \dots & T_{2n}p^2 - U_{2n} \\ \dots & \dots & \dots \\ T_{n1}p^2 - U_{n1} & \dots & T_{nn}p^2 - U_{nn} \end{vmatrix} = 0 \tag{2}$$

где T и U –кинетическая и потенциальная энергии колеблющегося клина с учётом первой, второй и т.д. степеней приближения; p -частота колебаний за 2π секунд.

Применительно к нашим условиям, рассмотрим следующие данные для отколовшегося клиновидного зерна. Величина b составляет $1*10^{-5}$ (м); $\ell = 3*10^{-5}$ (м).

Модуль упругости электрокорунда белого по данным Лурье Г.Б. | 3 | находится в пределах $(3 - 5,2) * 10^{11}$ (н/м²). При увеличении температуры до 1000 °С модуль упругости снижается, примерно, на 16%. По его данным плотность этих абразивных зёрен равна $\rho = 4*10^3$ (кг/м³).

Погонная масса клина $\mu(x) = \rho * A_0 * x / \ell$

Здесь A_0 - площадь клина у защемлённого основания, у которого происходит

откалывание зерна. При $x = \ell$, имеем $\mu_0 = \rho * 4b^2 = 4*10^3 * 4 * (10^{-5})^2 = 16*10^{-7}$ (кг/м) (3)

Момент инерции квадратного основания $I_0 = 4/3 * b^4$ (м⁴) (4)

Подбирём в качестве базисных форм функции, удовлетворяющие геометрическим условиям.Такими будут, например, функции :

$$\psi(x) = (1 - x/\ell)^2 * x^{i-1} / \ell^{i-1}; \quad (i = 1, 2, \dots) \tag{5}$$

Минимизирующая форма колебаний, составленная из таких функций, будет иметь вид

$$\psi(x) = \alpha_1 * (1 - x/\ell)^2 + \alpha_2 * (1 - x/\ell)^2 * x/\ell + \alpha_3 * (1 - x/\ell)^2 * x^2 / \ell^2 + \dots \tag{6}$$

В этом случае форма прогиба в первом одночленном приближении будет

$$\psi_1(x) = (1 - x/\ell)^2 \tag{7}$$

Тогда

$$T_{11} = \int_0^\ell \mu(x) * \psi_1^2(x) dx = \int_0^\ell \mu_0 * x/\ell * (1 - x/\ell)^4 dx = \mu_0 * \ell/30 = 16*10^{-7} * 3*10^{-5} / 30 \text{ (н / м * с}^2 \text{)}. \tag{8}$$

В данном случае мы имеем размерность массы.

$$U_{11} = \int_0^{\ell} E * I * [\psi_1''(x)]^2 dx = E * J_0 / \ell^3 = 4 * 10^{11} * 4 * (10^{-5})^4 / 3 * (3 * 10^{-5})^3 = 0,1975 * 10^6 \text{ (н/м)}$$

$$\text{Из уравнения частот имеем} \quad U_{11} - p^2 T_{11} = 0 \quad (9)$$

$$\text{Произведение } p^2 * T_{11} \text{ и } U_{11} \text{ имеют размерность (н/м)} \quad (10)$$

После подстановки значений T_{11} и U_{11} найдём первую частоту колебаний

$$p_1 = 5,48 / \ell^2 * \sqrt{E * I_0 / \mu_0} = 5,48 * \sqrt{4 * 10^{11} * \sqrt{4 * (10^{-5})^4 / 3 * 16 * 10^{-7} / (3 * 10^{-5})^2}} = 351,2776 * 10^6 \text{ (с}^{-1}\text{)} \quad (11)$$

Рассмотрев второе приближение для $\psi(x)$, принимаем

$$\psi(x) = \alpha_1 * (1 - x/\ell)^2 + \alpha_2 * (1 - x/\ell) * x/\ell \quad (12)$$

Тогда величины $U_{11}; U_{12} = U_{21}; U_{22}; T_{11}; T_{12} = T_{21}; T_{22}$ по Бабакову И.М. [1] будут равны:

$$U_{11} = E * I_0 / \ell^3, \quad U_{12} = U_{21} = 2E * I_0 / 5 \ell^3, \quad U_{22} = 2E * I_0 / 5 \ell^3$$

$$T_{11} = \mu_0 * \ell / 30, \quad T_{12} = T_{21} = \mu_0 * \ell / 105, \quad T_{22} = \mu_0 * \ell / 280.$$

Подставив эти значения в уравнение частот Ритца, найдём значение для меньшего корня.

$$p_1 = 5,319 * \sqrt{E * I_0 / \mu_0} / \ell^2 = 5,319 * \sqrt{4 * 10^{11} * 4 * 10^{-20} / 3 * 16 * 10^{-7} / (3 * 10^{-5})^2} = 341,007 * 10^6 \text{ (с}^{-1}\text{)}. \quad (13)$$

Сопоставление частот в первом и во втором приближении даёт расхождение не превышающее 3%, поэтому ограничимся рассмотрением только первого приближения. Примем потенциальную энергию колеблющегося зерна перед разрушением равной: $U_{11} = E * I_0 / \ell^3 = 0,1975 * 10^6 \text{ (н/м)}$

В данном случае мы имеем размерность поверхностной энергии. Для перевода её в энергию эквивалентную работе, умножим на площадь поперечного сечения, где происходит отрыв зерна.

$$U = U_{11} * A_0 = 0,1975 * 10^6 * 4 * 10^{-10} = 0,79 * 10^{-4} \text{ (н*м) или (дж)}. \quad (14)$$

Именно это количество энергии при разрушении зерна превращается в теплоту. При этом, образовавшаяся теплота, может быть отдана обрабатываемой поверхности, стружке, шлифовальному кругу и охлаждающей жидкости. По данным Исаева А.И., Силина С.С. и др. обрабатываемая поверхность поглощает ~80÷85% теплоты, образующейся при шлифовании. В расчётах примем 80%.

Для определения температуры нагрева поверхности воспользуемся известной формулой:

$$t_2 = (Q + c * m * t_1) / c * m, \quad (15)$$

где Q – образующаяся теплота при превращении потенциальной энергии; c – удельная теплоёмкость. Для конструкционных сталей $c = 573,59 \text{ (дж/кг*град)}$; m – масса металла (кг), в котором произошли структурные и фазовые превращения под обломившимся зерном. Определялась масса цилиндра (рис.1, увеличение 50) радиусом $8 * 10^{-5} \text{ (м)}$ с глубиной структурных превращений $3 * 10^{-5} \text{ (м)}$, определяемых с помощью шлифов и рентгеноструктурного анализа. $m = \rho * V = 7800 * 602,88 * 10^{-15} = 4,7025 * 10^{-9} \text{ (кг)}$. При этом ρ – плотность стали (кг/м³); V – объём металла со структурными изменениями (м³); t_1 – температура предварительно нагретого металла в процессе шлифования.

Механический эквивалент теплоты в этом случае можно не учитывать, т.к. в системе СИ значение (c) даёт в (дж/кг*град). И в этом случае можно принять $U = Q$. Тогда $t_2 = [0,79 * 10^{-4} * 0,8 \text{ (дж)} + 573,59 \text{ (дж/кг*град)} * 4,7025 * 10^{-9} \text{ (кг)} * 710 \text{ (град)}] / 573,59 \text{ (дж/кг*град)} * 4,7025 * 10^{-9} \text{ (кг)} = 733,43 \text{ град}$.

Повышение температуры по отношению к предварительному нагреву обрабатываемой поверхности составляет 23,43 градуса.

Именно эта температура, появившаяся, практически, мгновенно, может вызвать локальные структурные изменения поверхности детали, происходящие быстрее, чем связанные с реализацией режимов обработки.

Выводы

1. При разрушении колеблющегося абразивного зерна возникает дополнительная температура.
2. В зависимости от величины зерна в круге и характеристик металла эта температура может находиться в пределах от нескольких градусов до нескольких десятков градусов.

Литература

1. Бабаков И.М. Теория колебаний. – Москва, - Гос. изд-во технико- теоретич. литературы, 1958. – 628 с.
2. Тимошенко С.П., Д.Х.Янг, У.Уивер. Колебания в инженерном деле. –Москва, «Машиностроение», 1985.-472 с.
3. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. – Москва, «Машиностроение», 1969. –172 с.

УДК 621.91.678.5

ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ СТЕКЛОПЛАСТИКОВ

Хавин Г.Л., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

The wear-out effect of the cutter for cutting glass fiber plastics is considered. The history of the radius of cutting edge and front clearance angle has negative influence for behavior of cutting process. Its state of affairs had place for bedding stage. The empirical law of changed cutter's geometry for choice of the rational cutting parameters is considered. The software for determine cutting parameters of the glass fiber plastics is created.

Для механической обработки стеклопластиков характерно интенсивное абразивное воздействие наполнителя (стеклянных волокон). Присутствие в зоне резания твердых составляющих приводит к сильному износу инструмента и определяет его стойкость. В связи с этим, для оптимального выбора режимов обработки, необходимо учитывать влияние износа на характер разрушения в очаге деформации и, как следствие, на изменение геометрических параметров инструмента и качества обработанной поверхности.

Как известно, наиболее характерным видом износа при точении стеклопластиков, является абразивный износ по задней поверхности инструмента [1,2]. Известные экспериментальные исследования, например, для точения стеклопластиков ЭФБ-П [2] показали, что изнашивание инструмента при точении стеклопластиков недостаточно характеризовать только образованием площадки износа по задней поверхности. Износ по задней поверхности, во-первых, по

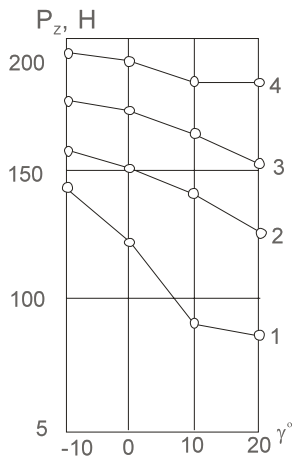


Рис. 1. Влияние переднего угла на составляющую P_z при резании стеклопластика ЭФБ-П (скорость резания – 100 м/мин; подача – 0,31 мм/об.; глубина резания – 1,5 мм; задний угол – 20°) резцами с различным износом по задней поверхности [2]: 1 – 0 мм; 2 – 0,31 мм; 3 – 0,43 мм; 4 – 0,6 мм.

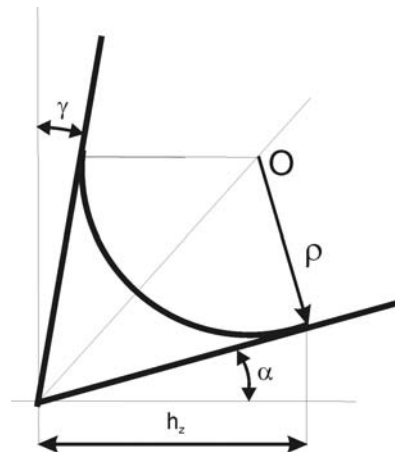


Рис. 2. Величина износа по задней поверхности инструмента.

всей видимости, является косвенной характеристикой притупления инструмента, т.е. изменения его геометрических параметров в процессе резания, во вторых, это величина, которую наиболее легко и точно можно измерить при проведении экспериментов. Фактически это принятый исследователями параметр, отражающий состояние инструмента, но не отражающий физическую сущность ухудшения процесса резания с точки зрения качества

обработки и энергетических затрат.

Главной целью настоящей работы является установление закономерностей износа инструмента при точении стеклопластиков различных марок. Далее использование найденных закономерностей в математическом обеспечении по расчету оптимальных режимов резания композиционных материалов и прогнозирование качества обработанной поверхности с учетом изменения геометрии режущего инструмента во времени.

Износ инструмента (износ режущих кромок резца) при точении стеклопластиков сопровождается изменением следующих параметров процес-

са обработки:

- изменение геометрических параметров режущего инструмента;
- рост силы резания и перераспределение абсолютных значений составляющих силы резания;
- рост температуры в очаге деформации;
- резкое ухудшение качества обработанной поверхности.

Изменение геометрических параметров резцов, а также физические основы процесса износа достаточно полно представлены в [3,4].

Как установлено из анализа экспериментальных данных [2], при точении стеклопластиков увеличение сил резания является следствием не столь увеличения площадки контакта по задней поверхности, а скорее образованием отрицательного переднего угла инструмента, в первую очередь за счет округления режущей кромки инструмента. На это указывают результаты, представленные на рис. 1.

Анализируя данные рис. 1 можно сделать вывод, что точение острозаточенным инструментом с различными передними углами от $\gamma = -10^\circ$ до $\gamma = 20^\circ$, сопровождается существенным изменением составляющей P_z силы резания. С увеличением износа изменение значения P_z от переднего угла уменьшается и при значении $h_z = 0,6$ мм разность становится чуть более 10%.

Зависимости составляющих сил резания P_x , P_y и P_z от износа резца по задней поверхности хорошо описывается степенной зависимостью:

$$P_x = Ch_z^x, P_y = Ch_z^y, P_z = Ch_z^z, \quad (1)$$

где h_z - износ по задней поверхности, рис.2. Значения показателей степени для различных стеклопластиков приведены в таблице.

Таблица

Стеклопластик	Показатель степени		
	x	y	z
ЭФБ-П	0,92	1,08	0,31
П-5-2	0,89	0,91	0,34
АГ-4С	0,82	0,86	0,40

Основным источником тепла при резании стеклопластиков принято считать работу трения на задней поверхности инструмента.

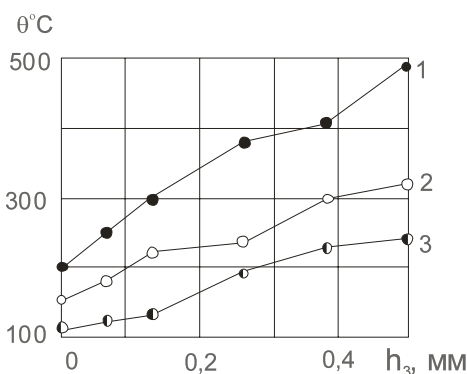


Рис.3. Зависимость температуры резания от износа резца при точении стеклопластиков по данным [2]: 1 – ЭФБ-П; 2 – АГ-4С; 3 – П-5-2, при подаче 0,21 мм/об., глубине резания 1,5 мм и скорости 100 м/мин для АГ-4С и ЭФБ-П; и скорости 30 м/мин для П-5-2.

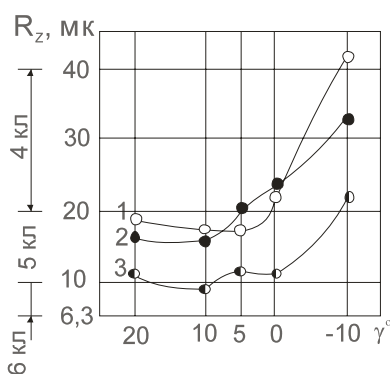


Рис.4. Влияние переднего угла на шероховатость обработанной поверхности [2]: 1 – ЭФБ-П; 2 – АГ-4С; 3 – П-5-2, при подаче 0,21 мм/об., глубине резания 1,5 мм и скорости 100 м/мин для АГ-4С и ЭФБ-П; и скорости 30 м/мин для П-5-2; значение заднего угла $\alpha = 20^\circ$.

При этом из-за низкого коэффициента теплопроводности стеклопластиков практически все выделившееся тепло концентрируется в инструменте. Последнее обстоятельство приводит к интенсивному повышению температуры режущей кромки инструмента и, как следствие, повышенный износ. С другой стороны уже небольшой по величине износ инструмента вызывает резкое увеличение температуры в зоне контакта (рис.3).

Для представленных данных получены аналитические степенные зависимости температуры ре-

зания θ от величины износа инструмента вида:

$$\theta = Ch_z^m \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (2)$$

где $m = 0,28$ для ЭФБ-П и АГ-4С, $m = 0,26$ для П-5-2.

Исследование влияния износа инструмента на качество обработанной поверхности [2-4] показало, что при точении стеклопластиков с увеличением износа шероховатость ухудшается настолько интенсивно, что приобретает первостепенное значение. Характерным для стеклопластиков является то, что механические разрушения обработанной поверхности (выкрашивание, сколы, отслоения) наступают при меньших величинах износа инструмента, чем термические прижоги. Поэтому не теплостойкость стеклопластиков, а процессы, происходящие в очаге деформации, определяют качество обработанной поверхности. При этом наиболее значительное ухудшение шероховатости наступает с появлением отрицательных значений переднего угла, рис.4. Уменьшение заднего угла до 5° практически не сказывается на изменении шероховатости обработанной поверхности [2]. Оптимальными геометрическими параметрами резцов являются: передний угол $\gamma = 5 \div 10^\circ$ и задний угол $\alpha = 20 \div 25^\circ$.

Особый практический интерес представляет изучение влияния технологических параметров процесса обработки (скорости резания, подачи, глубины резания) на износ резцов. Экспериментальные исследования различных авторов [1-4] показали, что характер изнашивания практически не зависит от режимов резания в широком диапазоне их изменения. Однако изменение скорости резания, подачи и глубины резания оказывают весьма значительное влияние на интенсивность процесса изнашивания.

Влияние параметров процесса обработки можно сформулировать следующим образом [1-4]:

- увеличение скорости приводит не только к интенсификации процесса изнашивания, но и к появлению выкрашивания острозаточенного инструмента, что объясняется ростом динамической нагрузки;

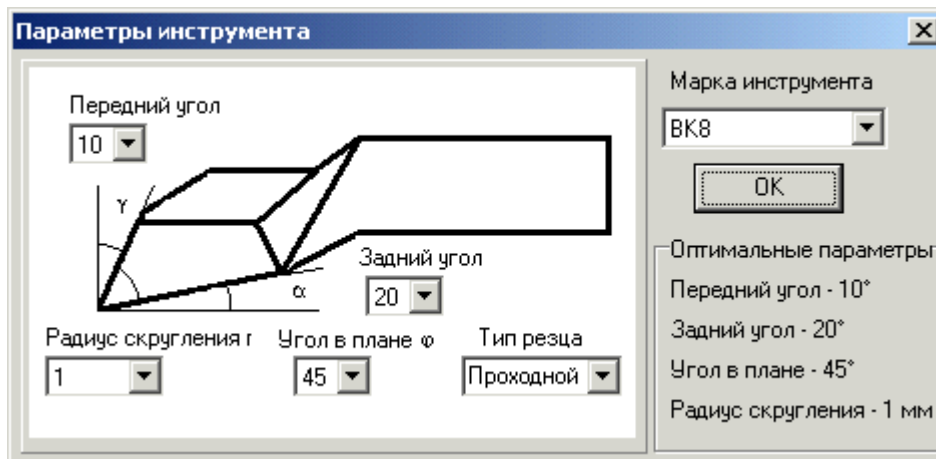


Рис.5. Форма для выбора параметров резца из твердосплавного материала.

риалов разработано специальное математическое обеспечение. Оно предназначено для осуществления качественных, точных и быстрых расчетов при обработке хрупких композиционных материалов, в частности, стекло- и углепластиков, автоматизированного определения оптимальных технологических режимов, обеспечивающих максимальную стойкость инструмента, прогнозирования работоспособности конечной детали на основе оценки качества поверхности и температуры в контакте.

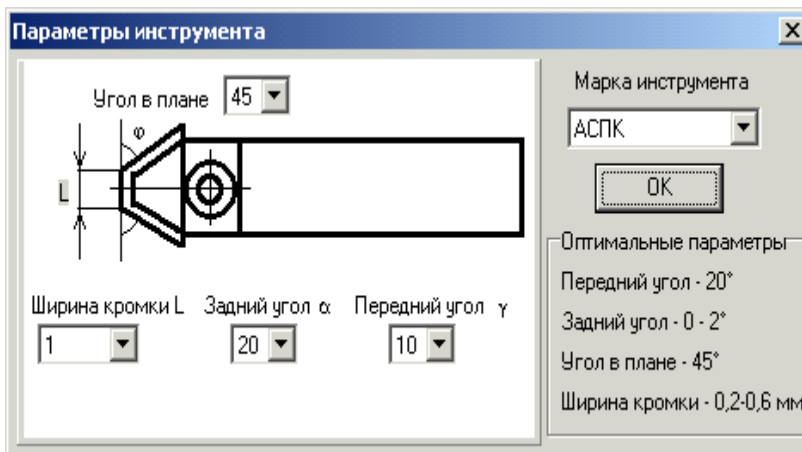


Рис. 6. Форма для выбора параметров алмазного резца.

- (при этом учитывается возможность снятия припуска за один или несколько проходов);
- далее, по аппроксимированным методом наименьших квадратов зависимостям, по заданному требуемому значению шероховатости, выбирается оптимальное значение подачи;
 - на основе заданных в исходной информации значений стойкости инструмента либо скорости резания по определенным ранее значениям глубины резания и подачи вычисляется недостающий параметр: если задана стойкость, то определяется оптимальная скорость резания, если задана фиксированная скорость резания, то определяется расчетная стойкость инструмента;
 - корректировка полученного решения в зависимости от конкретных условий обработки, типа заготовки и марки материала;
 - корректировка полученного решения с учетом изнашивания инструмента в процессе обработки;
 - проверка выполнения условия по заданным значениям шероховатости обработанной поверхности; корректировка подачи при необходимости;
 - проверка выполнения условия по средней и максимальной температуре в зоне резания во избежание прижогов обработанной поверхности; корректировка подачи при необходимости;
 - вывод расчетной информации в случае успешного завершения работы.

Задание исходной информации, которая представляет собой набор технологических и других проектных данных в виде текстовой или цифровой информации производится из файла или непосредственно с клавиатуры, рис.7. Характер информации и ввод данных не требуют специальной подготовки пользователя. Вывод полученных результатов производится на экран или в протокол, который может быть получен в виде жесткой копии.

В качестве обязательной информации необходимо выбрать вид обрабатываемого материала и его марку, инструмент и марку инструментального материала, группу технологических данных, связанных с характером обработки (припуск), требованиями к качеству обработанной поверхности (шероховатость), критерий изнашива-

- увеличение подачи приводит к увеличению износа и выкрашиванию за счет роста удельной силы резания на единицу длины режущей кромки;
- наибольший износ вызывает увеличение скорости резания, затем подачи и глубины резания.

Для определения рациональных режимов резания при обработке композиционных мате-

риалов разработано специальное математическое обеспечение. Оно предназначено для осуществления качественных, точных и быстрых расчетов при обработке хрупких композиционных материалов, в частности, стекло- и углепластиков, автоматизированного определения оптимальных технологических режимов, обеспечивающих максимальную стойкость инструмента, прогнозирования работоспособности конечной детали на основе оценки качества поверхности и температуры в контакте.

Пакет прикладных программ позволяет осуществлять подбор инструмента, а именно резцов различных типов, оснащенных пластинами из твердосплавных материалов или алмазными поликристаллами, рис.5,6. Это дает возможность планировать обработку со съемом припуска за несколько черновых и чистовых проходов.

При программной реализации выбора оптимальных режимов резания был использован алгоритм, состоящий из следующих позиций:

- первоначальный выбор глубины резания, исходя из заданного общего припуска на обработку

ния инструмента (стойкость или скорость резания), наличие или присутствие охлаждающей жидкости. Например, при точении стеклопластика или углепластика используются проходные, расточные, подрезные, отрезные резцы, оснащенные пластинами из твердых сплавов марки ВК (рис.5) или алмазными вставками АСПК и АСБ (рис.6).

Параметр	Черновая-1
Скорость резания, м/с	0.3
Подача, мм/об	0.5
Глубина резания, мм	3.8
Стойкость, мин	60
Шероховатость Ra, мкм	31.7
Шероховатость Rz, мкм	97.7
Шероховатость Rmax, мкм	247.9
Износ по задней пов-ти, мкм	0.1
Радиус округления, мкм	1
Сила резания Fx, Н	33.5
Сила резания Fy, Н	184.6
Сила резания Fz, Н	479.6
Средняя температура	167.7
Мак температура	217.9

Рис.7. Общий вид формы для расчета оптимальных режимов резания.

Предусмотрено автоматическое или ручное разделение припуска на проходы. Максимальное число черновых проходов – 3, чистовых - 3. Число проходов назначается в зависимости величины припуска, причем предпочтение отдается обработке за один проход. Для значения припуска более 10 мм назначается 2 черновых и 1 чистовой проход, если припуск более 5 мм, но менее 10 мм, то назначается 1 черновой и 1 чистовой проход. В случае если припуск менее 5 мм, то автоматически назначается один чистовой проход. При автоматическом разбиении на проходы глубина резания для каждого прохода выбирается с уменьшением величины чистовых проходов. В качестве параметра шероховатости задается значение R_z , R_a и R_{max} . Принято два возможных пути реализации выбора оптимальных режимов точения: при заданной стойкости инструмента или при заданной скорости резания.

В случае многопроходной обработки при расчете технологических параметров для каждого прохода производится проверка выполнения условия по средней и максимальной температуре в зоне резания, а выполнение ограничений по шероховатости не происходит. Только для последнего, завершающего прохода, проверяется не только ограничение по температуре, но и по шероховатости обработанной поверхности.

В качестве математических соотношений механики резания, для определения скорости резания, подачи, сил резания, температуры в контакте, параметров шероховатости, геометрических данных по инструменту, износа инструмента, в алгоритме используются обобщенные зависимости, полученные из анализа имеющихся литературных источников [1-4].

Таким образом, рассмотренные в настоящей статье соотношения, позволяющие прогнозировать износ инструмента, будучи включенными, в пакет прикладных программ по выбору режимов резания, позволяют более точно осуществить выбор технологических режимов обработки. Фактически учет износа инструмента в процессе резания позволяет корректировать полученное решение во времени с целью обеспечения гарантированных показателей качества обработки.

Работа выполнена в рамках проекта M2305 финансируемого министерством образования и науки Украины.

Литература

1. Буловский П.И., Петрова Н.А. Механическая обработка стеклопластиков. – Л.: Машиностроение, 1969.- 152 с.
2. Руднев А.В., Королев А.А. Обработка резанием стеклопластиков. – М.: Машиностроение, 1969.- 119 с.
3. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. –Л.: Машиностроение. Ленигр. отд-ние, 1987.- 176 с.
4. Семко М.Ф., Сустан Г.К., Дрожжин В.И. Обработка резанием электроизоляционных материалов. – М.: Энергия, 1974.- 176 с. 2. Штучный Б.П. Обработка резанием пластмасс. – М.: Машиностроение, 1974.- 144 с.
5. Хавин Г.Л. Резание композиционных стеклопластиков с позиций механики разрушения // Вестник НТУ «ХПИ».- Харьков: НТУ «ХПИ», 2002.-т.11, №9.- С.97-103.

УДК 621.923; 621.9.048.4

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ЭЛАСТИЧНЫХ КРУГОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПОСЛЕ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО УПРОЧНЕНИЯ**Проволоцкий А.Е., докт. техн. наук, проф., Негруб С.Л., Ласкин В.М.***(г. Днепрпетровск, Украина)*

The work is devoted to opportunities of application of elastic circles at processing surfaces after electrospark hardening.

Повышение быстроходности, мощности и производительности оборудования при одновременно возрастающих требованиях к его надёжности и долговечности вызывает необходимость увеличения твёрдости, износостойкости материалов деталей машин и механизмов. В большинстве случаев оказывается достаточным упрочить только рабочие поверхностные слои материалами, стойкими в неблагоприятных условиях, возникающих при работе машин.

В случаях, когда получение деталей из материалов, стойких к воздействию агрессивных сред с высокими температурами, затруднительно или невозможно по технологическим и экономическим соображениям, применяют способы нанесения покрытий из дорогих материалов на более дешёвые конструктивные материалы.

Долговечность работы деталей машин определяется порой не столько физико-механическими характеристиками материала, из которого они изготовлены, сколько свойствами и состоянием тончайшего поверхностного слоя. Изготовление деталей из одного и того же материала, но по различной технологии и разным режимом приводит к резкому колебанию свойств поверхностного слоя. При этом долговечность таких деталей может различаться в несколько раз.

Процесс электроискровой обработки металлов [1] основан на использовании действия электрического импульсного разряда, проходящего между электродами, в результате протекания которого наблюдается направленный выброс материала (преимущественно материала анода). Если же разряд происходит в газовой среде, то указанное явление будет сопровождаться дополнительным процессом, заключающимся в отложении части выброшенного материала на противоположном электроде. Электроискровой импульсный разряд применяется в основном при электроискровой размерной обработке металлов и сплавов, а также при электроискровом легировании поверхности одного из электродов.

Метод электроискровой размерной обработки широко распространён в промышленности, создано промышленное оборудование разнообразных параметров, конструкций и производительности с механизацией и автоматизацией основных операций процесса эрозионной обработки.

Метод электроискрового упрочнения до сих пор не получил достаточного распространения, однако он весьма перспективен для нанесения покрытий, обладающих высокой стойкостью в условиях трения скольжения, качения в присутствии абразива в широком интервале температур, высокой эмиссионной способностью, а также для ремонтной практики.

Основные особенности электроискрового способа нанесения металлических покрытий [2] заключаются в следующем: покрытия имеют большую прочность сцепления с материалом основы; покрываемые поверхности не требуют предварительной подготовки; возможно нанесение покрытий не только из металлов и их сплавов, но и композиционных материалов.

При электроискровом легировании маложестких деталей не наблюдается заметной деформации. Оборудование, используемое для этого, просто по конструкции и удобно в обслуживании. Однако небольшая глубина легированного слоя, его высокая шероховатость и пористость затрудняют широкое использование данного способа упрочнения в промышленности.

Качество поверхности, получаемое при электроискровом легировании, не удовлетворяет требованиям, предъявляемым к деталям. Для повышения производительности процессов электроискровой обработки увеличивают мощность электроискрового разряда, это в свою очередь ещё больше повышает шероховатость поверхности. Механизация технологических процессов электроискровой обработки несколько улучшает качество поверхности, но не настолько, чтобы можно было без последующей обработки применять прецизионные детали в парах трения. Наибольшая глубина упрочнённого поверхностного слоя заготовки обычно достигает глубины 30-50 мкм. В то же время при большой мощности разряда шероховатость поверхности находится в пределах Rz 20-30 мкм [3]. Из этого следует, что наиболее упрочнёнными оказываются выступы микрорельефа обрабатываемой поверхности. Без дополнительной обработки переупрочнённые выступы рельефа скалываются при трении. Разрушенные осколки вызывают интенсивный износ парных деталей.

Добиться значительной толщины покрытия за несколько проходов удаётся не всегда, так как уже после первого прохода электродом образуется поверхность со значительной шероховатостью, препятствующей в дальнейшем процессу легирования. Металл попадает преимущественно на уже упрочнённые участки, что ещё больше увеличивает шероховатость, а повышению качества покрытия не способствует. Решение проблемы частично найдено при составлении технологии упрочнения при помощи чередовании операций электроискрового легирования и финишных операций. Тогда на промежуточных операциях снимаются наплывы металла, оксидные включения и наиболее высокие выступы микронеровностей. Однако, оптимальное количество проходов электроискрового легирования не более трех. При обработке рекомендуется применять не только подачу электродов, но и подачу заготовки так, чтобы обрабатываемые участки поверхности перекрывались.

Получаемый слой покрытия неравномерен и покрыт слоем нагара из окислов продуктов сгорания, которые обра-

зуются в момент расплавления металла и переходе его в твёрдую фазу. Эксперименты, проведенные на базе Научно-исследовательского института специальных технологий НМетАУ, показывают, что вкрапления инородных образований в покрытии носит характер наростов или наплавов, "клякс", располагающихся на легированном слое металла. Эти образования достаточно прочны и хрупки. При дальнейшей финишной обработке они удаляются достаточно легко. Наличие этих окислов не улучшает качества поверхности, а ведь именно от него и зависит в конечном итоге эксплуатационные характеристики.

Однако далеко не все способы финишной обработки применимы к использованию в данном случае.

Абразивный инструмент (привычные круги) – это инструмент для размерной обработки, после его использования остаются риски как след от абразивных зерен. Так как обрабатывается покрытие, важно, чтобы обрабатывающий инструмент не повредил тонкий его слой, а убрал только окислы.

Ранее [3] были проверены технологические возможности гидроабразивной обработки при отделке поверхностей деталей после электроискрового легирования. Регулируя режимы обработки представляется возможным удалять окисные плёнки на поверхностях деталей, удалять расплавленные объёмы материалов электродов, которые не растворились в материале детали. При этом легко открываются участки поверхностей, которые не подверглись покрытию. Такой способ доводки позволяет значительно повысить сплошность покрытия, но при незначительных превышениях скорости соударения абразивных частиц с обрабатываемой поверхностью наблюдается разрушение нанесённого слоя.

Для мягких режимов обработки легированных поверхностей с сохранением самого слоя нанесённых металлов были проведены исследования технологических возможностей полимер-абразивных шлифовальных кругов. Состав и зернистость абразивных частиц в волокнах регулируемые, толщина волокон выбирается в зависимости в первую очередь от зернистости частиц [4]. Шлифовальные круги такой конструкции могут работать в разных режимах: при торцевом контакте с обрабатываемой поверхностью легко удаляются шарообразные блоки окислов металлов наносимых на детали; при деформации кругов волокна изгибаются располагаясь вдоль образующей поверхности, подлежащей обработке, при этом выступающие из волокон зерна снимают окисные плёнки на покрытии без повреждения самого нанесённого слоя. Эластичные круги могут применяться при обработке различных по форме деталей. При деформации кругов они своей наружной поверхностью копируют форму обрабатываемой детали.

Кроме числа проходов инструмента по одним и тем же участкам поверхности важным фактором является выбор зернистости абразивных зерен, закрепленных в инструменте. При использовании эластичных кругов с величиной абразива, подобранного с учетом исходной шероховатости поверхности [4], можно получить значительное снижение шероховатости без повреждения слоя покрытия.

На рисунке 1 представлен график зависимости зернистости абразива инструмента от исходной шероховатости поверхности после электроискрового упрочнения.

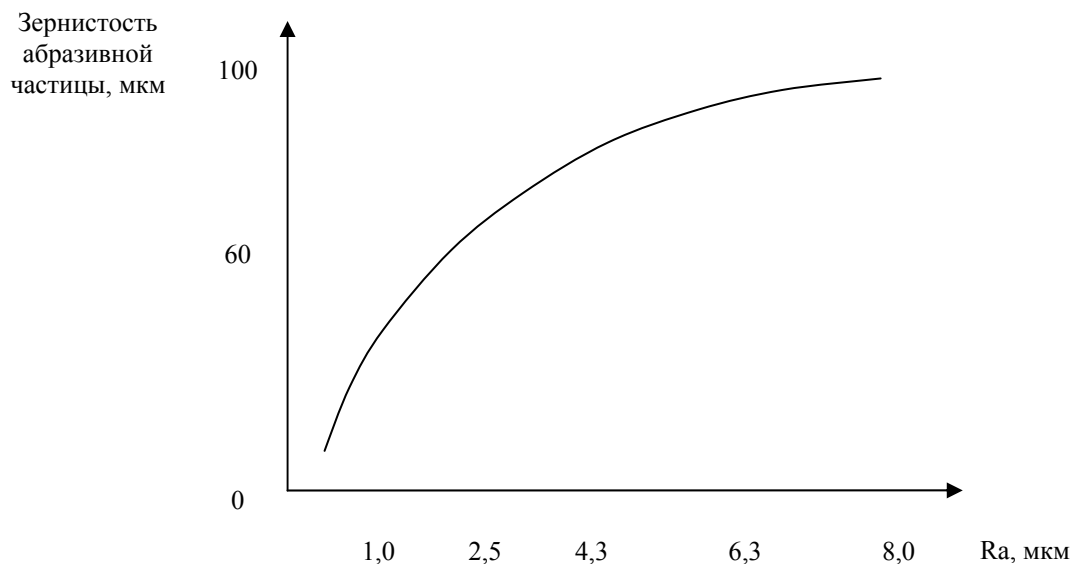


Рис. 1. Зависимость величины абразивных зерен от величины исходной шероховатости поверхности.

Литература

1. Электрофизические и электрохимические методы обработки материалов. Коваленко В.С. "Вища школа", 1975, 236с.
2. Кузнецов В.Д., Пашенко В.М. Фізико-хімічні основи створення покриттів: Навч. Посібник.- К.:НМЦ ВО, 1999.- 176с.
3. Проволоцкий А.Е. Повышение качества поверхностей, обработанных электроискровым способом // Электронная обработка материалов. 1988. №2 с.83-84.
4. Патент №36833А от 16.04.01 Абразивное волокно

УДК 621.9.025.77.657.5

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ В СИСТЕМЕ КНБ+(NI+CR)**Копейкина М.Ю.***(г. Киев, Украина)*

The results of model experiments on the contact interaction in the cBN + (Ni+Cr) system are given. The possibility is shown of the proceeding of similar reactions in the zone of cutting stainless and high-temperature alloys with tools of cBN polycrystals.

Как показано в исследованиях, выполненных в ИСМ НАН Украины, наиболее эффективным материалом для режущих инструментов, используемых при лезвийной обработке материалов на основе никеля, являются поликристаллические сверхтвердые материалы на основе кубического нитрида бора КНБ. При этом, эксперименты показывают, что на работоспособность инструмента из КНБ большое влияние оказывает химическое взаимодействие, имеющее место в зоне резания.

В настоящей работе представлены результаты модельных исследований химического взаимодействия КНБ с системой металлов Ni+Cr.

Изучение взаимодействия в системе (Ni+Cr) – КНБ проводилось на двух сериях образцов при различной концентрации никеля и хрома: при соотношении (вес.) Ni/Cr = 4/1 с содержанием КНБ 10, 20, 23 и 50 вес.% и при соотношении Ni/Cr, соответствующем составу эвтектики в двухкомпонентной металлической системе Ni+ Cr с содержанием КНБ 10, 25 и 50 вес.%.

В смесях с большим содержанием КНБ (50 вес.%), несмотря на достаточно высокую предельную температуру нагрева, взаимодействие развивается слабо и неравномерно. Контактное плавление происходит в отдельных участках смеси, в которых флуктуации состава обеспечивают благоприятные концентрационные условия для возникновения жидкой фазы. В контакте порошков КНБ с металлами может появляться расплав и обогащаться хромом, расплав постепенно растворяя его тонкие "чешуйки". Визуально наблюдалось, что капельки расплава, возникшие на поверхности спрессованной шихты при температуре около 1400 °С, оставались изолированными до ≈ 1600 °С и объединялись, формируя слиток, при более высоких температурах. Отдельные капельки расплава не коагулировали и закристаллизовались в виде слитков размером не более 1-1,3 мм в среде кубического нитрида бора. Дальнейшие исследования показали, что слитки имеют одинаковую структуру. При содержании КНБ в смеси 10-25 вес.% образцы полностью расплавляются (достигается температура ликвидуса) и при охлаждении кристаллизуются в виде плотных слитков.

Интенсивное выделение газа при температурах 1670-1700 °С замечено в смесях Ni+Cr как обогащенных никелем, так и эвтектического состава. Слабое выделение газа отмечено одновременно с появлением расплава вблизи 1400 °С. Выделение газа при нагреве смеси с низкой концентрацией КНБ сопровождается всплеском жидкости (выход газообразной фазы через расплав).

Результаты дифференциального термического анализа взаимодействия хромоникелевых смесей с КНБ показало, что контактное плавление смеси эвтектического состава с 10 вес.% КНБ фиксируется при минимальной в исследуемой системе температуре 1230 °С. В смесях с преобладанием никеля температура контактного плавления повышается до 1320 °С–1375 °С. В смеси с заменой никеля 10 вес.% железа и 20 вес.% КНБ контактное плавление начинается при 1385 °С. ДТА-кривые нагрева смесей с содержанием КНБ 50 вес.% оказались малоинформативными, термические эффекты на полученных записях были слабовыраженными и размытыми, поскольку из-за большого объема КНБ в навеске ухудшался контакт со спаем термопары, что отражается на качестве регистрации.

Анализ микроструктуры образцов, сформировавшихся при контактном взаимодействии в смеси металлов с КНБ показал, что в образцах, содержащих хромоникелевую эвтектику и 50 вес.% КНБ при охлаждении происходит выделение первичных кристаллов боридов Cr₂V и кристаллизация тройной эвтектики с участием тройного соединения — никельхромового боридов. Дисперсные включения нитрида хрома видны по полю светлых зерен. Основой является фаза γ, содержащая 64,6 ат.% Ni и 35,4 ат.% Cr. В бориде Cr₂V растворяется до 2,25 ат.% Ni. Рентгенографически обнаружено образование боридов Ni₄B₃, Ni₂B, Cr₃B₃ и двух тройных промежуточных фаз Cr₂Ni₃B₆ и Cr₃NiB₆, возможно в составе эвтектики.

В структуре сплава, содержащего 10 вес.% КНБ, наблюдаются на фоне γ-фазы бориды хрома (крупные первичные кристаллы) и перитектическая фаза в виде узких полос, соответственно CrB и Cr₃B₄, дендритоподобные образования небольших размеров (возможно, остатки α-фазы). Также видны игольчатые включения боридов хрома и никеля, участки двойной и тройной эвтектик. По данным рентгеновского анализа идентифицированы бориды Cr₃B₄, CrB, Ni₃B, Cr₃NiB₆, возможно также присутствие Cr₂Ni₃B₆. Содержание нитрида хрома Cr₂N незначительно.

Результаты микрорентгеноспектрального анализа химического состава фаз изучались в электронном изображении и характеристических рентгеновских лучах никеля, хрома, кислорода.

При увеличении ×2300–2600 распределение компонентов показывает, что хром находится в основном в крупном зерне (борид) и в меньшей степени в матрице образца. Никель находится в матрице сплава — твердом растворе γ, содержащем хром. Взаимодействие никеля с хромом происходит по границам зерен боридов, слабее по полю γ-фазы, что приводит к образованию тройной боридной фазы Cr₃NiB₆.

Оксиды хрома не образуются, также не образуются оксиды никеля и двойные оксиды, содержащие хром и

никель. Очевидно, кислород находится в составе оксидов бора.

В случае большого содержания КНБ (до 25 вес.%), хром расположен по всей площади шлифа, никель — только в матрице, в бориде хрома не зафиксирован, кислород виден на поверхности кристаллов боридов, слабее — в матрице, часть его находится в порах. Никель, в отличие от хрома, не образует оксид. Взаимодействие никеля с хромом характеризуется образованием тройного соединения — сложного борида $\text{Cr}_2\text{Ni}_3\text{B}_6$.

Для этого же случая на рентгенограмме остатков исходных компонентов, претерпевших взаимодействие в твердом состоянии, помимо линий КНБ, обнаружены линии никеля, нитридов хрома Cr_2N и CrN , сложного нитрида $\text{Cr}_{13}\text{Ni}_7\text{N}_{4,3}$, боридов хрома Cr_2B , Cr_5B_3 , CrB , Cr_2B_3 , боридов никеля Ni_3B , $\text{o-Ni}_4\text{B}_3$, $\text{m-Ni}_4\text{B}_3$, тройных фаз $\text{Cr}_2\text{Ni}_3\text{B}_6$ и Cr_3NiB_6 , сложных оксидов металлов NiCr_2O_4 , NiCrO_3 и бороксидов никеля $\text{Ni}_2\text{B}_2\text{O}_5$, $\text{Ni}_3(\text{BO}_3)_2$.

Количество дифракционных линий на фрагменте рентгенограммы слитка, закристаллизовавшегося из расплава, гораздо меньше. Идентифицированы следующие фазы: кубический нитрид бора, никель, бориды хрома Cr_2B , Cr_5B_3 , CrB , Cr_2B_3 , нитриды хрома Cr_2N и CrN , бориды никеля Ni_3B , $\text{o-Ni}_4\text{B}_3$, $\text{m-Ni}_4\text{B}_3$, тройные фазы $\text{Cr}_2\text{Ni}_3\text{B}_6$ и Cr_3NiB_6 , оксиды NiCr_2O_4 , NiCrO_3 , бороксиды $\text{Ni}_2\text{B}_2\text{O}_5$, $\text{Ni}_3(\text{BO}_3)_2$. За исключением сложного нитрида $\text{Cr}_{13}\text{Ni}_7\text{N}_{4,3}$, в слитке наблюдаются те же фазы, которые образовались без участия жидкой фазы. Однако их соотношения различны. Например, в слитке четко прослеживается образование боридов хрома Cr_2B и Cr_5B_3 , тогда как в остатках больше боридов никеля, особенно Ni_3B .

Из полученных результатов можно сделать следующие выводы:

- взаимодействие смесей металлов и КНБ начинается в твердом состоянии с образованием боридов и нитрида Cr_2N . Количество нитрида Cr_2N в продуктах реакции коррелирует с содержанием хрома в смеси — понижается с его увеличением;
- выделение газовой фазы азота не наблюдалось до расплавления шихты и отмечалось только при нагреве отдельных смесей одновременно с появлением расплава, интенсивность газовыделения повышалась при температурах 1670-1700 °С;
- минимальная температура контактного плавления в системе (Ni + Cr)–КНБ равна 1235 °С для смеси состава двойной хромоникелевой эвтектики с добавлением 10 вес.% КНБ, с увеличением содержания КНБ в эвтектической смеси до 50 вес.% температура контактного плавления поднимается на ≈ 100 °С. В смесях при соотношении Ni/Cr = 4/1 и содержащих КНБ от 10 до 50 вес.% контактное плавление происходит в диапазоне 1320-1375 °С;
- в продуктах реакции образуются боридные фазы — преимущественно CrB , Cr_5B_3 , Cr_2B , Cr_3B_4 , реже Ni_3B , Ni_2B , Ni_4B_3 и тройные соединения $\text{Cr}_2\text{Ni}_3\text{B}_6$ и Cr_3NiB_6 . Борид CrB кристаллизуется из расплава;
- на поверхности образцов появляются оксидные фазы бора, возможно образование оксидборидов хрома.

С учетом уровня температур на контактных поверхностях инструмента, а тем более на пятнах вспышки, отмеченное выше свидетельствует о возможности протекания в зоне резания химического контактного взаимодействия между инструментальным материалом на основе КНБ, обрабатываемыми сплавами, содержащими Ni и Cr, а также элементами окружающей среды (кислородом воздуха). Наличие такого взаимодействия в зоне резания является одной из причин интенсивного изнашивания режущих инструментов при обработке нержавеющей и жаропрочных сплавов.

УДК 621.9.047.7: 621.833

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДОВ КОНТРОЛЯ СТУПЕНЧАТЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ

Илюхин А.Ю., канд. техн. наук, доц, Илюхина О.В.

(г. Тула, Российская Федерация)

It is modelled the quality monitoring used for maintenance required axis cylindrical processed surface and a body of preparation at machining on the machine tool with the central drive. Fastening of a detail it is made on the raw cylindrical surface received by methods of plastic deformation, having error of the form in cross section as ovality and a bend of an axis.

Точное определение погрешности формы и положения цилиндрических поверхностей во многих случаях имеет важное значение для оценки качества изделий.

В специальных отраслях машиностроения выпускаются специальные изделия, представляющие собой цилиндрические ступенчатые корпуса из трубчатых деталей, объединяемые с помощью центрально расположенных резьбовых соединений. Одной из характеристик таких изделий является малая кривизна оси изделия. Для обеспечения соосности деталей в сборке в последнее время на механической обработке стали применять станки с центральным приводом, обеспечивающие одновременную обработку двух концов детали, что обеспечивает их соосность. При этом центральная часть детали как правило не обрабатывается. Одним из недостатков данного способа, при всех его преимуществах, является невозможность гарантировать минимальное выступание m (рис. 1) обработанной цилиндрической поверхности над необработанной цилиндрической частью (телом детали) при наличии у заготовки значительной кривизны оси.

Величина выступания рассчитывается по формуле

$$m = \frac{D-d}{2} \pm e, \quad (1)$$

где: D – диаметр обработки (обработанной наружной поверхности) относительно оси центрирования AB ; d –

диаметр тела заготовки; e – расстояние от точки O до оси центрирования (часть кривизны тела детали, изгиб оси), характеризует не соосность обработанной и не обрабатываемой поверхностей.

AB – ось центрирования.

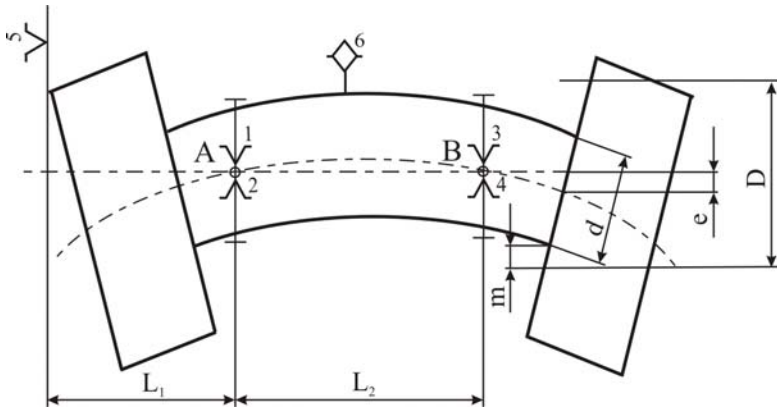


Рис. 1. Схема расчета минимального выступа обработанной цилиндрической поверхности над телом детали.

Для обеспечения требуемого значения выступа при механической обработки следует обеспечить необходимую величину параметра e , которое может быть определено при контроле заготовки в призмах. Схема контроля должна совпадать со схемой базирования применяемого зажимного приспособления.

Основным недостатком метода контроля в призме является то, что в качестве измерительной базы здесь служит сама измеряемая поверхность. Поэтому измерительный прибор реагирует на сумму погрешностей формы и погрешности базирования. Чтобы избежать последней рекомендуется в качестве

базовой поверхности взять постоянную измерительную базу, определяющую положение оси тела при его измерении. Для этого рекомендуется устанавливать детали в патроне (например, делительной головки) и в центрах при этом фиксировать угловое положение каждого из измерений (рис. 2).

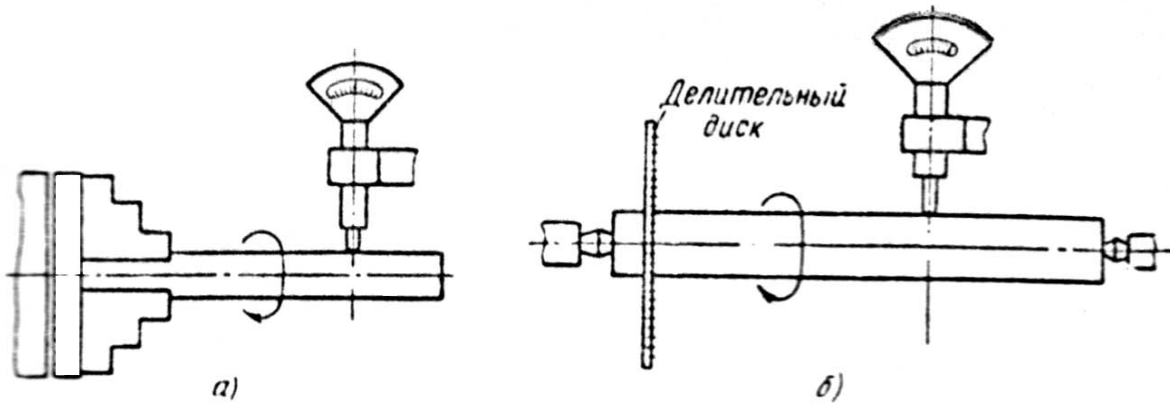


Рис. 2. Проверка вала при установке: а) в патроне; б) в центрах.

Рассмотрим целесообразность этих способов, наряду с контролем в призмах. Для этого произведем математическое моделирование формирования отклонений по следующей схеме (рис. 3).

При этом искомая погрешность формы может быть определена по следующей формуле:

$$\Delta_o = \Delta_{np} - e[\cos(\varphi - \alpha) + 1], \tag{2}$$

где Δ_{np} – показания по шкале прибора; e – эксцентриситет.

Данное уравнение может быть преобразовано в ряд Фурье:

$$y = f(\alpha) = R + A_0 + A_1 \sin(\alpha + \phi_1) + A_2 \sin(2\alpha + \phi_2) + \dots \tag{3}$$

где A_i – амплитуда, соответствующая гармонике.

При этом коэффициент A_1 отражает величину эксцентриситета, A_2 – овальность.

Для дискретно заданных величин эти коэффициенты можно найти по формулам:

$$A_k = \sqrt{a_k^2 + b_k^2}, \tag{4}$$

$$a_k = \frac{2}{N} \sum_{i=1}^{i=N} y_i \cos k\alpha, \tag{5}$$

$$b_k = \frac{2}{N} \sum_{i=1}^{i=N} y_i \sin k\alpha, \tag{6}$$

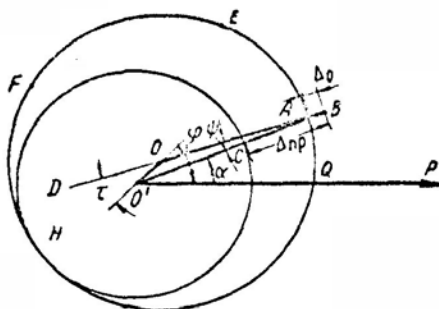


Рис. 3. Определение действительных отклонений

где $y_i = \Delta_{np}$ – значение функции, отсчитанное по шкале прибора.

Этими зависимостями воспользуемся для проверки значений измеряемых параметров, полученных методом математического моделирования контрольных позиций. При этом сечение моделировалось в виде эллипса с предельными характеристиками, и фиксировались значения показаний измерительного прибора, характеризующиеся значением координаты точки пересечения вращаемого сечения с линией контроля (рис.4).

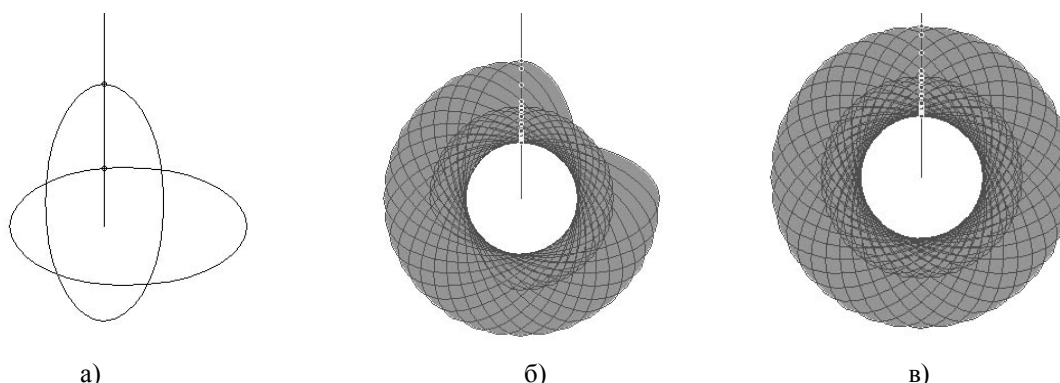


Рис. 4. Определение точек пересечения линии измерения и контролируемого сечения: а) два произвольно выбранного измерения; б) серия измерений от произвольно выбранного сечения; в) контроль полного оборота.

Моделирование показало, что для реальных размеров рассматриваемых деталей (при допустимой овальности тела до 0,6 мм и диаметром от 100 до 150 мм) разница в определении эксцентриситетов (не соосности) и величин овальности, полученных в результате моделирования, рассчитанных с дискретностью в 15° , не превышала 3% от фактических значений используемых в модели. Это дает возможность предположить, что 24-х точек достаточно для определения искомых параметров в действующем производстве.

При положении контролируемой оси совпадающей с осью призмы (или смещенной параллельно на величину 0,05 от диаметра) полученные значения для схемы контроля в призме и при контроле относительно постоянной измерительной базы (при центрировании в патроне) отличаются на величину не более чем 2%, что говорит об эквивалентности рассматриваемых схем. С увеличением угла наклона линии контроля (до 90° градусов) при контроле в призмах, контролируемые значения в 2 – 3 раза превышают значения заложенные в модель (1,5-2,5 величины овальности базовых поверхностей), что может характеризовать эту схему контроля как не пригодную для определения искомых параметров. Однако она объективно характеризует возможное положение детали при механической обработке в трехкулачковом патроне так как учитывает погрешности базовых поверхностей и возможное максимальное смещение оси детали при механической обработке, что объясняет появление брака из заготовок, признанных годными при контроле биения (величины e) традиционно применяемом в действующем производстве с вертикально расположенной измерительной осью.

УДК 621.9.047.7: 621.833

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОТДЕЛОЧНОЙ ОБРАБОТКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ВЫСОКОЙ ТВЕРДОСТИ

Маликов А.А., канд. техн. наук, доц.

(г. Тула, Российская Федерация)

In work the research of an optimum design of the cathode for finishing processing is carried out

В отечественном и зарубежном машиностроении наблюдается устойчивая тенденция к изготовлению зубчатых колес из высокопрочных легированных сталей с высокой твердостью рабочих поверхностей, которая достигается за счет закалки, цементации или азотирования. Однако эти процессы сопровождаются деформацией деталей, приводящей к потере их точности и снижению качественных показателей передач. Известные методы чистовой обработки закаленных колес, такие как притирка, зубохонингование, зубошлифование имеют комплекс существенных ограничений, поэтому проблема поиска альтернативных технологий является весьма актуальной.

Первые опыты по использованию для отделки закаленных колес финишной электрохимической обработки при сложной кинематике движения электродов показали перспективность этого способа. Однако успешной реализации новой технологии мешает ряд нерешенных вопросов, одним из которых является разработка оптимальной конструкции обкаточного катода.

Известные допущения, положенные в основу определения параметров формообразующей поверхности такого инструмента, например замена действительных силовых линий электрического поля дугами окружностей, приводит к погрешностям расчетов. Поэтому, в качестве критерия оптимизации была принята степень соответствия математической модели реальной картине электрического поля, возникающего в межэлектродном промежутке при различных вариантах конструктивного оформления инструмента. Исследование осуществлялось

путем сравнения величин «условной» интенсивности W анодного процесса, полученных расчетным способом и определенных с помощью физической модели поля, воспроизведенного между зубчатыми электродами на токопроводной бумаге.

Определение характеристик математической модели поля, необходимых для сравнительного анализа, производилось на ЭВМ и включало следующие этапы:

1. Расчет технологических параметров обрабатываемого зубчатого колеса.

Для расчета задавались следующие исходные данные: модуль m ; угол профиля исходного контура α ; число зубьев шестерни z_1 и колеса z_2 ; коэффициенты смещения исходного контура шестерни x_1 и колеса x_2 ; коэффициенты высоты головки шестерни h_{a1}^* и колеса h_{a2}^* . Искомыми параметрами колеса были: радиусы окружностей вершин r_{a2} ; впадин r_{f2} ; основной r_{b2} ; нижней точки активного профиля r_{p2} ; граничной точки r_{i2} ; средняя с учетом допуска окружная делительная толщина S_2 ; профильный угол на окружности вершин зубьев α_{a2} . Расчеты велись по зависимостям, представленным в ГОСТ 19274-73.

2. Расчеты параметров обкаточного катода, имеющего профиль, эквидистантный сопряженному с заданным на изделии.

Кроме технологических параметров обрабатываемого колеса m ; α ; z_2 ; x_2 ; r_{a2} ; r_{f2} ; r_{b2} ; r_{i2} ; S_2 ; α_{a2} , для расчета задавались: число зубьев катода z_0 ; коэффициент смещения исходного катода x_0 ; номинальный межэлектродный зазор a_0 ; величина перекрытия финишной обработкой активного профиля зуба колеса Δr_2 ; коэффициент радиального зазора C^* . Искомыми параметрами инструмента были радиусы: начальный r_{W0} , основной r_{b0} , впадин r_{f0} , вершин r_{a0} ; начальная окружная толщина зубьев S_{W0} ; окружная толщина на окружности вершин S_{a0} . Расчеты велись по следующим зависимостям:

$$\text{inv}\alpha_{W02} = \frac{(x_2 - x_0) \cdot 2 \cdot \text{tg}\alpha}{z_2 - z_0} + \text{inv}\alpha; a_{W02} = \frac{m \cdot (z_2 - z_0)}{2} \cdot \frac{\cos\alpha}{\cos\alpha_{W02}}; r_{W2} = \frac{r_{e2}}{\cos\alpha_{W02}}; r_{W0} = r_{W2} \cdot z_0 / z_2;$$

$$r_{e0} = r_{W0} \cdot \cos\alpha_{W02}; r_{f0} = r_{W0} - (r_{W2} - r_{a2}) - C^* \cdot m; g = (r_{e2} - r_{e0}) \cdot \text{tg}\alpha_{W02}; r_{k2} = r_{p2} + \Delta r_2; \alpha_{k2} = \arccos r_{b2} / r_{k2};$$

$$\rho_{k2} = r_{b2} \cdot \text{tg}\alpha_{k2}; \rho_{a0} = \rho_{k2} - g - a_0; \alpha_{a0} = \arctg \rho_{a0} / r_{b0}; r_{a0} = r_{b0} / \cos\alpha_{a0}; p_{W0} = 2\pi \cdot r_{W0} / z_0; p_{W2} = 2\pi \cdot r_{W2} / z_2;$$

$$S_{W2} = 2 \cdot r_{W2} \cdot \left(\frac{S_2}{m \cdot z_2} + \text{inv}\alpha_{W02} - \text{inv}\alpha \right); S_{W0} = p_{W0} - S_{W2} - 2 \cdot a_0 / \cos\alpha_{W02};$$

$$S_{a0} = 2 \cdot r_{a0} \cdot (S_{W0} / 2 \cdot r_{W0} + \text{inv}\alpha_{W02} - \text{inv}\alpha_{a0})$$

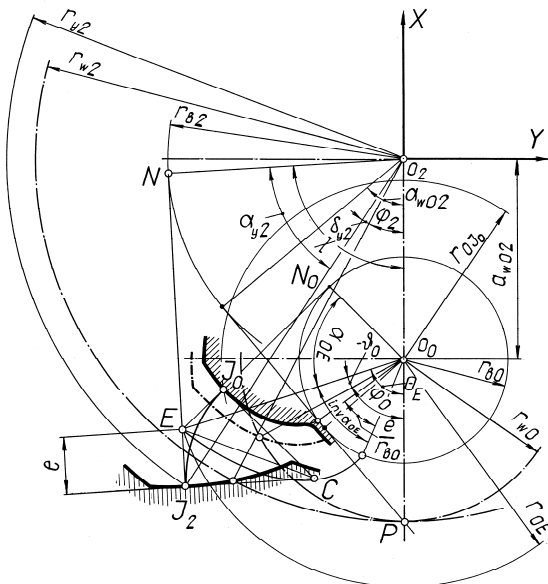


Рис.1. Схема для расчета граничных значений фазы зацепления.

3. Расчет значений фазы зацепления, соответствующих началу и концу анодного процесса в рассматриваемых точках заданного профиля зуба изделия.

В качестве исходных задавались следующие параметры изделия в расчетных точках: угол профиля α_{y2} ; радиус r_{y2} ; полярный угол δ_{y2} ; радиус кривизны эвольвенты ρ_{y2} .

Граничные значения $\varphi_{2\min}$ и $\varphi_{2\max}$ фазы зацепления φ_2 определялись для каждой точки из условия $r_{y0} = r_{a0}$, где r_{y0} — радиус точки рабочего профиля зуба катода, находящегося в рассматриваемый момент времени на дуге окружности, нормальной к профилю зуба изделия в расчетной точке. Это условие описывается трансцендентным уравнением $\Phi(\varphi_2) = 0$, вычисление корней которого осуществляется в два этапа. На первом по формулам

$$\varphi_{2\max} = \arccos \frac{a_{W02}^2 + r_{y2}^2 - r_{a0}^2}{2 \cdot a_{W02} \cdot r_{y2}} - \delta_{y2};$$

$$\varphi_{2\min} = -\frac{z_0}{z_2} \cdot \left(\arccos \frac{a_{W02}^2 - r_{y2}^2 + r_{a0}^2}{-2 \cdot a_{W02} \cdot r_{a0}} + \frac{a_0}{r_{b0}} - \text{inv}\alpha_{W02} + \text{inv}\alpha_{a0} \right)$$

определялись приближенные значения корней, а на втором, по формулам, составленным по схеме на рис. 1, — их уточненные значения. При этом функция $\Phi(\varphi_2) = 0$ представлялась как сложная, зависящая от ряда вспомогательных функций:

$$\chi = \alpha_{y2} + \delta_{y2} + \varphi_2; e = \frac{a_{W02}^2 + r_{y2}^2 - r_{a0}^2 - 2 \cdot a_{W02} \cdot (\rho_{y2} \cdot \sin\chi + r_{b2} \cdot \cos\chi)}{2 \cdot (\rho_{a0} + \rho_{y2} - a_{W02} \cdot \sin\chi)}; X_E = -r_{b2} \cdot \cos\chi - (\rho_{y2} - e) \cdot \sin\chi;$$

$$Y_E = -r_{b2} \cdot \sin \chi + (\rho_{y2} - e) \cdot \cos \chi; \operatorname{tg} \Theta = \frac{Y_E}{X_E + a_{W02}}; r_{0E} = -(a_{W02} + X_E) / \cos \Theta; \cos \alpha_{0E} = r_{b0} / r_{0E}; \varphi_0 = z_2 \cdot \varphi_2 / z_0;$$

$$\Theta'_E = \operatorname{inv} \alpha_{0E} + a_0 / r_{b0} - \operatorname{inv} \alpha_{W02} + \varphi_0 - e / r_{b0}; \Phi(\varphi_2) = \Theta_E - \Theta'_E$$

При определении величины «условной» интенсивности по известной формуле $W = \int_{\varphi_{2\min}}^{\varphi_{2\max}} \Phi_1 / a \cdot d\varphi$, где Φ_1 –

функция, учитывающая влияние кривизны взаимодействующих электродов на плотность силовых линий; a – межэлектродный зазор, значения интеграла могут быть найдены лишь численными методами. Поэтому на заключительном этапе расчета определялись значения подинтегральной функции в интервале от $\varphi_{2\min}$ до $\varphi_{2\max}$

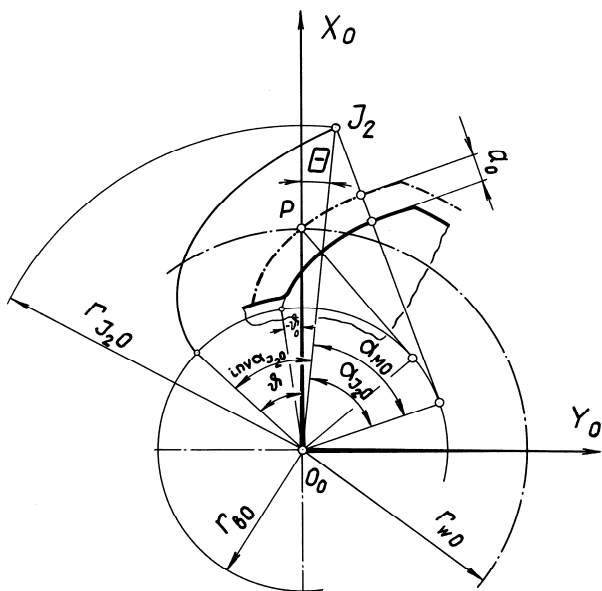


Рис.2. Схема для расчета параметров инструмента в точке, лежащей на нормали.

эвольвентного профиля катода в точке I_0 , лежащей с рассматриваемой на изделии точкой на одной силовой линии (рис. 3): $\chi = \alpha_{y2} + \delta_{y2} + \varphi_2$; $X_Q = -r_{b2} \cdot \cos \chi$; $Y_Q = -r_{b2} \cdot \sin \chi$; $\lambda = \varphi_0 + \vartheta_0 + \operatorname{tg} \alpha'_{I_0,0}$, где $\alpha'_{I_0,0}$ – предварительно выбранное или рассчитанное значение профильного угла в точке I_0 . При первом уточняющем расчете

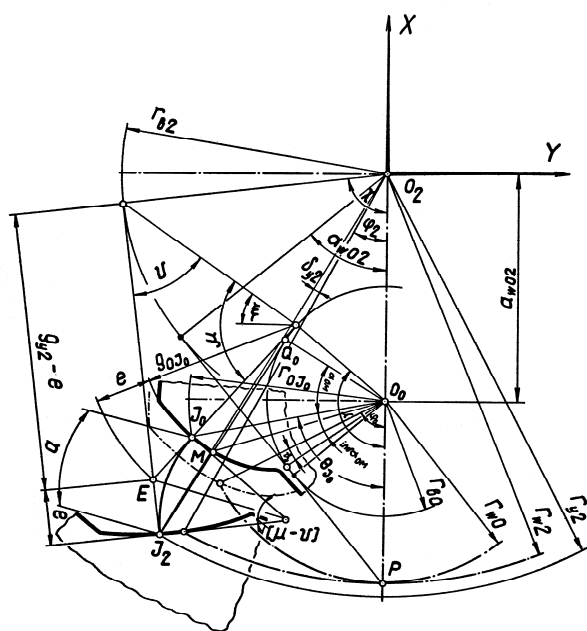


Рис.3. Схема для расчета параметров инструмента в точке, лежащей на дуге окружности.

для трех расчетных точек на заданном профиле зуба изделия, а затем подсчитывались величины «условной» интенсивности в этих точках.

4. Расчет промежуточных значений подинтегральной функции.

Определение параметров Φ_1 и a носит итерационный характер. В первом приближении рассчитывались параметры эвольвентного профиля катода в точке, лежащей на нормали (рис. 2)

$\varphi_0 = z_2 \cdot \varphi_2 / z_0$, где промежуточное значение фазы зацепления $\varphi_2 = \varphi_{2\min} + \Delta\varphi_2 \cdot j$.

Здесь $\Delta\varphi_2 = \frac{\varphi_{2\max} - \varphi_{2\min}}{c-1}$, а $j = 0; 1; 2; \dots; (c-1)$ – порядковый номер значения фазы φ_2 ; c – число расчетных значений, $\gamma = \varphi_0 - \varphi_2 - \delta_{y2}$;

$$X_0 = r_{y2} \cdot \cos \gamma - a_{W02} \cdot \cos \varphi_0;$$

$$Y_0 = -r_{y2} \cdot \sin \gamma + a_{W02} \cdot \sin \varphi_0; \operatorname{tg} \Theta = Y_0 / X_0;$$

$$r'_{I0} = X_0 / \cos \Theta; \cos \alpha'_{I0} = r_{b0} / r'_{I0}; \vartheta = \Theta - \operatorname{inv} \alpha'_{I0};$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{M0} = \operatorname{tg} \alpha'_{I0} - \vartheta + \vartheta_0.$$

При уточняющих расчетах определялись параметры эвольвентного профиля катода в точке I_0 , лежащей с рассматриваемой на изделии точкой на одной силовой линии (рис. 3): $\chi = \alpha_{y2} + \delta_{y2} + \varphi_2$; $X_Q = -r_{b2} \cdot \cos \chi$; $Y_Q = -r_{b2} \cdot \sin \chi$; $\lambda = \varphi_0 + \vartheta_0 + \operatorname{tg} \alpha'_{I_0,0}$, где $\alpha'_{I_0,0}$ – предварительно выбранное или рассчитанное значение профильного угла в точке I_0 . При первом уточняющем расчете

следует принимать $\alpha'_{I_0,0} = \alpha_{M0}$, при втором $\alpha'_{I_0,0} = \alpha_{I_0,0}$ и т.д., $X'_{Q0} = -r_{b0} \cdot \cos \lambda$; $Y'_{Q0} = -r_{b0} \cdot \sin \lambda$;

$$\operatorname{tg} \xi = \frac{-a_{W02} + X'_{Q0} - X_Q}{Y_Q - Y'_{Q0}}; E = \frac{Y'_{Q0} - Y_Q}{\cos \xi}; \mu = \lambda - \xi;$$

$$\rho'_{I_0,0} = r_{b0} \cdot \operatorname{tg} \alpha'_{I_0,0}; e = \frac{E^2 + \rho_{y2}^2 - \rho_{I_0,0}^2 - 2 \cdot \rho_{y2} \cdot E \cdot \cos \mu}{2 \cdot (\rho_{I_0,0} + \rho_{y2} - E \cdot \cos \mu)};$$

$$\sin v = \frac{\rho_{y2} + e}{\rho_{I_0,0} + e} \cdot \sin \mu; X'_{I_0,0} = X'_{Q0} - \rho_{I_0,0} \cdot \sin(\xi + v);$$

$$Y'_{I_0,0} = Y'_{Q0} + \rho_{I_0,0} \cdot \cos(\xi + v); \operatorname{tg} \Theta = Y'_{I_0,0} / X'_{I_0,0};$$

$$r_{I_0,0} = -X'_{I_0,0} / \cos \Theta_0; \alpha_{I_0,0} = \arccos r_{b0} / r_{I_0,0}.$$

О достигнутой точности судим по изменению параметров $\rho_{I_0,0}$, $r_{I_0,0}$, $\alpha_{I_0,0}$ при уточняющих расчетах. По принятому окончательно значению $\alpha_{I_0,0}$ и приведенным выше зависимостям определялись величины μ , e , v , $\rho_{I_0,0}$ а затем промежуточные значения подинте-

$$\text{гральной функции} \quad \Phi_1 = \frac{1 - e/\rho_{y2}}{1 + e/\rho_{I0}}; \quad a = 2 \cdot e \cdot \frac{(\mu - \nu)/2}{\text{tg}(\mu - \nu)/2}.$$

Определение величин «условной» интенсивности осуществлялось одним из известных способов численного интегрирования с помощью стандартного пакета «MathCAD 6.0».

Был проведен расчет значений функции Φ_1 , величин межэлектродных зазоров a и «условной» интенсивности W для трех точек заданного профиля зуба колеса с модулем $m = 3$; числом зубьев $z_2 = 33$; коэффициентом смещения исходного контура $x_2 = 0.556$; углом профиля исходного контура $\alpha = 20^\circ$; коэффициентом высоты головки $h_a^* = 1.134$ и коэффициентом радиального зазора $C^* = 0.166$. Исходные для расчета параметры колеса имели значения: $r_2 = 49.5$ мм; $r_{b2} = 46.515$ мм; $r_{W2} = 42.213$ мм; $\alpha_{W02} = 9^\circ 52' 11''$; $S_{W2} = 2.999$ мм; $\rho_{W2} = 8.989$ мм. В качестве инструмента рассматривался катод с числом зубьев $z_0 = 14$ и коэффициентом смещения исходного контура $x_0 = 0.4$. Номинальный межэлектродный зазор a_0 был принят, равным 0.3 мм. Параметры катода с эвольвентным профилем зубьев имели значения: $r_0 = 21$ мм; $r_{b0} = 19.733$ мм; $r_{W0} = 20.028$ мм; $r_{a0} = 25.016$ мм; $S_{W0} = 2.691$ мм; начальное межосевое расстояние $a_{W02} = 27.184$ мм.

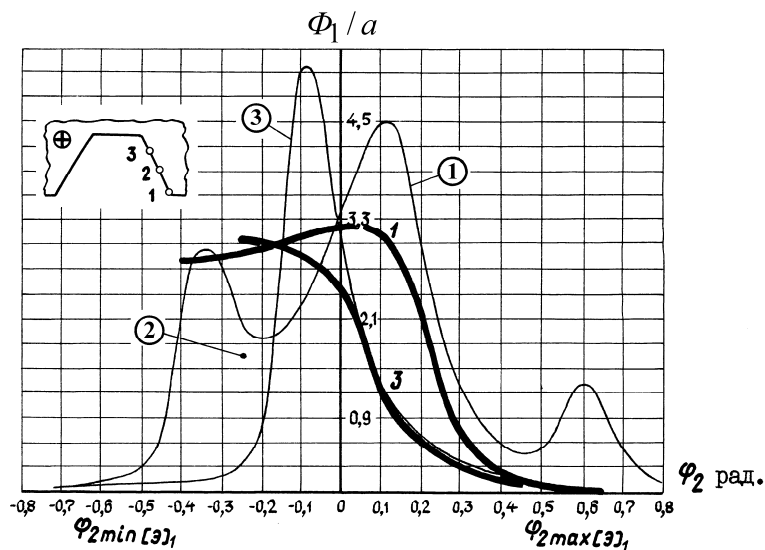


Рис.4. Значения подинтегральной функции.

Результаты проведенных вычислений представлены в виде графиков подинтегральной функции $\Phi_1/a = f(\varphi_2)$. (См. утолщенные линии на рис. 4).

Такие же зависимости были получены и по экспериментальным данным, найденным путем физического моделирования электрического поля на токопроводящей бумаге (См. тонкие линии на рис. 4). Для этого с помощью сплава «Вуда» в масштабе 50:1 были изготовлены модели, воспроизводящие картины электрических полей между зубчатыми электродами в моменты времени, соответствующие промежуточным значениям фазы зацепления φ_2 . Точки линий равного потенциала находились по известной методике, а длина силовых линий определялась с погрешностью, не превышающей 0,005 мм.

Сравнительному исследованию были

подвергнуты следующие варианты конструктивного оформления обкаточного катода:

- вариант, при котором участие в анодном процессе принимают все поверхности зубьев;
- вариант, при котором из участия в процессе исключаются переходные кривые зубьев и дно их впадин;
- вариант конструкции с отверстиями во впадинах зубьев;
- вариант конструкции с отверстиями, поверхности которых покрыты слоем диэлектрика;
- вариант, при котором из участия в процессе исключаются участки зубьев на окружности вершин.

В качестве количественного критерия, позволяющего наиболее полно оценить степень соответствия математической и физической моделей, был использован показатель δ_W , учитывающий постоянство отношений величин «условной» интенсивности в расчетных точках профиля изделия, найденных экспериментально ($W_{\text{э}}$) и полученных по расчетным данным (W_p). Такой показатель было принято называть относительным максимальным разбросом коэффициентов пропорциональности и определять по формуле

$$\delta_W = \frac{K_{W \max} - K_{W \text{cp}}}{K_{W \max}} \cdot 100\%, \text{ где}$$

$K_{W \max} = (W_{\text{э}}/W_p)_{\max}$; $K_{W \text{cp}} = \left(\sum_1^n K_W \right) / n$. Здесь n – число расчетных точек на профиле зуба изделия, K_W – коэффициент пропорциональности, который определялся отношением $W_{\text{э}}/W_p$ в каждой точке.

В результате проведенных вычислений были получены следующие значения показателя δ_W , соответствующие анализируемым вариантам конструктивного оформления: $\delta_{W(a)} = 16\%$; $\delta_{W(b)} = 9\%$; $\delta_{W(c)} = 14\%$; $\delta_{W(d)} = 7\%$; $\delta_{W(e)} = 17\%$.

Таким образом, оптимальной конструкцией обкаточного катода следует признать ту, у которой участие в анодном процессе принимают только боковые стороны зубьев, а влияние переходных кривых и впадин исключено. В этом случае достоверность расчетов формообразующей поверхности инструмента окажется наибольшей, что положительно скажется на точности финишной обработки.

УДК 658 : 623 : 338

НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ ФОРМИРОВАНИЯ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОЙ ПРОДУКЦИИ ОБОРОННО-ПРОМЫШЛЕННОГО КОМПЛЕКСА РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ

Сабинина А.Л., канд. техн. наук, доц.
(г. Тула, Российская Федерация)

Рассмотрены особенности строения и организации жизненного цикла машиностроительной продукции специального назначения в сравнении с организацией жизненного цикла товаров народного потребления. Определены факторы, влияющие на структуру и состав участников осуществления жизненного цикла военной техники

В оборонной промышленности создание образцов новой конкурентоспособной продукции представляет собой сложный и длительный процесс, в котором одновременно участвует большое количество предприятий и научных организаций. Поэтому основной целью проведения структурной перестройки в оборонной промышленности является выделение по всей технологической цепочке из предприятий и организаций оптимального состава отраслевых НИИ, КБ и серийных предприятий, которые смогут обеспечить не только в настоящее время, но и в будущем разработку и выпуск соответствующих мировому уровню образцов современной техники.

Помимо указанных корпораций должен быть выделен и установлен перечень имеющих важное федеральное значение НИИ, ОКБ и предприятий, получающих статус государственных научных, научно-производственных центров, НИИ и ОКБ федерального значения, финансируемых в основном из средств государственного бюджета.

Остальные оставшиеся в отрасли предприятия должны быть исключены из мобилизационных планов. Однако не должно быть введено запрета на добровольное присоединение на согласованных условиях этих предприятий к создаваемым оборонным корпорациям.

В процессе формирования финансово-промышленных групп и холдинговых компаний необходимо учитывать:

- возможности реализации в ближайшей перспективе не только выпускаемой, но также и создаваемой предприятиями оборонной промышленности продукции на свободном (в том числе мировом) рынке и по государственному оборонному заказу;
- существующие важнейшие производственные кооперационные связи, производственную специализацию между предприятиями и организациями оборонных отраслей промышленности по производству основных видов военной, специальной и другой техники;
- пакет акций организаций и предприятий оборонной промышленности, находящихся в государственной собственности.

Создание интегрированных структур следует производить на основе рационального использования трех основных форм корпоративной интеграции: горизонтальной, вертикальной и смешанной.

При горизонтальной интеграции в состав корпорации включаются предприятия, выпускающие однотипную продукцию. При этом эффект от объединения получается за счет более рациональной организации ее производства на базе углубления специализации и кооперирования.

При вертикальной интеграции в состав корпорации входят предприятия и организации, выпускающие как финальную продукцию (самолеты, вертолеты, спецтехнику), так и большинство комплектующих изделий к ней (двигатели, агрегаты для двигателей, приборы, узлы для приборов и т.п.).

При применении смешанной интеграции объединение предприятий в корпорацию включает в себя как элементы горизонтальной, так и вертикальной интеграции.

Процесс создания интегрированных структур в оборонно-промышленном комплексе проводится в соответствии с принятой Правительством РФ Федеральной целевой программой «Реструктуризация и конверсия оборонной промышленности на 1998-2004 гг.». Основной целью этой программы является осуществление целенаправленного реформирования оборонного промышленного комплекса в соответствии с задачами военного строительства, перепрофилирование и модернизация высвобождаемых из военного сектора производственных мощностей на выпуск гражданской высокотехнологичной, конкурентоспособной продукции, обеспечение социальной защиты высвобождаемых работников.

Если посмотреть на этот вопрос шире, то можно прийти к выводу о том, что еще не выработана государственной политики в сфере формирования корпораций и сама задача определения такой политики реально не ставилась.

Вследствие этого действия государства по прямому формированию корпораций за прошедший период экономических реформ отличались преимущественно бессистемностью, непоследовательностью и противоречивостью. Принятые государственные меры по регулированию создания и деятельности корпораций практически не способствовали как реализации потенциала интегрированных структур, так и защите интересов различных сторон в ходе интеграционных процессов.

Во многом это было вызвано отсутствием стратегической и целостной концепции формирования интегрированных структур, недостаточной координацией действий по их созданию с планами реструктуризации

отдельных оборонных отраслей и конкретных предприятий. Из 8 отраслей оборонно-промышленного комплекса только одна отрасль имеет утвержденную Правительством России концепцию реструктуризации. Кроме того, в процессе реформирования доминировал регионально-отраслевой подход к определению состава корпораций, игнорировалась проблема проведения предварительной внутренней реструктуризации предприятий.

В этой связи заслуживает внимания опыт авиационной промышленности. Концепция ее реструктуризации предусматривает создание корпораций с участием государства на базе производств основных классов авиационной техники, имеющих платежеспособный спрос и демонстрирующих способность к выживанию за счет этого спроса. В корпорацию в обязательном порядке включается головное КБ по данному классу техники и серийный завод или группа заводов. Разработчики и производители комплектующих включаются в состав корпорации лишь в том случае, если последняя готова обеспечить их выживание и развитие за счет долевого финансирования в рамках согласованной системы перераспределения доходов от продаж финальной продукции.

По мнению авторов концепции, отказ от включения поставщиков комплектующих (агрегатов и приборов) в состав корпорации приведет к трем возможным сценариям развития событий:

- свертывание производства по данным комплектующим внутри страны с последующим использованием преимуществ международного разделения труда;
- вхождение этого поставщика в другую корпорацию;
- диверсификация и начало работы не только для нужд авиационной, но и других отраслей промышленности.

Производители комплектующих (особенно широкого профиля) имеют возможность получить поддержку государства на образование корпорации второго уровня при следующих условиях:

а) если разработчики и производители однотипных узлов и агрегатов, работавшие ранее для обеспечения строго определенного класса авиационной техники, объединяются между собой, и начинают обеспечивать все или большинство корпораций первого уровня;

б) если поставщики комплектующих имеют рыночную нишу, которая потенциально шире, чем сфера их текущей деятельности. Образованная на этой основе корпорация второго уровня, наряду с выполнением заказов авиационных корпораций первого уровня, может и должна работать на других рынках и не является элементом исключительно авиационной промышленности.

На самом же деле это приводит к свертыванию производства комплектующих изделий - агрегатов и, как следствие, к потере технологической и экономической безопасности. Авторы концепции не учли того обстоятельства, что большинство агрегатных и приборостроительных заводов являются монополистами по широкому кругу комплектующих изделий. В результате "сплошной" приватизации, отсутствия государственного оборонного заказа был потерян государственный контроль и прекращено производство агрегатов для всех типов самолетов на ряде предприятий.

Поэтому в целях недопущения подобных случаев было бы целесообразно выделить на этих заводах (в рамках оставшегося у государства пакета акций) специальные производства с последующим изменением их правового статуса.

Накопленный за последние годы опыт реализации программы реструктуризации авиапромышленного комплекса позволяет конкретизировать как объекты, так и механизмы создания интегрированных структур.

Помимо внешних проблем, имеющих место при организации вертикально-интегрированных структур, существует еще одна главная внутренняя проблема взаимоотношений между «материнской» и дочерними компаниями, а именно — разграничения прав и обязанностей между ними. Во многом ее решение обусловлено методическими подходами к организации материнской компании. На практике встречаются два основных подхода.

В первом случае создается отдельная управленческая компания, а во втором — ее функции выполняет управленческий аппарат головного (финального) предприятия или конструкторского бюро. Наиболее предпочтительным, по нашему мнению является второй вариант, поскольку сотрудники головного предприятия (конструкторского бюро) обладают полной и достоверной информацией о ходе разработки, производства и реализации финальной продукции, владеют данными о существующей производственно — технологической кооперации и т.д.

В сложившейся ситуации большую актуальность приобретает задача создания оптимального механизма взаимодействий между участниками разработки, производства и реализации вооружений и военной техники. Для выявления основных характеристик такого механизма рассмотрим процесс создания продукции военного назначения по этапам ее жизненного цикла.

Структура жизненного цикла изделий военного назначения практически совпадает со структурой жизненного цикла товаров народного потребления. В настоящее время в области проектирования и производства военной техники действует комплекс стандартов под общим наименованием «Система разработки и постановки продукции на производство. Военная техника» (СРПП ВТ). Эти стандарты регламентируют распределение видов работ по следующим этапам жизненного цикла продукции военного назначения.

На этапе исследования и обоснования разработки формируются исходные требования, разрабатываются заявки на выполнение НИР, аванпроекта, ОКР. При этом инициатором разработки может быть как заказчик в ли-

це государства, так и сама организация, занимающаяся проектированием военной техники. После рассмотрения, утверждения и выдачи технического задания на выполнение НИР, аванпроекта, ОКР производятся непосредственные теоретические и экспериментальные исследования в выбранном направлении. По результатам НИР обосновывается возможность и целесообразность разработки образцов и выполняется аванпроект.

Ко второму этапу жизненного цикла относится разработка изделия, включающая последовательную разработку эскизного проекта ОКР, технического проекта ОКР, расчетно-конструкторской документации для изготовления опытного образца. Затем опытный образец изготавливается и проходит предварительные испытания. В случае успеха производятся приемочные испытания опытного образца (партии). По результатам испытаний проектируется расчетно-конструкторская документация и дорабатывается опытный образец. Расчетно-конструкторская документация утверждается.

Третий этап жизненного цикла заключается в изготовлении изделия в условиях серийного производства. Он содержит следующие виды работ:

- подготовка и освоение производства;
 - изготовление, испытания и приемка изделий серийного производства;
 - сборка и наладка изделий, получаемых в разобранном виде от смежников;
 - строительство объектов, монтаж и наладка изделий, требующих работ на месте эксплуатации.
- Далее следует четвертый этап – поставка изделий заказчику, состоящий из следующих стадий:

- отправление изделий заказчику;
- транспортировка к месту назначения;
- приемка изделий потребителем.

На пятой стадии жизненного цикла, состоящей в эксплуатации изделий, происходит ввод в эксплуатацию, поддержание в готовности, хранение при эксплуатации и прекращение эксплуатации.

Специальный раздел СРПП ВТ посвящен ремонту изделий и регламентирует разработку ремонтных документов, проведение опытного ремонта изделий, подготовку и освоение ремонтного производства, ремонт изделий и их отpravку получателю заказа, обоснование о снятии изделия с ремонтного производства. Существуют также стандарты, посвященные этапу обеспечения эксплуатации и ремонта со стороны производителя и этап снятия с производства.

Взаимосвязь этапов жизненного цикла военной техники можно представить следующей схемой (рис.1).

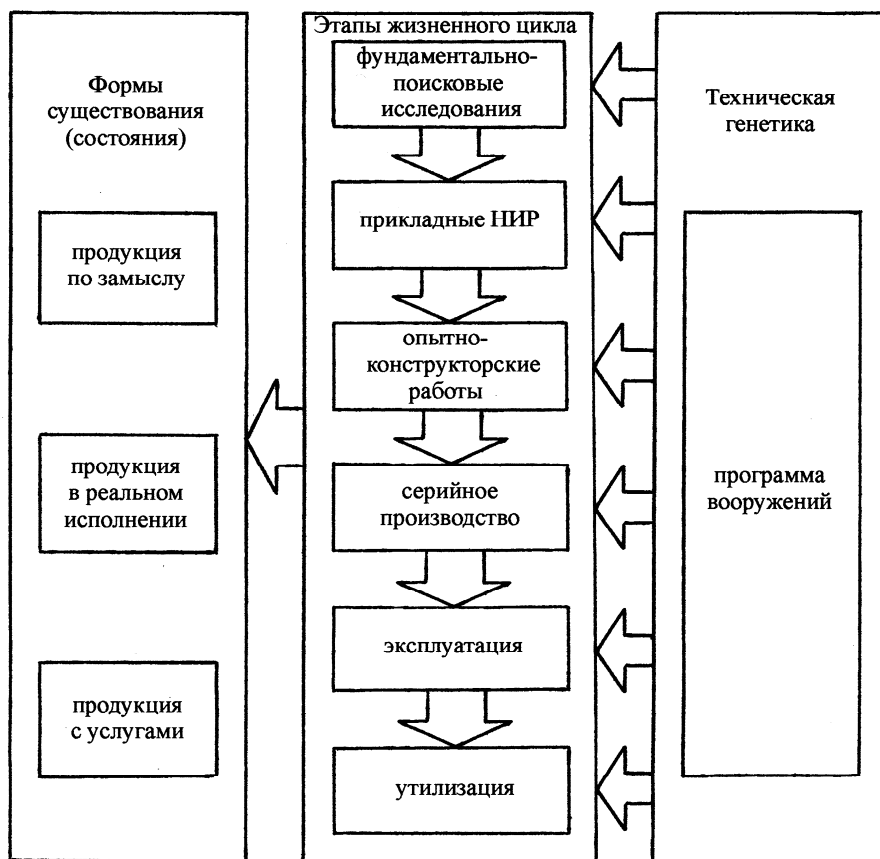


Рис.1. Этапы жизненного цикла военной техники.

Особенностью жизненного цикла продукции военного назначения является то, что практически все его этапы осуществляются на различных предприятиях, имеющих соответствующую специализацию. Более того, на некоторых этапах необходимо участие нескольких исполнителей работ. Например, на этапе серийного про-

изводства отдельных видов военной техники может быть задействовано до 20 субподрядчиков. Следовательно, при формировании интегрированных структур оборонного комплекса необходимо учитывать значительные особенности действующей в нем системы распределительных отношений, обусловленные распределением этапов жизненного цикла изделий по отдельным предприятиям и организациям.

Несмотря на обособленность оборонного комплекса от воспроизводственных процессов, происходящих в остальных отраслях народного хозяйства, в нем можно наблюдать протекание аналогичных процессов потребления ресурсов, формирования добавочной стоимости, распределения дохода. Отличие заключается в источниках и направлении движения финансовых потоков внутри оборонного комплекса. В силу специфики организации процесса разработки, изготовления и реализации машиностроительной продукции военного назначения необходим особый подход к формированию механизма организационно-экономических отношений в оборонном комплексе.

УДК 621.9.025

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОДОЛЬНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ТОЧЕНИИ

Ямникова О.А., канд. техн. наук

(г. Тула, Россия)

In this essay described the numerical modelling of an average arithmetic deviation of a structure in view of elastic fluctuations modeling of technological system. On the received data it is possible to estimate stability of technological process at the given modes of cutting and quality of a processable surface.

Обычно студентам в лекциях читают о нескольких составляющих шероховатости обработанной поверхности, измеренной вдоль направления скорости резания, - так называемые продольные шероховатости. К ним относят пластическое выдавливание металла из-под вершины резца и его задней поверхности на обработанную поверхность; упругое и термическое восстановление металла; царапанье сходящей стружкой и, главное, поперечные колебания заготовки относительно инструмента. Ни в одном справочнике не дается численное значение этих составляющих, лишь указываются, что при значительных вибрациях эта составляющая может оказаться преобладающей. В работах по вибрациям технологических систем объясняется механизм возникновения вибраций, иногда указываются формулы для определения условий безвибрационного резания. В данной статье описывается численное моделирование среднего арифметического отклонения профиля.

Рассмотрим процесс точения гладкого нежесткого вала длиной l радиусом R .

При численном моделировании процесса взята эмпирическая зависимость силы резания:

$$P_z = C_p \cdot t^m \cdot s^p \cdot v^n \cdot K, \quad (1)$$

где C_p - коэффициент пропорциональности, зависящий от свойств обрабатываемого материала; t - глубина резания; s - подача; v - скорость резания; m , p , n - табулированные показатели степени; K - общий поправочный коэффициент, учитывающий изменение условий резания по отношению к табличным.

При отсутствии упругих деформаций в подсистеме "суппорт - инструмент - заготовка" точение происходило бы при скорости резания v_0 , глубине резания t_0 и подаче s_0 . В процессе резания в технологической системе возникают упругие колебания заготовки и подсистемы "суппорт - инструмент" в направлении действия составляющих силы резания и крутильные колебания заготовки от действия крутящего момента.

При расчете следует учитывать влияние вибраций в подсистеме "суппорт - инструмент - заготовка" в зоне резания на режимы резания. Для начала выберем систему координат. Расчетная схема деформаций вала при точении представлена на рис. 1. Пусть левый конец заготовки будет началом координат, ось заготовки - ось координат OX , вертикаль - ось OZ и перпендикуляр к горизонтальной плоскости заготовки - ось OY .

Продольные колебания заготовки $w(x_{рез}, \tau)$ и колебания подсистемы "суппорт - инструмент" $q_x(\tau)$ вдоль оси заготовки приводят к изменению подачи

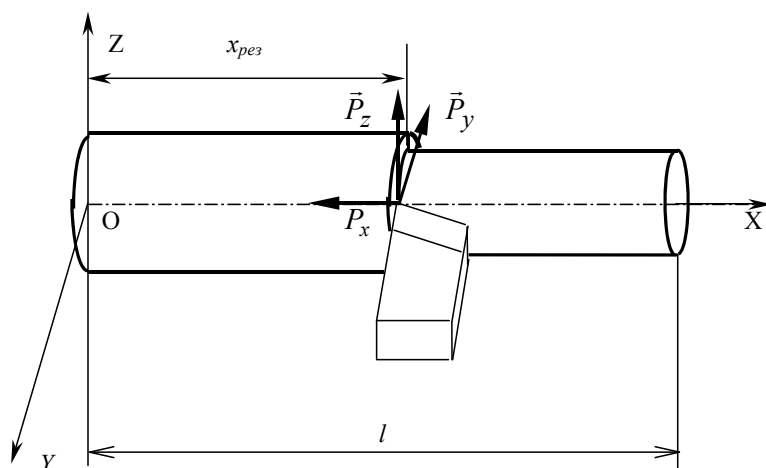


Рис. 1. Расчетная схема колебаний заготовки при точении

$$s(\tau) = s_0 - u(x_{рез}, \tau) - q_x(\tau).$$

Глубина резания $t(\tau)$ изменяется в зоне резания на величину поперечных колебаний $u_y(x_{рез}, \tau)$ заготовки и колебаний подсистемы "суппорт - инструмент" $q_y(\tau)$ в направлении оси OY .

$$t(\tau) = t_0 - u_y(x_{рез}, \tau) - q_y(\tau).$$

Изменение глубины резания

$$\Delta t(\tau) = u_y(x_{рез}, \tau) + q_y(\tau) \quad (2)$$

представляет собой величину шероховатости в данный момент.

Кроме того, совершаются поперечные колебания заготовки вдоль оси Oz - $u_z(x_{рез}, \tau)$ и крутильные колебания заготовки - $\varphi(x_{рез}, \tau)$. Скорости этих колебаний оказывают влияние на скорость резания:

$$v(\tau) = v_0 - \frac{\partial u_z(x_{рез}, \tau)}{\partial \tau} + R \cdot \frac{\partial \varphi(x_{рез}, \tau)}{\partial \tau}.$$

В этом случае основная составляющая силы резания $P_z(x, \tau)$ будет иметь следующую зависимость:

$$P_z(x, \tau) = \begin{cases} 0, & x \neq x_{рез}(\tau); \\ C_p \cdot (t_0 - u_y(x, \tau) - q_y(\tau))^m \cdot (s_0 - w(x, \tau) - q_x(\tau))^p \times \\ \times \left(v_0 - \frac{\partial u_z(x, \tau)}{\partial \tau} - R \cdot \frac{\partial \varphi(x, \tau)}{\partial \tau} \right)^n \cdot K, & x = x_{рез}(\tau). \end{cases}$$

Здесь $x_{рез}(\tau)$ – координата зоны резания.

Две другие составляющие силы резания линейно зависят от $P_z(x, \tau)$:

$$\begin{aligned} P_x(x, \tau) &= K_x \cdot P_z(x, \tau); \\ P_y(x, \tau) &= K_y \cdot P_z(x, \tau). \end{aligned} \quad (3)$$

При обработке стальной заготовки точением линейные коэффициенты в формуле (3) могут принимать следующие значения:

$$K_x = 0,3, K_y = 0,7.$$

В работе [1] представлена краевая задача об упругих колебаниях заготовки при точении, численное решение которой позволило определить погрешности обработки, в том числе и $\Delta t(\tau)$, что, в свою очередь, дало возможность определить среднее арифметическое отклонение профиля R_a [2]:

$$R_a(\tau) = \frac{1}{l_t} \int_0^{l_t} |\sigma_t(\tau) - \Delta t(\tau)| dx.$$

Здесь $\sigma_t(\tau)$ - среднее квадратичное отклонение величины $\Delta t(\tau)$, l_t – длина пути обработки. На рис. 2 представлены результаты численного моделирования среднего арифметического отклонения профиля.



Рис. 2. Результаты моделирования среднего арифметического отклонения профиля.

Как видно из графика данный процесс точения устойчив, но уровень шероховатости достаточно высок для заданных режимов резания (глубина резания $t_0=0,5$ мм и подача $s_0=0,5$). Это объясняется малой жесткостью узлов данной технологической системы.

Литература

1. Ямникова О.А. Общая концепция построения математической модели упругих колебаний заготовки при обработке резанием // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 7-й МНТК, 27-28 мая 2003 г.. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003. – С.100 - 103.
2. Мягков В.Д. Краткий справочник конструктора. – Л.: Машиностроение, 1975. – 816 с.

УДК 621.919.2

УСТАНОВЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ УДЕЛЬНЫХ СИЛ РЕЗАНИЯ ОТ ПОДАЧИ НА ЗУБ ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ ОТВЕРСТИЙ В ИЗДЕЛИЯХ ИЗ СТАЛИ

Селезнев Ю.Н., канд. техн. наук, доц., Рухлин А.С.

(г. Курск, Россия)

В статье представлена методика установления взаимосвязи удельных сил резания, приходящимися на мм² площади передней поверхности зубьев протяжки, и величиной подъема на зуб при протягивании внутренних поверхностей в изделиях из различных конструкционных сталей. С использованием метода наименьших квадратов установлены взаимосвязи между удельными контактными нагрузками и величиной подъема на зуб в зависимости от значения переднего угла для конструкционных углеродистых и легированных сталей 1 и 2 групп качества в нормализованном, отожженном и горячекатаном состояниях при использовании в качестве СОЖ сульфозрезола и аналогичных ему по воздействию: 3-10% эмульсия из эмульсола "Укринол-1", масло ОСМ-3, масло индустриальное марок И-12А или ГИ-20А

Удельные силы резания p кГ/мм² при протягивании подчиняются общей закономерности, имеющей место при резании металлов, а именно: с уменьшением толщины срезаемого слоя металла удельная сила резания возрастает. По данным [1], составлена зависимость удельных сил резания от подъема на зуб, представленная в таблице 1, по которой построена графическая зависимость, представленная на рис.1.

Таблица 1

Зависимость удельной осевой нагрузки резания $q_{\text{уд}}$ (МПа), приходящейся на мм² площади передней поверхности, и величиной подъема на зуб в зависимости от значения переднего угла при протягивании инструментом с групповой схемой съема припуска конструкционных углеродистых и легированных сталей 1 и 2 групп качества в нормализованном, отожженном и горячекатаном состояниях при использовании в качестве СОЖ сульфозрезола и аналогичных ему по воздействию: 3-10% эмульсия из эмульсола "Укринол-1", масло ОСМ-3, масло индустриальное марок И-12А или ГИ-20А

Подача на зуб S_z , мм	Передний угол γ , °					Подача на зуб S_z , мм	Передний угол γ , °				
	5	10	15	20	25		5	10	15	20	25
0,01	7800	4800	3700	3000	2600	0,19	2565	2165	2020	1900	1820
0,015	6067	4000	3133	2600	2267	0,20	2538	220	2014	1895	1814
0,02	5000	3500	2800	2400	2150	0,21	2536	2195	2013	1891	1809
0,025	4520	3200	2640	2280	2150	0,22	2513	2191	2008	1886	1804
0,03	4133	3033	2533	2233	2000	0,23	2513	2191	2009	1887	1809
0,035	3886	2886	2429	2143	1971	0,24	2408	2187	2004	1888	1804
0,04	3700	2800	2375	2100	1925	0,25	2408	2164	2004	1884	1804
0,045	3556	2711	2333	2067	1911	0,26	2408	2162	2000	1900	1800
0,05	3420	2640	2280	2060	1900	0,27	2389	2159	1996	1896	1818
0,06	3250	2550	2233	2016	1867	0,28	2389	2157	1996	1896	1814
0,07	3114	2486	2186	1986	1857	0,29	2452	2152	1997	1893	1814
0,08	3013	2438	2150	1963	1825	0,30	2450	2150	1990	1890	1813
0,09	2933	2400	2122	1956	1833	0,31	2426	2148	1990	1890	1810
0,10	2890	2360	2120	1940	1810	0,32	2425	2147	1963	1888	1809
0,11	2827	2345	2090	1927	1818	0,33	2424	2145	1985	1888	1806
0,12	2753	2292	2069	1923	1823	0,34	2421	2124	1985	1885	1806
0,13	2714	2285	2057	1914	1807	0,35	2400	2123	1983	1883	1803
0,14	2686	2253	2080	1907	1807	0,36	2397	2119	1981	1883	1803
0,15	2656	2250	2044	1900	1819	0,37	2397	2119	1981	1881	1803
0,16	2624	2241	2035	1911	1811	0,38	2395	2118	1979	1879	1800
0,17	2600	2233	2028	1906	1806	0,39	2392	2115	1977	1879	1800
0,18	2589	2205	2026	1905	1806	0,40	2393	2115	1978	1878	1798

Примечание. Величина удельной осевой нагрузки корректируется в зависимости от: состояния и твердости обрабатываемого материала, вида смазывающе-охлаждающей жидкости, группы качества протягиваемой поверхности, способа разделения стружки (Приложение П21, [1]).

Из графика, представленного на рис. 1, следует весьма существенный вывод в отношении конструирования протяжек, а именно: с точки зрения уменьшения силы протягивания выгоднее конструировать протяжки, срезающие более толстые слои металла. Путь современного развития конструкций протяжек идет именно в направлении применения таких схем резания, которые позволяли бы протяжкам срезать более толстые слои металла.

Анализ графических зависимостей между удельными контактными нагрузками, приходящимися на мм² площади передней поверхности зубьев протяжки, и величиной подъема на зуб в зависимости от значения пе-

реднего угла, представленных на рис. 1, позволяет с большой вероятностью признать, что за аппроксимирующую удобно принять функцию вида

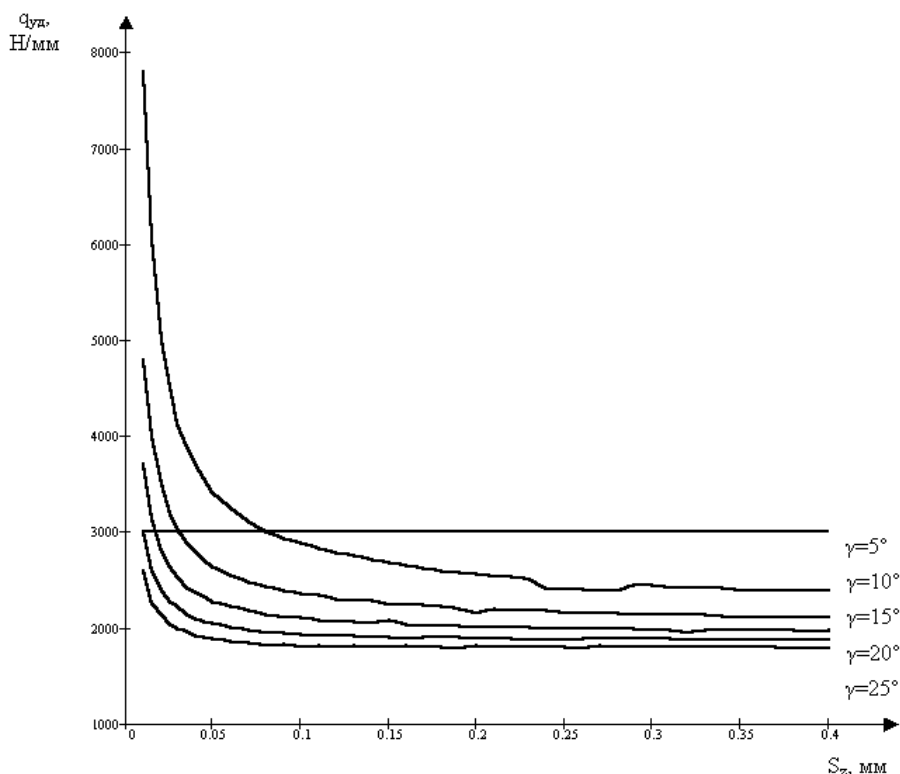


Рис. 1. График зависимости $q_{уд}=f(S_z)$.

$$y = a \cdot \frac{1}{x} + b. \quad (1)$$

Для поиска зависимости воспользуемся методом наименьших квадратов. Составим систему уравнений на основе указанного метода. В качестве функции используем параметр $q_{уд}$, а в качестве аргумента параметр S_z . Имеем

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^n q_{удi} S_{zi}^{-1} - a \cdot \sum_{i=1}^n S_{zi}^{-2} - b \sum_{i=1}^n S_{zi}^{-1} = 0, \\ \sum_{i=1}^n q_{удi} - a \sum_{i=1}^n S_{zi}^{-1} - bn = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Решая систему (2) находим значения коэффициентов a и b . В таблицах представлены зависимости между удельными контактными нагрузками, приходящимися на мм^2 площади передней поверхности зубьев протяжки, и величиной подъема на зуб в зависимости от значения переднего угла для различных групп конструкционных материалов при изменяющихся условиях.

Таблица 2

Математические модели взаимосвязи удельной силы резания $q_{уд}$ (МПа), приходящейся на мм^2 площади передней поверхности, и величиной подъема на зуб в зависимости от значения переднего угла при протягивании инструментом с групповой схемой съема припуска конструкционных углеродистых и легированных сталей 1 и 2 групп качества в нормализованном, отожженном и горячекатаном состояниях при использовании в качестве СОЖ сульфифрезолоа и аналогичных ему по воздействию: 3-10% эмульсия из эмульсола "Укринол-1", масло ОСМ-3, масло индустриальное марок И-12А или ГИ-20А

Значение переднего угла γ^0	Параметры математической модели
5^0	$q_{уд} = 56/S_z + 2270$
10^0	$q_{уд} = 28,2/S_z + 2065$
15^0	$q_{уд} = 17,7/S_z + 1932$
20^0	$q_{уд} = 11,3/S_z + 1841$
25^0	$q_{уд} = 7,7/S_z + 1766$

Графическая интерпретация математических моделей взаимосвязи удельной силы резания $q_{уд}$ (МПа), приходящейся на мм^2 площади передней поверхности, и величиной подъема на зуб, представленных в табл. 2, изображена на рис.2.

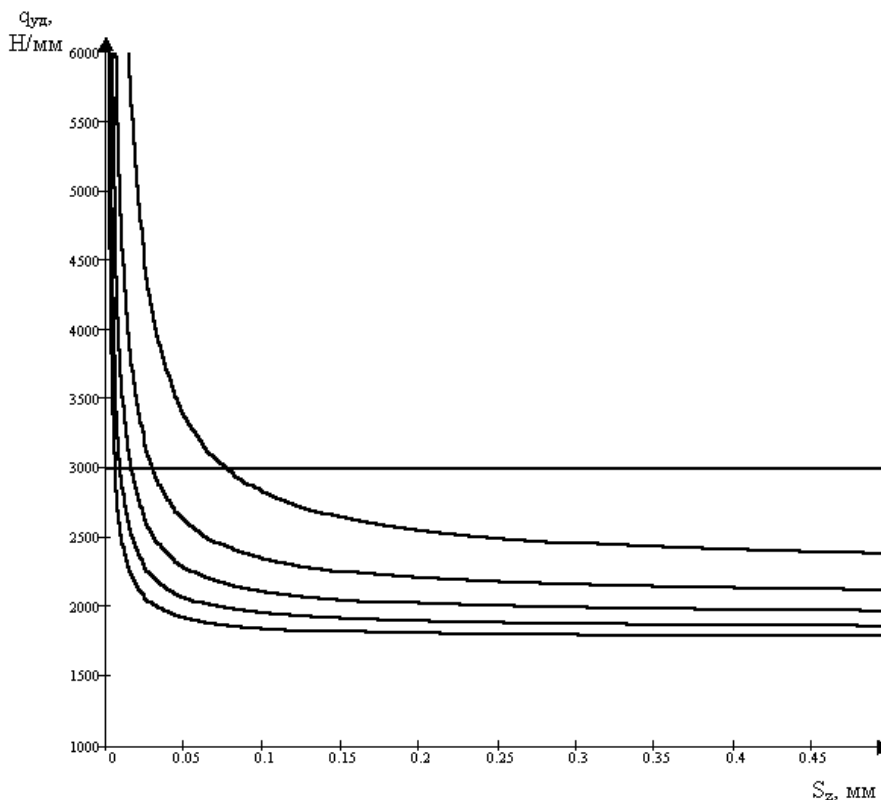


Рис. 2. График зависимости $q_0=f(S_z)$ полученный на основе МНК.

Погрешность аппроксимации определяем по зависимости:

$$\Delta = \frac{|q_{уд}^{табл} - q_{уд}^{расч}|}{q_{уд}^{табл}} \cdot 100\% . \quad (3)$$

Для приведенных в табл.2 моделей проводим расчет погрешности для каждого табличного значения удельной нагрузки. В результате расчетов получили: максимальная погрешность аппроксимации составила 6,34%, средняя погрешность – 1,98%

Работа выполнена в соответствии с грантом на 2003-2004 г.г. по фундаментальным исследованиям в области технических наук (раздел “Машиностроение”) Министерства образования РФ.

Литература

1. Протяжки для обработки отверстий / Д.К. Маргулис, М.М. Тверской, В.Н. Ашихманов и др. М.: Машиностроение, 1986, - 232 с.

УДК 621.919.2

ОСОБЕННОСТИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОГО СОСТОЯНИЯ ПРОТЯЖЕК С ПРОГРЕССИВНЫМИ СХЕМАМИ СЪЕМА ПРИПУСКА

Селезнев Ю.Н., канд. техн. наук, доц., Рухлин А.С.

(г. Курск, Россия)

В статье анализируется износ протяжек с большими подачами для обработки внутренних поверхностей с прогрессивными схемами съема припуска. Установлено, что при восстановлении работоспособного состояния протяжек с большими подачами с прогрессивными схемами съема припуска необходимо тщательно контролировать диаметральные размеры каждого зуба секций, чтобы не допускать увеличения размера последнего зуба в секции по отношению к остальным, так как в противном случае возможны поломки протяжки в эксплуатации после переточки.

Износ зубьев протяжки в процессе эксплуатации проявляется в истирании задней поверхности зубьев и образовании площадки износа по задней грани, ширина которой с увеличением срока эксплуатации возрастает. Одновременно с износом задней поверхности зубьев режущая кромка зуба округляется. Процесс затупления идет быстрее в начальный период работы, затем после достижения определенной величины износ замедляется и почти не увеличивается. При подачах на зуб более 0,1 мм износ в виде лунки наблюдается также и по передней поверхности зубьев протяжек.

Однако главным в процессе эксплуатации протяжек является износ по задней поверхности, сводящий величину заднего угла до нуля. В результате этого увеличивается трение задней поверхности зубьев о поверхность изделия, ухудшается качество обработанной поверхности, увеличивается усилие протягивания, нагревается протяжка и деталь.

Износ по передней поверхности зубьев протяжек, приводящий к ухудшению шероховатости передней поверхности инструмента, сопровождается привариванием стружки к передней поверхности зуба.

Кроме того, в результате износа зубьев протяжки размеры изделия могут выйти из пределов допустимых.

На рис. 1 показано расположение площадки износа по задней поверхности зубьев протяжек: а — круглых, б — шлицевых и в — шпоночных.

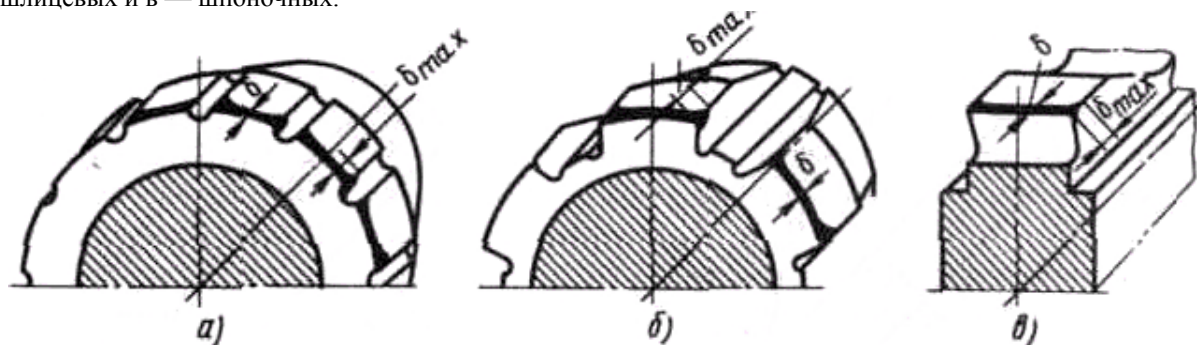


Рис. 1. Износ по задней поверхности зубьев протяжек: а — круглых, б — шлицевых, в — шпоночных.

Износ, как видно из схем, наиболее велик на уголках, переходах к стружкоделательным канавкам и вспомогательным кромкам. На сплошных, непрерывных участках режущих кромок износ меньше и более равномерен.

Во избежание перечисленных последствий чрезмерного износа протяжки и сокращения общего срока ее службы нормальный износ протяжки допускается только до определенной величины.

Период работы протяжки до предельного затупления, когда ее необходимо отправить на переточку, называется стойкостью протяжки, измеряемой временем ее работы в минутах, или количеством протянутых изделий. Как показывает практика, износ зубьев по задней поверхности допускается до ширины 0,3—0,4 мм в местах наибольшего износа (δ_{max}) и 0,15—0,25 мм на основной части зуба (δ_{min}).

В производстве момент, когда необходимо отправить протяжку на переточку, определяют по так называемым технологическим критериям затупления.

К технологическим критериям затупления относятся:

- возрастание силы резания, выражающееся в вибрациях протяжки (гудение, скрип), чрезмерном нагреве детали и протяжки, искажении геометрии детали, напряженной работе и даже остановке станка;
- ухудшение качества обработанной поверхности изделий в сравнении с требуемой;
- отклонение размеров обрабатываемой поверхности за пределы допустимых (размерная стойкость);
- появление на ряде зубьев большого (предельного) затупления или даже выкрашивания режущей кромки;
- приваривание стружки к передней поверхности.

Передерживание протяжки в эксплуатации, т. е. продолжение ее эксплуатации при чрезмерном затуплении, может привести к ее катастрофическому износу на отдельных зубьях, что значительно сократит ее общий ресурс эксплуатации.

Причиной передачи протяжки на переточку может служить либо один, либо (что случается чаще) одновременно несколько из перечисленных выше факторов.

При установлении критерия затупления для протяжек с большими подачами необходимо учитывать, что при правильной конструкции их стойкость может быть увеличена в среднем в 2—2,5 раза по сравнению с обычными протяжками.

Это вызывается тем, что:

во-первых, износ зубьев протяжек с большими подачами более равномерен и возрастает медленнее (отдельные участки задней поверхности зуба с повышенным износом наблюдаются редко);

во-вторых, режущие свойства зубьев у протяжек с большими подачами сохраняются при большем затуплении, чем у протяжек с малыми подачами: поэтому износ зубьев по задней поверхности у протяжек с большими подачами можно доводить до 0,3 и даже 0,4 мм при условии, что при этом шероховатость протягиваемой поверхности и точность ее размеров находятся в допускаемых пределах.

Конструкции протяжек с большими подачами с прогрессивными схемами съема припуска имеют специфические особенности, формирующие требования к технологии их заточки.

К ним относятся прежде всего: групповое построение зубьев (секции); применение затылованных выкружек, фасок и лысок для разделения стружек; определенная форма впадины режущих и переходных зубьев.

У прогрессивных протяжек имеется три типа зубьев с выкружками: зубья двухзубых секций, зубья многозубых секций и чистовые несекционные зубья с подъемом.

При принятой групповой схеме резания на всех режущих зубьях (рис.2) в группе, кроме последнего, и всех переходных зубьях (рис.3) выполняются выкружки в шахматном порядке. Параметры выкружек для режущих зубьев — по П25 [1]; переходных — по П26 [1].

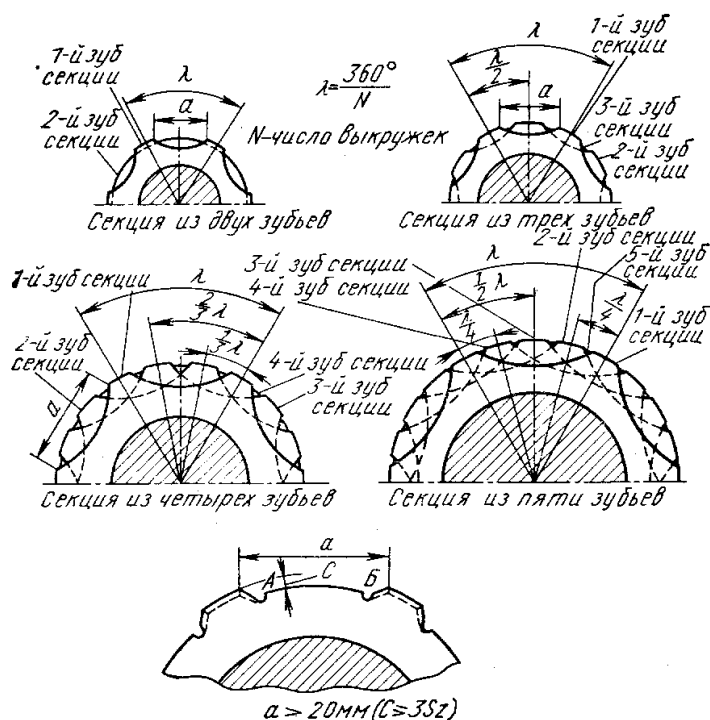


Рис.2. Параметры выкружек на режущих зубьях протяжек.

таких протяжек в пределах 0,03—0,05 мм меньше влияют на их работоспособность, чем у обычных протяжек.

Заточка прогрессивных протяжек для обработки отверстий производится по передней поверхности, как и у обычных протяжек, и на тех же станках. Кроме удовлетворения требований, предъявляемых к качественной заточке протяжек любой конструкции, для хорошей работы протяжек с прогрессивными схемами резания следует выполнять следующие требования:

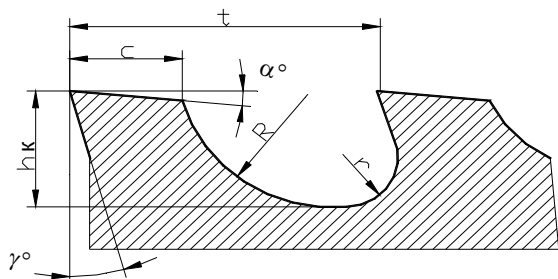


Рис. 3. Параметры стружечных канавок.

Переход от передней поверхности ко дну впадины и от последнего к спинке зуба должен быть плавным, без «зарезов» и уступов, как это показано на рис. 4.

С этой целью удобнее вести заточку, сначала касаясь кругом дна впадины и постепенно выводя его к передней поверхности, а не наоборот.

Первые один-два калибрующих зуба затачиваются систематически, а остальные подвергаются чистовой заточке по мере надобности, по специальному указанию мастера.

Для соблюдения этих требований рекомендуется в заточном отделении для каждой позиции протяжек четко установить номера зубьев, затачиваемых систематически, и номера зубьев, затачиваемых по указанию мастера, а также номера шаблонов для контроля профиля впадины после переточки.

При этом часть зубьев с уменьшенным шагом должна затачиваться систематически. При отсутствии таких указаний заточники нередко принимают чистовые зубья без выкружек за калибрующие и не затачивают их, что ведет к повышенному износу.

При заточке протяжек следует выводить не весь износ по задней поверхности, а лишь часть его. При нормальном износе 0,3 мм стачивается слой 0,1—0,15 мм, причем для всех режущих зубьев данной протяжки этот слой должен быть одинаковым.

Удаление такого слоя (до 0,2 мм) является достаточным для восстановления режущих свойств протяжки,

Как у многозубых секций, так и чистовых несекционных зубьев, выкружки располагаются в шахматном порядке, но требования к их выполнению предъявляются различные.

По мере переточек ширина выкружки увеличивается. На черновых зубьях это приводит к изменению нагрузки на зуб, на чистовых несекционных зубьях уменьшает перекрытие выкружки лезвием. Чем больше угол затылования, тем быстрее увеличивается ширина выкружки, лыски или фаски по мере переточек.

При групповой конструкции рабочей части протяжки диаметры всех зубьев в группе принимаются равными, кроме диаметра последнего зуба - диаметр последнего зуба в группе имеет занижение по отношению к диаметрам всех остальных зубьев на величину, равную упруго-пластическим деформациям протягиваемого материала (принимается равным 0,040 мм.). Допуск на диаметр черновых зубьев прогрессивных протяжек, как правило, в два раза больше, чем для обычных протяжек, и составляет чаще всего 0,02 мм.

Колебания подъема черновых секций

1) При переточках должны соблюдаться предусмотренные чертежам занижения последних зубьев каждой секции. В противном случае последние зубья секций протяжек будут срезать стружку в виде сплошного кольца («чулка»), а шлицевые зубья — стружку по всей ширине шлица, которая при толщине среза более 0,015 мм заклинивается в шлицевом пазу. Это приводит к появлению «надилов» на обрабатываемой поверхности, повышенному износу зубьев и даже к поломке протяжки.

2) Заточка зубьев по передней поверхности ведется с таким расчетом, чтобы сохранить без искажений профиль впадины, заданный чертежом (рис. 3). Радиусы r и R должны выдерживаться с допуском $\pm 0,25$ мм.

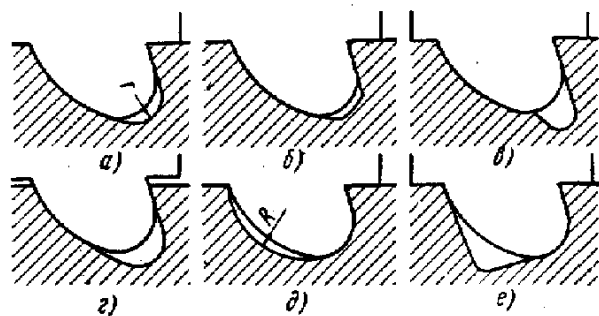


Рис. 4. Дефекты профиля впадины зуба, получающиеся при заточке, способствующие заклиниванию стружки (а, г – радиус дна впадины меньше заданного; б - линия перехода по дну впадины -ломаная; в – “зарез” в дне впадины; д – уменьшенный радиус спинки зуба; е - “зарез” по спинке зуба).

уменьшения диаметра первого калибрующего зуба на 0,02—0,03 мм. по указанию мастера затачивается следующий калибрующий зуб и т. д.

Работа выполнена в соответствии с грантом на 2003-2004 г.г. по фундаментальным исследованиям в области технических наук (раздел “Машиностроение”) Министерства образования РФ.

Литература

1. Протяжки для обработки отверстий / Д.К. Маргулис, М.М. Тверской, В.Н. Ашихманов и др. М.: Машиностроение, 1986, - 232 с.
2. Горецкая З.Д. Протягивание с большими подачами.- М.: Машгиз.1960. - 204с.
3. Кацев П.Г. Обработка протягиванием: Справочник.- М.: Машиностроение. 1986. - 272с.

УДК 621.923

УПРАВЛЕНИЕ ПАРАМЕТРАМИ ТОЧНОСТИ ПРОДОЛЬНОГО ШЛИФОВАНИЯ ВОЗДЕЙСТВИЕМ СОЖ НА ШЛИФОВАЛЬНЫЙ КРУГ

Степанов М.С., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

In article results of researches of influence metal-working lubricants on a grinding circle are given with the purpose of increase of accuracy of shaft in longitudinal section.

Оптимальные показатели качества при продольном шлифовании гарантируется также при:

- снижении теплонапряженности процесса;
- улучшении условий формирования макропрофиля цилиндрических поверхностей путем управления упругими перемещениями элементов технологической системы.

Это может быть обеспечено применяемыми смазочно-охлаждающими средствами. Первое условие может быть выполнено путем концентрации СОЖ в зоне кромки абразивного круга (т.к. эта зона при продольном шлифовании является наиболее теплонапряженной, о чем можно судить по искрообразованию и характерному износу круга). Второе - за счет формирования гидродинамических сил, воздействие которых на шлифовальный круг способствует изменению деформации его шпинделя.

Концентрация СОЖ в зоне кромки обеспечивается, а также улучшаются условия ее транспортирования при подаче СОЖ на торцы круга. Кроме того, известно, что для более полного эффекта охлаждения круга необходимо забирать тепло в момент, когда оно еще не успело распространиться в глубину, т.е. в момент выхода зерен круга из зоны контакта (это возможно при подаче СОЖ на торцы). В этом случае тепло будет перераспределяться из круга в жидкость, не успев оказать вредного воздействия на материал связки и зерна при чем, при недостаточно активном охлаждении абразивный круг будет работать как аккумулятор тепла, что скажется на его тепловой активности, стойкости и режущей способности.

Погрешность формы $\Delta\phi$ в продольном сечении определяется как разница максимальных и минимальных упругих отжатий

$$\Delta\phi = y_{max} + y_{min} \quad (1)$$

в технологической системе, обусловленных ее податливостью и действием радиальной силы P_y [1,2,3].

При круглом наружном шлифовании в центрах с продольной подачей, в зависимости от соотношения жесткостей узлов станка профиль вала в продольном сечении, может получить карсетную или бочкообразную форму, причем, относительное смещение круга и заготовки в месте приложения силы P_y представляется в виде

$$y_{\Sigma} = y_1 + y_2 - y_3 - y_4, \tag{2}$$

где y_1 - смещение заготовки, вызванное упругими отжатами передней и задней бабок станка под действием силы P_y ; y_2 - прогиб заготовки под действием силы P_y ; y_3 - упругое отжатие шлифовальной бабки; y_4 - прогиб шпинделя шлифовальной бабки.

Величины y_1, y_2, y_3 определяются из выражений [4]

$$y_1 = \frac{P_y}{l^2} \left[\frac{(l-x)^2}{\gamma_{з.б}} + \frac{x^2}{\gamma_{п.б}} \right]; \tag{3}$$

$$y_2 = \frac{P_y}{l^3 \gamma_3} \left[\frac{H^3}{128} - \frac{H^2 x(l-x)}{8l} + \frac{x^2(1-x)^2}{l} \right], \tag{4}$$

$$y_3 = \frac{P_y}{\gamma_{ш}}; \tag{5}$$

где $\gamma_{п.б}$ и $\gamma_{з.б}$ - жесткость передней и задней бабки; γ_3 - жесткость заготовки, определяемая как $\gamma_3 = 3EI/l^3$; $\gamma_{ш}$ - жесткость шлифовальной бабки с кругом; E - модуль упругости материала; I - момент инерции сечения; l - длина заготовки; x - текущая координата.

Как видно из выражения (2) управление величиной y_{Σ} возможно за счет изменения составляющей y_4 . Если подавать СОЖ в узкие торцевые зазоры между кругом и стенками кожуха, то это способствует возникновению осевой гидродинамической силы, значение которой может быть определено как

$$P_1 = \frac{6\mu_{сож} Q'_{сож}}{h_a^3} \left[R_k^2 - R_1^2 \left(1 + \ln \frac{R_k}{R_1} \right) \right] - \frac{\pi \rho_{сож} v_k^2}{64 R_k^2} (R_k^2 - R_1^2); \tag{6}$$

$$P_2 = \frac{6\mu_{сож} Q''_{сож}}{h_b^3} \left[R_k^2 - R_1^2 \left(1 + \ln \frac{R_k}{R_1} \right) \right] - \frac{\pi \rho_{сож} v_k^2}{64 R_k^2} (R_k^2 - R_1^2); \tag{7}$$

где h_a и h_b - торцевые зазоры; $Q'_{сож}$ и $Q''_{сож}$ - расходы СОЖ на торцы круга; R_k и R_1 - геометрические параметры шлифовального круга и кожуха (рис.1).

Для оценки полного прогиба шпинделя, обусловленного действием составляющих силы резания P_y и P_x и осевых сил P_1 и P_2 , возникающих в результате действия давления СОЖ на торцы шлифовального круга зададимся формой упругой линий стержня в виде полуволны синусоиды

$$y_x = f(y, \sin \pi x/l), \tag{8}$$

где y - прогиб середины стержня; x - текущая координата; l - длина стержня.

Воспользуемся зависимостью [5]

$$y_4' = \frac{y_0}{1 - \frac{P_{oc\Sigma}}{P_3}}, \tag{9}$$

где y_0 - прогиб данного сечения от действия только поперечных нагрузок (составляющих P_y и P_x); $P_{oc\Sigma}$ - осевая сила; определяемая как $P_{oc\Sigma} = P_1 - P_2$; P_3 - так называемая Эйлера сила.

Используя метод начальных параметров, определяем прогиб сечения от действия поперечных нагрузок. С учетом этого прогиб консоли

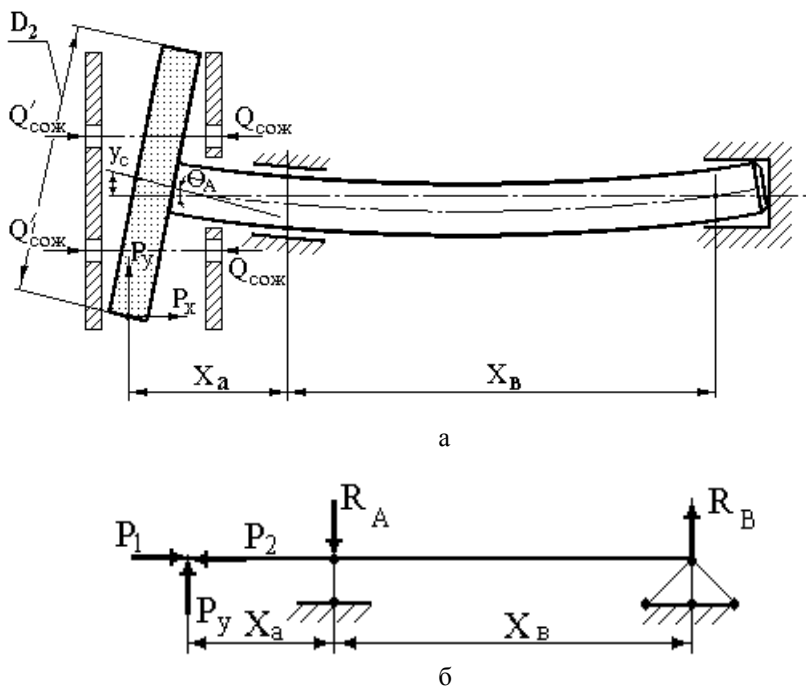


Рис.1. Кинематическая (а) и расчетная (б) схемы прогиба шпинделя шлифовального станка.

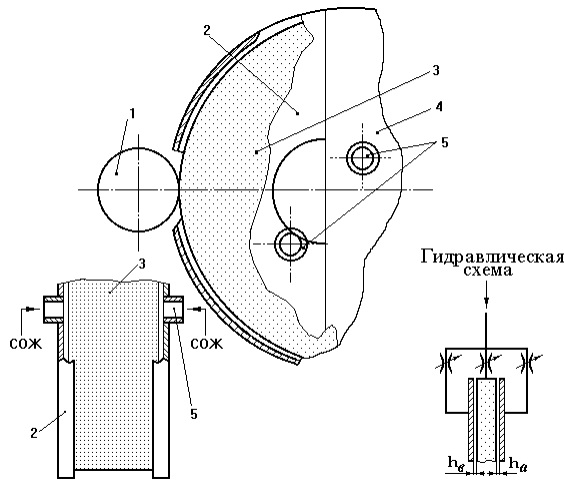


Рис. 2. Устройство для подачи СОЖ на торцы шлифовального круга при продольном шлифовании

устройства (рис.2), состоящие из подвижного 2 и неподвижного сектора 4. Подвижный сектор имеет изгиб по радиальной поверхности. Положение подвижного сектора 2 может изменяться в зависимости от изменяющегося (уменьшающегося) под действием износа диаметра круга. При этом обеспечивается постоянство радиального зазора.

Подачу СОЖ на торцы осуществляют через патрубки 5, центры которых расположены на расстоянии R_1 от оси вращения шлифовального круга. При врезном шлифовании подачу СОЖ на торцы рекомендуется сочетать с подачей СОЖ на периферию круга с соблюдением соотношений расходов.

Исходные данные для расчета:

Плотность СОЖ, $\text{кг} \cdot \text{с}^2 / \text{м}^4$	98
Коэффициент динамической вязкости СОЖ, $\text{кг} \cdot \text{с} / \text{м}^2$	$1,06 \cdot 10^{-4}$
Скорость шлифовального круга, м/с	50
Диаметр шлифовального круга, м	$75 \cdot 10^{-2}$
Параметр R_1 , м	$20 \cdot 10^{-2}$
Торцевые зазоры h_a, h_b , м	$3-10 \cdot 10^{-4}$
Расходы подаваемой СОЖ $Q_{\text{сож}}, Q_{\text{сож}}, \text{м}^3 / \text{с}$	$33-330 \cdot 10^{-5}$

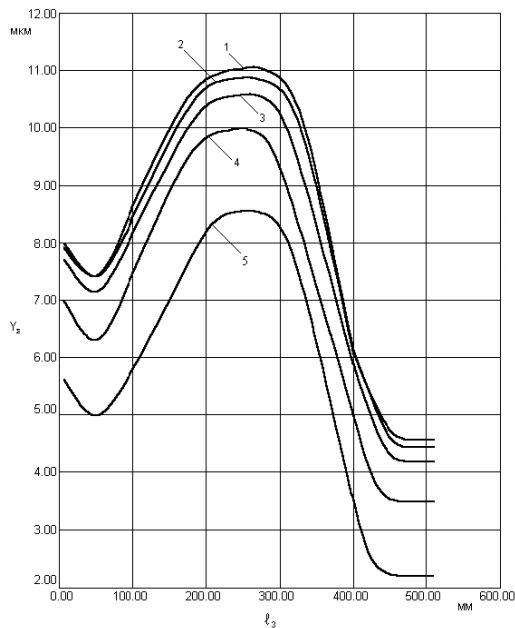


Рис.3. Влияние расхода СОЖ на торец шлифовального круга Q' на профиль шлифованных валов жесткостью $\gamma_3=350 \text{ Н/мм}$ в продольном сечении ($D_K=750 \text{ мм}$; $P_Y=50 \text{ Н}$; $H_K=60 \text{ мм}$; $l_3=500 \text{ мм}$). Торцевой зазор $h_3=0,3 \text{ мм}$. 1,2,3,4 и 5 – расход СОЖ соответственно $Q=0,10,15,30$ и $50 \text{ дм}^3/\text{мин}$.

$$y_4 = \frac{2P_y x_a^3 (l_{ш} + x_a)}{3E_j \left(1 - \frac{P_{oc}}{P_{3\Sigma}}\right) (l_{ш} - x_a)}, \quad (10)$$

где параметры, входящие в выражение берутся из рис. 1.

Величину P_3 определяем по формуле:

$$P_3 = \frac{\pi^2 E_{ш} \gamma_x}{(\mu_c l_{ш})^2}, \quad (11)$$

где $E_{ш}$ - модуль продольной упругости материала шпинделя; $l_{ш}$ - длина шпинделя; j_x - осевой момент инерции сечения; $j_x = \frac{\pi d_{ш}^4}{64}$, μ_c - коэффициент приведения длины стержня, $\mu_c \approx 0,7$.

Изложенные теоретические положения могут быть реализованы через соответствующие конструкции кожухов шлифовальных кругов или

Расчеты показывают (рис.3.), что увеличение расходы СОЖ на торец свыше $Q'_{\text{сож}} = 50 \text{ дм}^3/\text{мин}$ нецелесообразно, так как в этом случае величина осевой силы может возрасти до 5000 Н и более.

Деформация вала шпинделя при сохранении необходимой работоспособности, не должна превышать 2-3 мкм. Для получения больших величин деформаций необходимо увеличивать $Q'_{\text{сож}}$, при этом осевая нагрузка может превысить нескольких тонн, что недопустимо и может привести к отказам. Поэтому описанный ранее способ имеет ограниченную область применения, которая характеризуется определенным соотношением значений податливостей. Уменьшение погрешности формы валов в продольном сечении путем управления деформациями шлифовального шпинделя целесообразно при обработке валов имеющих жесткость $\gamma_3 \geq 350 \text{ Н/мм}$. При меньшем значении γ_3 эффективность способа значительно снижается.

Исследования показали, что погрешность формы валов в продольном сечении определяется также функциональными свойствами СОЖ (демпфирующими, расклинивающими, смазочными). Как показывает анализ зависимостей (Рис.4), значительного эффекта в уменьшении величины y_Σ можно добиться путем применения СОЖ с более высокими значениями динамической вязкости. Например, подача в торцевой зазор между кругом и кожухом СОЖ Укринол 14 и И-40А может снизить величину y_Σ почти в 2 раза. Однако это

может привести и к увеличению y_{Σ} за счет слишком большой деформации шпинделя (кривая 5).

С целью уменьшения погрешности формы валов исследован способ круглого наружного, продольного шлифования с подачей СОЖ в торцевой зазор с переменной величиной расхода $Q_{\text{сож}}$ в зависимости от величины перемещения заготовки $x_{3,п.}$. В результате получено уравнение регрессии

$$Q'_{\text{сож}} = -0,0019x^2 - 0,553x, \quad (12)$$

где $Q'_{\text{сож}}$ - расход СОЖ, $\text{дм}^3/\text{мин}$, x - координата, мм .

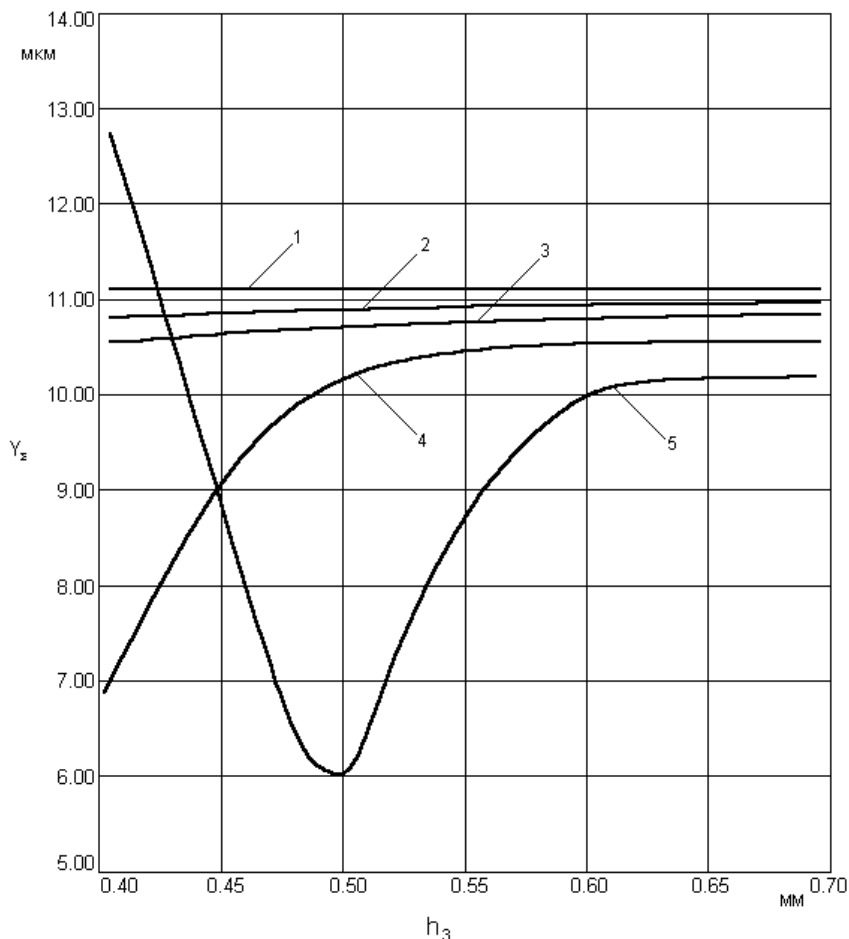


Рис.4. Влияние зазора h_3 на величину Y_{Σ} ($x = 250$ мм): $Q_{\text{сож}} = 10$ $\text{дм}^3/\text{мм}$, $V_k = 50$ м/с, $l_3 = 500$ мм, $P_V = 50$ Н; круг ШП 750х60х305 24А25НС16К5 при шлифовании: 1,2,3,4 и 5 соответственно СОЖ- 1% раствор кальцинированной соды, ОСМ-1, И-8А, Укринол 14 и И-40А.

ров шлифовального шпинделя до $D_{ш} = 90$ мм для деформации шпинделя в пределах 3 мкм достаточно обеспечить величину $P_{oc} = 2000$ Н и меньше.

Литература

1. Маталин А.А. Технология механической обработки. Л.: Машиностроение, 1977. 404с.
2. Ящерицин П.И. Основы механической обработки и сборки в машиностроении. Минск: Выш. школа, 1974. 607с.
3. Худобин Л.В., Белов М.А. Шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов с применением СОЖ. Вестник машиностроения. №3, 1986, с.48-51.
4. Худобин Л.В., Белов М.А. Шлифование заготовок из коррозионностойких сталей с применением СОЖ.- Саратов 1989, 142 с.
5. Любшиц М.И., Ицкович Г.М. Справочник по сопротивлению материалов. Минск.:Выш.школа, 1969. 464с.

Заметим, что эта зависимость справедлива при $P_V = 50$ Н; значения жесткостей: $\gamma_3 = 350$ Н/мм, $\gamma_{ш} = 5 \cdot 10^4$ Н/мм, $\gamma_{3,б} = 0,5 \cdot 10^4$ Н/мм, $\gamma_{п.б} = 0,8 \cdot 10^4$; СОЖ - 1% раствор кальцинированной соды ($\mu_{\text{сож}} = 0,00106$ Н · с/м²); плотность СОЖ $\rho = 98$ кг · с²/м⁴; торцевой зазор $h = 0,3$ мм; длина заготовки $l_3 = 500$ мм; длина шлифовального шпинделя $l_{ш} = 1050$ мм.

Таким образом, подавая СОЖ с расходом соответствующим зависимости (12) можно получить минимальное значение погрешности формы в продольном сечении.

Практическая реализация вышеизложенных положений не может быть также выполнена полностью. В связи с тем, что при $Q_{\text{сож}} = 79$ $\text{дм}^3/\text{мин}$, который необходимо подавать при перемещении заготовки на $x = 250$ мм, значение осевых сил, действующих на торец шлифовального круга, может достигнуть нескольких тысяч ньютонов, что может привести к поломке кругов, а следовательно у необходимости дополнительных защитных средств. Кроме того, значительные деформации шлифовального шпинделя могут негативно сказаться на работе подшипников. Вместе с тем расчеты показали, что для диамет-

УДК 621.923

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВОДОРОДА ПРИ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ И ШЛИФОВАНИЕМ

Дудин А.Т.

(г. Евпатория, Украина)

Use of hydrogen at processing metals by cutting and grinding.

Металлы и сплавы при нагревании и плавлении очень активно растворяют газы, которые после охлаждения металлов и сплавов могут служить как положительную, так и отрицательную роль. Рассмотрим влияние водорода на некоторые металлы и сплавы. Вредное влияние водорода на титан, даже при небольшом его содержании, вызывает его охрупчивание и появление трещин. Растворимость водорода в титане в десятки тысяч раз выше, чем растворимость его в сталях. Большое поглощение водорода титаном объясняется тем, что титан образует с водородом твердый раствор и образуется низкотемпературная фаза – гидрид титана TiH_2 . Водород интенсивно насыщает титан при нагреве до температуры $250^\circ C$, а при охлаждении гидриды титана располагаются внутри зерен и по их границам, имеют большой объем, что вызывает появление трещин. Титан сложно обрабатывается резанием и шлифованием, поэтому его предварительно необходимо готовить для этих операций, нагревая в водородной среде и выдерживая определенное время при температуре $250^\circ C$. При этом водород образует с титаном твердый раствор, проникая за определенное время на определенную глубину, а при медленном охлаждении, уже при температуре $100-150^\circ C$, образует гидрид титана, который выделяется в виде тонких пластинок. То есть при предварительной обработке титана и его сплавов обрабатываемая поверхность покрывается микротрещинами, что значительно облегчает обработку резанием.

Проблема заключается в том, как обеспечить насыщение титана водородом, так как водород очень взрывоопасен.

С целью исключения опасных факторов из технологии насыщения титана и его сплавов водородом, а также сделать эту операцию общедоступной, обратимся к технологии сварочного производства. При сварке сталей, меди и ее сплавов, алюминия и его сплавов, для защиты сварочной ванны от вредного воздействия воздуха применяются флюсы. Для лучшего удаления из сварочной ванны водорода в состав флюсов вводят фторосодержащие элементы. В сварочной ванне фтор, соединяясь с водородом, образует фтористый водород, который не растворяется в металлах и выводит водород из сварочной ванны. Фтористый водород вреден для человека и окружающей среды.

Если убрать из состава флюса фторосодержащие элементы и увеличить водородосодержащие, то такой флюс будет являться поставщиком водорода в металлы и сплавы при подготовке их к обработке резанием. Исходным материалом для обработки титана и его сплавов (пока не произведен специальный высоководородистый флюс) могут применяться флюсы для сварки углеродистых и низколегированных сталей АН-348, ОСЦ-45 с содержанием водорода $30-36 \text{ см}^3/100\text{г}$ флюса и АН-60 с содержанием водорода $62 \text{ см}^3/100\text{г}$ флюса. Для увеличения воздействия диффузионного водорода на обрабатываемый металл, эти флюсы надо применять без предварительной проковки.

Изделие, покрытое обогащенным водородным флюсом, помещается в печь на определенное время (в зависимости от температуры нагрева) или нагревается токами высокой частоты, или газовыми горелками, или другими источниками нагрева. Температура нагрева с применением флюсов ограничивается температурами переходов сплавов в пластическое состояние или температурами плавления. Для облегчения черновой обработки резанием, высоководородные флюсы найдут применение и при предварительной подготовке высоколегированных сталей, а также обработке меди и ее сплавов, алюминия и его сплавов и других металлов и сплавов. Водород даже при комнатной температуре способен диффундировать в металлах и сплавах.

В зависимости от свойств металлов, в одних случаях после поверхностного насыщения их при нагреве следует медленно охлаждать, другие металлы и сплавы требуют быстрого охлаждения, чтобы получить поверхность с облегченным вариантом обработки.

Следовательно, используя свойства водорода, легко диффундировать в металлах и образовывать с разными элементами при определенных температурах соединения, которые могут влиять на механические свойства металла, как правило, отрицательно, приводя к образованию пор, микротрещин, что при правильном подходе может быть предварительно использовано при черновой обработке резанием. Для этой цели применим высоководородный флюс без содержания фтористых соединений. Это позволяет более интенсивно насыщать обрабатываемую поверхность водородом, исключить опасность, которая сопутствует при насыщении поверхности детали в газовой водородной среде, насыщать водородом только обрабатываемую поверхность.

Применение высоководородных флюсов позволит проводить предварительную подготовку металлов и сплавов перед обработкой их резанием повсеместно, а это позволит экономить на дорогостоящих инструментах и электроэнергии.

Применение диффузионной механики разрушения перед обработкой металлов резанием. С целью уменьшения износа дорогостоящего инструмента, снижения энергетических затрат на обработку резанием, уменьшения количества черновой обработки, расширения возможностей обработки разных металлов и сплавов на станках-автоматах и полуавтоматах, рассмотрим механику разрушения для разных металлов и сплавов.

Сера, содержащаяся в сталях, снижает механическую прочность, вызывает горячие трещины. Снижение прочности стали при высоких температурах называют красноломкостью стали.

Фосфор в сталях выделяется по границам зерен в виде фосфидов Fe_3P и фосфорного ангидрида P_2O_5 , что вызывает хладноломкость стали.

Эти свойства используются для получения автоматных сталей, которые обрабатываются без образования витых стружек на станках-автоматах и полуавтоматах.

Никель с серой образует легкоплавкую эвтектику Ni-NiS, которая является главной причиной образования кристаллических трещин.

Сера, висмут, сурьма и другие примеси обеспечивают охрупчивание и образование трещин в меди и ее сплавах.

Механику разрушения этих негативных явлений превратим в позитивный процесс. Для этого необходимо перед черновыми операциями обработки металлов резанием нагреть обрабатываемую поверхность металла или сплава под флюсом, содержащим соответствующий элемент, диффундирующий в поверхность металла. При охлаждении или повторном нагреве, во время обработки резанием, он вызовет разрушение поверхности металла, облегчит обработку и снизит в целом энергетические затраты и износ дорогостоящего инструмента.

Следовательно, изучая и используя влияние вредных примесей на металлы и сплавы, можно обратить их негативное влияние для подготовки металла к обработке резанием, что позволит повысить производительность, снизить трудоемкость и увеличить ассортимент обрабатываемых материалов на станках-автоматах и полуавтоматах, а так же значительно продлить срок службы инструмента.

УДК 621.923

ТЕХНОЛОГИЯ КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ГЛУБИННОГО АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ С ВЫСОКОПРОЧНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ

Новиков Г.В., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

Technology of round outside deep diamond grinding of details of the engine of internal combustion with high-strength coverings.

Восстановление изношенных деталей с использованием покрытий обеспечивает в 2 раза и более повышение срока работы двигателя внутреннего сгорания (ДВС). Вместе с тем проблема шлифования покрытий твердостью $HRC > 60$ ограничивает их применение для восстановления изношенных деталей ДВС, что требует создания эффективных технологий шлифования.

Научно обоснована [1] возможность высокопроизводительной обработки покрытий твердостью $HRC > 60$ на основе использования глубинного алмазного электроэрозионного шлифования. Это открывает широкие перспективы эффективной обработки деталей ДВС с покрытиями: клапанов газораспределения, коленчатых валов, кулачковых валов газораспределения и других.

Однако реализация на практике новых технологий связана с рядом трудностей технологического характера. Например, невозможность жесткого крепления на станке клапана газораспределения при шлифовании восстановленной покрытием фаски приводит к существенному снижению производительности и точности обработки, что делает данную операцию шлифования достаточно трудоемкой.

Для определения условий повышения эффективности шлифования с учетом упругих перемещений в технологической системе, рассмотрим расчетную зависимость:

$$Q_{тек} = Q_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}} \right), \quad (1)$$

где $Q_0 = l_{дет} \cdot V_{дет} \cdot t$ - номинальная производительность шлифования, m^3/c ; $l_{дет}$ - ширина обрабатываемой поверхности (детали), м; $V_{дет}$ - скорость детали м/с; t - глубина шлифования, м; $Q_{тек}$ - текущая производительность обработки, m^3/c ; c - приведённая контактная жёсткость при шлифовании; Н/м; τ - продолжительность

шлифования, с; $D_{дет}$ - диаметр детали, м; $\lambda = \frac{Q_{тек}}{P_y} = \frac{V_{кр} \cdot K_{ш}}{\sigma}$ - удельная интенсивность съёма материала,

$mm^3/(c \cdot H)$; P_y - радиальная составляющая силы резания, Н; $V_{кр}$ - скорость круга, м/с; σ - условное напряжение резания, Па; $K_{ш} = P_z / P_y$ - коэффициент резания при шлифовании; P_z - тангенциальная составляющая силы резания, Н.

Как видим, в зависимости от величины второго множителя текущая производительность $Q_{тек}$ может изменяться в широких пределах: от нуля до значения Q_0 . Поэтому выбор оптимальных условий обработки следует производить из условия приближения второго множителя к единице, т.е. из условия

$$e^{-\frac{c \cdot \lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}} \rightarrow 0. \quad (2)$$

Для выполнения условия (2) необходимо показатель степени данного выражения устремить к бесконечности (с учетом $\tau = n \cdot D_{\text{дет}} / V_{\text{дет}}$, где n - текущее число вращений детали)

$$\frac{c \cdot \lambda \cdot n}{V_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}} \rightarrow \infty. \quad (3)$$

Анализируя выражение (3), нетрудно видеть два варианта его реализации. Первый состоит в устремлении к бесконечности параметров, стоящих в числителе. Второй состоит в устремлении к нулю параметров, стоящих в знаменателе. Учитывая, что параметры c и λ , стоящие в числителе, могут изменяться в ограниченных пределах и, следовательно, не могут принимать бесконечные значения, наиболее приемлемым вариантом реализации (3) является увеличение параметра n до бесконечности. В этом случае весь снимаемый припуск необходимо разбить на бесконечное число участков и глубину шлифования подчинить условию $t \rightarrow 0$. Тогда второй множитель

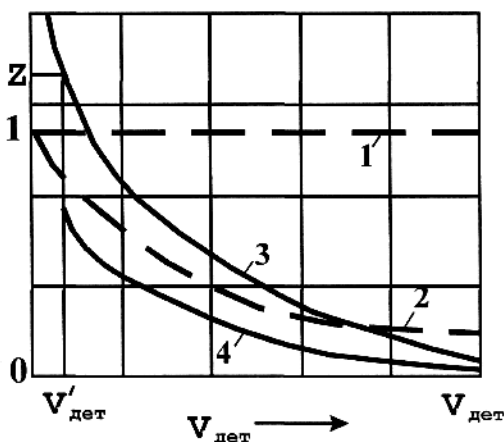


Рис.1. Изменение номинальной (1) и текущей (4) производительности $Q_{\text{тек}}$, функции $1 - \exp\left(-\frac{V_{\text{сп}} \cdot c \cdot K_u \cdot n}{l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot V_{\text{дет}}}\right)$ (2), глубины шлифования t (3) от количества оборотов детали n .

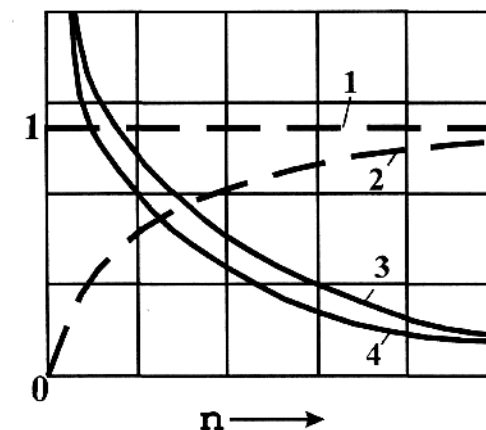


Рис.2. Изменение номинальной (1) и текущей (4) производительности $Q_{\text{тек}}$, функции $1 - \exp\left(-\frac{V_{\text{сп}} \cdot c \cdot K_u \cdot n}{l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot V_{\text{дет}}}\right)$ (2), глубины шлифования t (3) от скорости детали $V_{\text{дет}}$ при глубинном шлифовании.

зависимости (1) возрастет и влияние перемещений в технологической системе на производительность обработки станет весьма незначительным. Однако, следуя зависимости (1), при этом произойдет уменьшение первого множителя $V_{\text{дет}} \cdot t \cdot l_{\text{дет}}$, что в конечном итоге приведет к снижению $Q_{\text{тек}}$. На первый взгляд, добиться компенсации снижения Q_0 можно значительным увеличением $V_{\text{дет}}$, но этот параметр одновременно входит в знаменатель условия (3) и его увеличение приведет к нарушению этого условия. Результаты анализа представлены графически на рис.1. Таким образом теоретически показано, что применение схемы многопроходного шлифования в условиях неустановившегося процесса обработки малоэффективно. Процесс шлифования в этом случае характеризуется небольшой производительностью обработки, поскольку для достижения требуемого натяга в технологической системе при обработке неравномерных поверхностей деталей с низкой жесткостью их крепления на станке необходимо затратить значительное технологическое время.

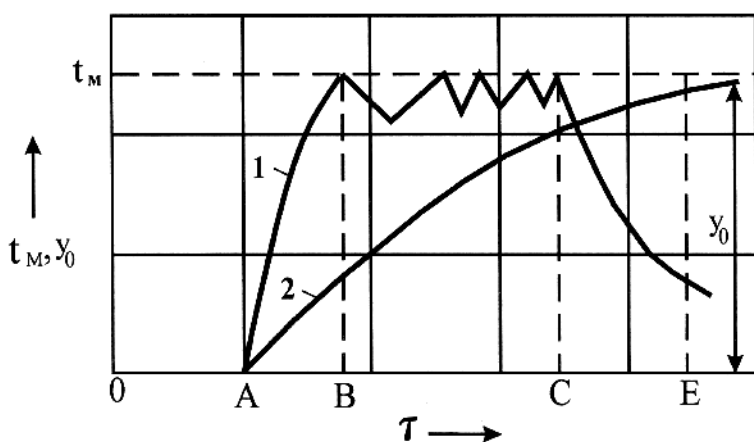


Рис.3. Автоматизированный цикл врезного шлифования, реализуемый на круглошлифовальном станке:
1 - ускоренное врезание в деталь;
2 - врезание при постоянной поперечной подаче.
 t_M - подача на глубину, мм/мин,
 y_0 - натяг технологической системы на этапе установившегося процесса шлифования, мм, τ - время, с.

Наиболее приемлемым вариантом реализации условия (3) следует рассматривать существенное уменьшение $V_{\text{дет}}$, а с целью компенсации снижения параметра Q_0 вследствие снижения $V_{\text{дет}}$, увеличение глубины шлифования t до величины снимаемого припуска. Тогда съём припуска будет производиться за один оборот детали и параметр n примет значение, равное единице.

Для углубленного анализа такого механизма интенсификации шлифования обра-

тимся к рис.2, на котором представлены графики изменения $Q_{тек}$ в зависимости от $V_{дем}$. Как видим, с уменьшением $V_{дем}$ выражение, стоящее в скобках (1), увеличивается и приближается к единице, что приводит к росту $Q_{тек}$. В свою очередь, снижение $V_{дем}$ дает возможность увеличить глубину шлифования t до величины снимаемого припуска и, тем самым, компенсировать снижение Q_0 . При этом установлено, что интенсивность роста глубины шлифования t при снижении $V_{дем}$ до значения $V'_{дем}$ несколько выше, чем интенсивность снижения собственно $V_{дем}$, что позволяет увеличить параметры Q_0 и $Q_{тек}$.

Таким образом доказано преимущество применения (для обработки высокопрочных покрытий с неравномерным слоем снимаемого припуска) схемы глубинного шлифования. Автоматизированный цикл врезного глубинного шлифования должен включать: врезание круга в неподвижную деталь на полную глубину резания и сьем припуска за один оборот детали.

Такой цикл врезного шлифования отличается от применяемых в современных круглошлифовальных станках МШ-197В. На серийно выпускаемых станках данного типа можно реализовать два автоматизированных цикла.

Первый определяется форсированным подводом круга к обрабатываемой поверхности (участок OA , кривая 2, рис.3) и врезанием его с постоянной подачей в деталь (участок AE). После достижения необходимого натяга в технологической системе происходит обработка поверхности в требуемый размер. Заданная чистота обработки достигается выхаживанием определенное время.

Второй используемый цикл определяется форсированным подводом круга к обрабатываемой поверхности (участок OA , кривая 1), а затем ускоренным врезанием в деталь (участок AE). На этапе BC происходит черновая обработка с врезной подачей в 4...5 раз меньше, чем при ускоренном врезании. Требуемая частота поверхности обработки достигается выхаживанием. Отличительной особенностью второго автоматизированного цикла от первого является значительно меньшая затрата времени на достижение требуемого натяга в технологической системе. Он достигается на этапе ускоренного врезания, чем способствует повышению эффективности обработки. Сопоставляя предложенный цикл, с учетом глубинной схемы шлифования, и два используемых в производстве, нетрудно отдать предпочтение первому, поскольку в этом случае, во-первых, реализуется более высокопроизводительное глубинное шлифование, во-вторых, отсутствует необходимость контроля создаваемого натяга в технологической системе с целью уравнивания сил резания на этапе врезания и чернового шлифования, что весьма сложно с точки зрения правильности выбора соотношения подач при врезании и черновом шлифовании. Особенно это важно при алмазном шлифовании, где самозаточивание круга отсутствует и он очень быстро засаливается.

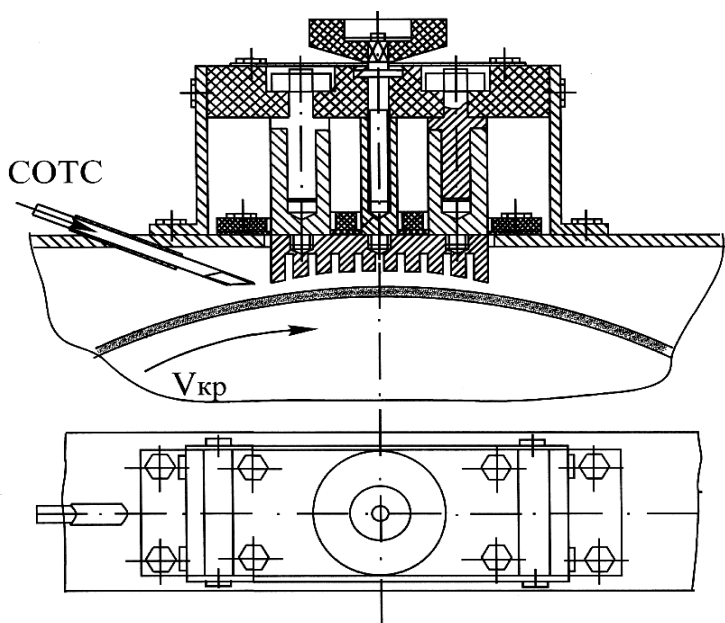


Рис. 4. Устройство для электроэрозионной правки алмазных кругов.

Предложенный цикл врезного глубинного шлифования не требует разработки сложных следящих систем и относительно просто может быть реализован на существующих круглошлифовальных станках.

Для реализации алмазного электроэрозионного шлифования восстановленной фаски клапана высокопрочным покрытием ПГ-10Н-01 на станке МШ-197В проведена соответствующая модернизация узлов и комплектование генератором электрических импульсов. Электроизоляция алмазного круга от шпиндельного узла и подвод технологического тока осуществлен аналогично варианту, описанному в шестой главе. На станке устанавливается крупногабаритный алмазный круг с характеристиками 1А1 500-25-305-6 АС6 200/160 100 М-2-01. Как правило, установленный новый круг имеет радиальное биение, которое не позволяет нормально вести процесс шлифования и, следовательно, его необходимо вывести. Многочисленные экспериментальные исследования для круга с указанными размерами и характеристиками показали, что радиальное биение в пределах 0,01 мм обеспечивает его устойчивую работу.

При установке нового круга биение достигает 0,6...0,7 мм, а на диаметре 500 мм это достаточно большой объем алмазосодержащего слоя, который следует удалить. С этой целью станок оборудован специальным приспособлением для выведения радиального биения. Оно работает по принципу электроэрозионного удаления материала с положительно заряженного электрода, которым является алмазный круг на токопроводящей связке, рис.4.

Основным элементом конструкции является катод, изготовленный из меди. При помощи ходового винта и направляющих устанавливается необходимый зазор между телом катода и режущей поверхностью круга, который играет важную роль в эрозионном процессе удаления материала связки. Следует отметить, что катодное устройство изолировано от корпуса станка посредством текстолитовой пластины и к нему подключен отрицательный выход генератора импульсов. Для обеспечения процесса эрозионного воздействия разрядного тока в зазор между режущей поверхно-

стью круга и катода подводится СОТС по специальному трубопроводу. В случае прекращения процесса правки круга на трубопроводе имеется кран, позволяющий перекрыть подачу охлаждающей жидкости.

Прямолинейность образующей профиля режущей части круга в процессе правки достигается осциллирующим осевым движением шпинделя с алмазным кругом. С учетом максимального осевого хода шпинделя для обеспечения надежности прямолинейности профиля выбрана оптимальная ширина катода. При осевом ходе круга 16 мм ширина катода должна быть 20 мм.

Важное место в процессе выведения радиального биения алмазного круга занимают параметры импульсного тока. Следует отметить, что в качестве генератора импульсов необходимо использовать ШГИ-80 2.

В шестой главе работы подробно рассмотрен характер воздействия разрядного тока на токопроводящую связку круга и в частности металлическую связку М2-01, поэтому воспользуемся этими результатами. Как известно, процесс шлифования материала с одновременным протеканием разрядного тока по детали и кругу характеризуется малой площадью их совместного контакта и, следовательно, эрозионный процесс на режущей поверхности носит локальный характер. Определенная в процессе исследований оптимальная плотность тока $i = 1,4 \text{ А/мм}^2$ для связки М2-01 обеспечивает надежную очистку круга от стружек, а также успешно содействует удалению слоев связки и обнажению новых режущих зерен.

В случае выведения радиального биения необходимо за короткое время удалить большое количество связки. Для этого предлагается новое решение, состоящее в значительном увеличении площади эрозионного воздействия, что достигается увеличением рабочей части катода. С целью усиления эрозионного процесса поверхность катода выполнена в виде чередующихся пазов.

Установленный генератор импульсов может обеспечить $I_{cp} = 80 \text{ А}$, что вполне достаточно для создания высокой плотности тока на поверхности такого катода. В данном случае следует считать концентрацию тока переменной величиной, поскольку по мере линейного удаления слоя связки площадь контакта с катодом увеличивается и i несколько снижается, однако, по мере увеличения площади эрозионного воздействия количество удаленного металла связки во времени увеличивается.

Процесс эрозионного воздействия на связку алмазного круга следует разделить на два этапа: на первом этапе - черновая обработка с удалением большого количества связки и выведением радиального биения рабочей поверхности круга; на втором этапе - чистовая обработка режущей поверхности, непосредственная подготовка круга к шлифованию. При черновом эрозионном воздействии концентрация технологического тока должна быть максимальной, что достигается включением всех пяти силовых блоков генератора, а также снижением параметров частоты и скважности тока. В качестве оптимальных значений этих параметров следует рассматривать $f = 1...3 \text{ кГц}$; $q_u = 1,2...1,4$; $I_{cp} = 80 \text{ А}$.

Окончание черновой операции определяется визуально по наличию следов эрозионного процесса на всей рабочей поверхности круга. При чистовой правке необходимо изменить электрические режимы путем увеличения параметров частоты и скважности импульсов до значений $f = 8...22 \text{ кГц}$; $q_u = 2,7...3,0$. Это позволит обеспечить более равномерное воздействие разрядного тока на режущую поверхность. Контроль подготовленности круга к работе оценивается путем осмотра всей рабочей поверхности - поверхность должна быть равномерно вскрыта эрозионным воздействием и радиальное биение круга не должно превышать $0,01 \text{ мм}$.

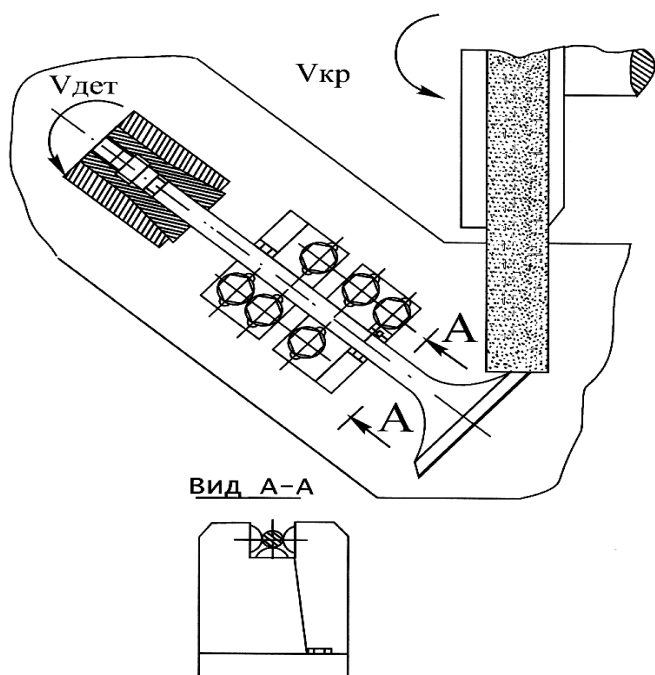


Рис. 5. Приспособление для увеличения жесткости крепления клапана в приводе вращения станка.

После прекращения процесса правки тело катода с помощью ходового винта отводится от поверхности круга и тем самым предохраняется от преждевременного износа. Контрольные замеры линейного износа катода показывают, что он, как правило, незначительный и, следовательно, может быть использован длительное время. Для замены его после износа не требуется больших усилий. Конструкция устройства предусматривает эту операцию.

Важным моментом на этапе модернизации станка для глубинного алмазного электроэрозионного шлифования восстановленной фаски клапана является необходимость обеспечить скорость детали $V_{дет} = 0,4...0,6 \text{ м/мин}$. Сложность заключается в том, что зажим тела клапана осуществляется автоматически с помощью гидропривода и это накладывает дополнительные сложности в его конструктивное исполнение. Наиболее приемлемым вариантом решения данного вопроса является использование специального редуктора с электродвигателем мощностью $1,1 \text{ кВт}$ в одном корпусе. Передаточное число редуктора должно быть $i_{ред} = 300$. В случае использования названного двигателя с редуктором отпадает необходимость что-либо изменять в

кинематической схеме привода вращения детали.

Из результатов анализа оптимальной схемы шлифования также следует, что важным резервом увеличения производительности обработки покрытия фаски клапана является повышение жесткости крепления тела детали в приводе вращения. На серийно выпускаемом станке МШ-197В в качестве зажима детали используется цанговый зажим со входом стержня клапана до упора в цангу на глубину 18 мм. Увеличение глубины захода стержня в цанговый патрон невозможно из-за специального устройства по автоматической смене клапанов при загрузке. Базирование детали происходит по рабочей цилиндрической части стержня клапана на специальном люнете. Опорные части люнета изготовлены из искусственного антифрикционного материала и расположены под углом 90° . Под действием радиальной составляющей силы резания P_y , происходит отжатие обрабатываемой поверхности покрытия фаски от круга, которое состоит из деформации опорной поверхности люнета, а также изгиба тела стержня клапана. Таким образом, устранив две указанные причины при базировании детали, можно повысить ее жесткость. Наиболее приемлемым решением замены пластмассовых упоров является установка радиальных подшипников требуемого типоразмера, рис.5. Изгиб тела стержня клапана можно значительно уменьшить путем установки со стороны выпуклости стержня упора с радиальным подшипником одинакового типоразмера с первым. В связи с тем, что в процессе шлифования используется охлаждающая жидкость и подшипники будут находиться в зоне ее действия, рабочую часть подшипников необходимо закрыть.

Проведенные исследования жесткости описанного выше крепления клапана в приводе вращения при статическом нагружении силой P_y показали ее увеличение на 20...25%, что позволило повысить производительность обработки восстановленных клапанов.

Автоматизация процесса обработки восстановленной фаски клапана на модифицированном станке МШ-197В является неотъемлемым условием реализации нового технологического процесса.

В предлагаемом цикле глубинного шлифования этап форсированного подвода круга до касания с обрабатываемой поверхностью детали следует оставить без изменения, поскольку этот участок не отличается от случая шлифования абразивным кругом. На этапе врезания режущей части круга в деталь наблюдается интенсивное засаливание поверхности алмазного круга продуктами обработки и, следовательно, этот факт является определяющим при выборе параметров врезной подачи и импульсного тока. Наиболее целесообразно в этом случае врезание производить при неподвижной детали $V_{\text{дем}}=0$, причем, врезание должно быть на глубину снимаемого припуска L . После достижения режущей поверхностью круга отметки величины припуска, можно за один оборот детали снять часть материала покрытия.

При анализе процесса врезания не трудно заметить большой рост площади контакта круга с обрабатываемой поверхностью, а следовательно, снижение концентрации разрядного тока на режущей поверхности, что ведет к засаливанию срезанной стружкой. Снижение толщины среза $a_{z \text{ max}}$ при врезании уменьшает напряженность процесса резания и тем самым появляется возможность избежать засаливания. Как установлено расчетно-экспериментальным путем, оптимальное значение параметра $a_{z \text{ max}}$ должно быть $a_{z \text{ max}}=12$ мкм. Такой подход позволил реализовать одинаковые значения параметров разрядного тока в случае врезания на величину снимаемого припуска и при съеме остального материала покрытия шлифованием. Определена область изменения скорости врезания круга в деталь при поддержании постоянным параметра $a_{z \text{ max}}=12$ мкм. Доказано, что приемлемая скорость врезания при обработке высокопрочного покрытия ПГ-10Н-01 находится в пределах $V_{\text{вп}}=0,4...0,5$ мм/мин. Необходимо отметить, что участок врезания круга в деталь при $V_{\text{дем}}=0$ предполагает некоторые изменения в электрической схеме станка, однако они не сложны и не требуют дополнительных конструктивных устройств. После врезания круга на полную глубину включается вращение детали и происходит шлифование остальной поверхности восстановленной фаски. Как отмечалось ранее, параметры технологического тока при этом остаются прежними и они равны $f=3$ кГц, $q_u=1,1...1,3$; $B_c=5$; $I_{\text{ср}}=67...70$ А.

Этап удаления материала вскрытия с глубиной, равной величине припуска, является одновременно и чистовой обработкой, обеспечивающей шероховатость обработанной поверхности $R_a \leq 1$ мкм. Для нормального протекания процесса алмазного электроэрозионного шлифования покрытия фаски и достижения требуемых показателей шероховатости и точности поверхности необходимо поддерживать соответствующие режимы обработки. Статистический анализ клапанов по величине снимаемого припуска показал, что глубина шлифования колеблется в пределах $t=0,6...0,8$ мм. В случае реализации толщины срезов $a_{z \text{ max}}=15$ мкм и необходимости поддержания шероховатости $R_a \leq 1$ мкм параметр скорости детали должен иметь значения $V_{\text{дем}}=0,6$ м/мин.

Реализация установленных режимов шлифования позволила добиться устойчивой обработки восстановленной фаски клапана в автоматизированном цикле. Эрозионная правка круга постоянно поддерживает высокую режущую способность его и тем самым достигается полное срезаемое материала с требуемой чистотой обработки. Однако большая неравномерность нанесенного покрытия отражается на параметре точности обработанной фаски клапана. Биение поверхности находится в пределах $0,012...0,014$ мм, что выходит за пределы допустимых значений $0,008...0,01$ мм. Превышение значений биения поверхности фаски свидетельствует о недостаточной жесткости тела клапана и отжатии клапана за счет большой неравномерности нанесенного высокопрочного покрытия.

Решить этот вопрос удалось снижением скорости детали до уровня $V_{\text{дем}}=0,5$ м/мин. На рис.6 приведена блок-схема, в соответствии с которой определена максимально возможная производительность и режимы шлифования. Результаты реализации разработанной технологии глубинного алмазного электроэрозионного шлифования в условиях производства приведены в таблице.

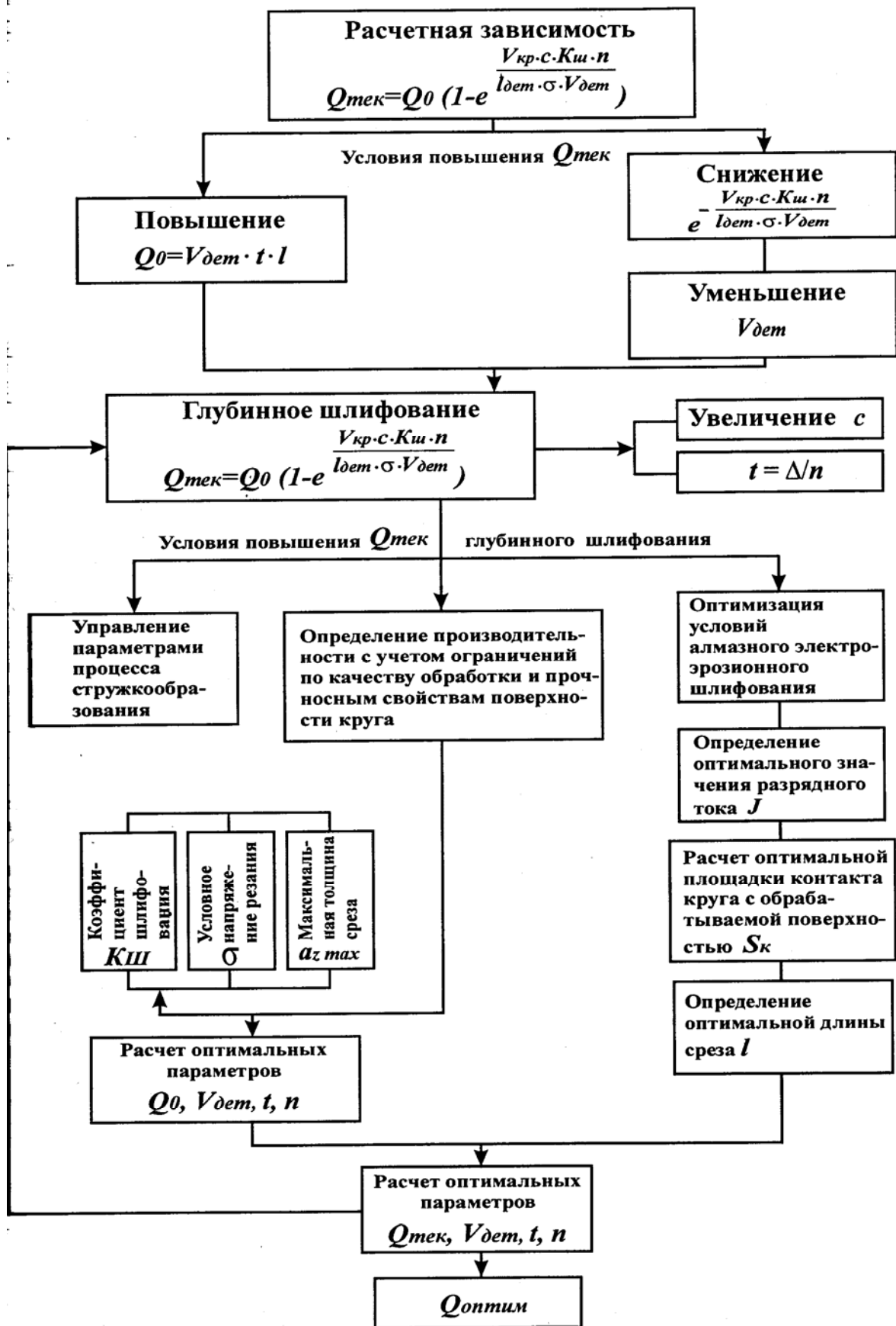


Рис.6. Блок-схема алгоритма расчета максимально возможной производительности и оптимальных условий обработки.

Рекомендуемые условия обработки

Характеристика круга		1A1 500×25×305×6 AC15 200/160 M2-01 100
Обрабатываемый материал: покрытие ПГ-10Н-01	$V_{дет}$, м/мин $V_{кр}$, м/с $V_{ар}$, мм/мин t , мм	0,5 28 0,5 0,8
Параметры импульсного тока	$I_{ср}$, А f , кГц B_c , шт q_u	67...70 3 5 1,1...4,3
Производительность процесса обработки за цикл	Q , мм ³ /мин·мм	170
Количество обработанных клапанов кругом до его полного износа	$n_{кл}$, тыс.шт.	75
Шероховатость обработанной поверхности	R_a , мкм	0,8...1,0
Эффективная мощность шлифования	$N_{эф}$, Вт	70...90

Литература

1. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.

УДК 621.787**ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЯКОСТІ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ПРИ ФРИКЦІЙНОМУ ЗМІЦНЕННІ****Гурей І.В., докт. техн. наук, доц.***(м. Тернопіль, Україна)*

Researches were leading and they show that the thickness of hardening layer, his hardness, the structure, the residual stress, the surface roughness depend on employed technological environment, strengthening treatment conditions, instrument attached of the frictional strengthening.

Для надійної роботи деталей велике значення має якість поверхневого шару, яка характеризується її станом (структурою, твердістю, залишковими напруженнями і т.д.), і шорсткість обробленої поверхні, яка характеризується величиною її нерівності. Шорсткість поверхні деталі визначає, головним чином, її початкове зношування, а якість поверхневого шару – її робочий процес роботи. Формування мікрогеометрії поверхні і поверхневого шару є складним фізичним процесом з активною хімічною взаємодією усіх матеріалів, які знаходяться в зоні обробки.

Керування властивостями поверхневого шару можна здійснювати модифікуванням поверхні, а також нанесенням захисних покриттів. Один з методів поверхневого зміцнення, який забезпечує модифікування поверхні є фрикційне зміцнення. Даний метод відноситься до технологічних методів зміцнення з використанням висококонцентрованих джерел енергії. Концентрований потік енергії утворюється у зоні тертя в результаті високошвидкісного тертя інструмента-диска по оброблюваній поверхні, одночасно проходить швидкісне зсувне деформування поверхневих шарів з подальшим їх високошвидкісним охолодженням. Температура нагрівання поверхневих шарів перевищує температуру фазових перетворень (A_{c3}). При високошвидкісному охолодженні у поверхневих шарах формується білий шар. На формування зміцнених шарів суттєво впливають температурно-силові параметри у зоні контакту, застосовуване технологічне середовище, напрям зсувного деформування в зоні зміцнення. При фрикційному зміцненні виявлено дифузію вуглецю з технологічного середовища, а також з нижче лежачих шарів до поверхні. Вплив технологічних середовищ при фрикційному зміцненні на формування характеристик зміцненого шару не вивчений.

Метою роботи було дослідити характеристики зміцненого шару і обробленої поверхні, а саме, структуру, твердість, залишкові напруження та шорсткість в залежності від застосовуваного технологічного середовища при фрикційному зміцненні сталей.

Фрикційне зміцнення тіл обертання проводили на спеціальній установці змонтованій на базі універсального токарно-гвинторізного верстата моделі 16К20. Замість різцетримача була встановлена спеціальна фортушка з автономним приводом сталюго інструмента-диска. Усі функціональні рухи верстата не змінені. На шпindelь фортушки встанов-

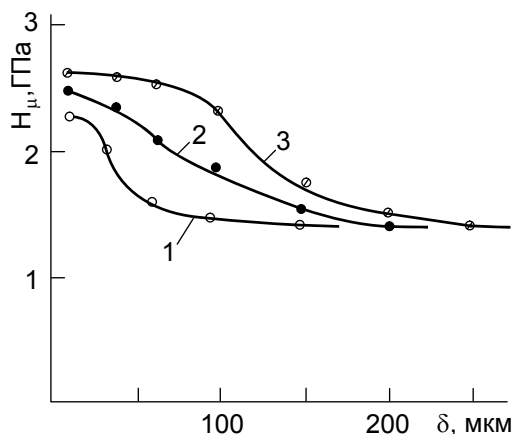


Рис. 1. Мікротвердість армко-заліза після фрикційного зміцнення з використанням різних технологічних середовищ: 1 - вода; 2 - мінеральне мастило; 3 - МХО-64а.

ванні як технологічне середовище водопровідної води джерела дифузії останнього з технологічного середовища немає. Він може дифундувати, на нашу думку, із поверхні зміцнювального інструмента. Тим не менше білий шар формується. Мікротвердість зразків з армко-заліза після фрикційного зміцнення із застосуванням різних технологічних середовищ показала (рис. 1), що найбільше впливає на формування зміцнених структур застосування МХО-64а. МХО-64а у своєму складі містить мінеральне мастило, а також компоненти, які під дією високих температур та тисків розкладаються, активують поверхню, зменшують поверхневу енергію та при цьому ще виділяється активний водень. Мікротвердість поблизу поверхні найбільша після зміцнення з використанням МХО-64а. Зі збільшенням глибини вона зменшується і при досягненні глибини 100 мкм зменшується до вихідної. При фрикційному зміцненні з використанням мінерального мастила мікротвердість зміцненого шару дещо менша й із глибиною різко зменшується до вихідного значення.

На формування структурно-напруженого стану металу суттєво впливають режими фрикційного зміцнення, використовуване технологічне середовище, матеріал та форма робочої частини зміцнювального інструмента. Зі збільшенням швидкості переміщення стола верстата величина товщини білого шару проходить через максимум. Оптимальною є швидкість переміщення стола верстата, при якій найбільше зрівноважені ступінь прогрівання поверхневого шару металу і наступне його швидке охолодження. При недостатньому прогріванні поверхневих шарів білий шар формується невеликої товщини. При надзвичайно інтенсивному прогріванні поверхневого шару, він нагрівається до температур плавлення й частина його виноситься інструментом із зони контакту у вигляді стружки. Як наслідок, частина зміцненого шару знімається і товщина отриманого білого шару зменшується. Зі збільшенням вертикальної подачі різко зростають складові сили тертя у зоні контакту, що приводить до збільшення товщини білого шару. Але із врахуванням попередніх суджень підвищення глибини врізання доцільне до певних меж. При великих вертикальних подачах частина поверхневого шару буде зрізатися, що негативно впливає на процес зміцнення.

Найбільший вплив на процеси формування білого шару при фрикційному зміцненні відіграє технологічне середовище. При застосуванні МХО-64а суттєво збільшується товщина білого шару при одночасному зменшенні складових сил тертя в зоні контакту інструмента і деталі. Макромолекули та частинки полімеру, які входять у склад мастильно-охолоджувальної рідини, попадаючи в зону зміцнення, деструктують по головних зв'язках і

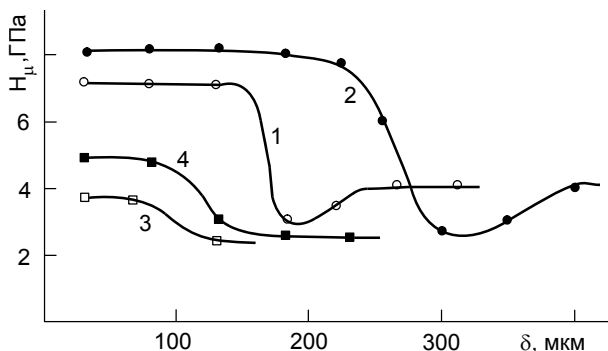


Рис. 2. Мікротвердість сталі 45, ГНВ (криві 1, 2) та сталі 35, Н (криві 3, 4): 1, 3 - фрикційне зміцнення з використанням мінерального мастила; 2, 4 - з використанням МХО-64а.

лювали сталевий інструмент діаметром 250-260 мм і шириною робочої частини 18-20 мм. Робоча частина інструмента була гладкою, так і з нарізаними поперечними пазми на робочій частині. При використанні інструмента з нарізаними поперечними пазми проходить імпульсне фрикційне зміцнення. Привід фортушки забезпечував лінійну швидкість на ободі інструмента 60-70 м/с. Як технологічне середовище в процесі фрикційного зміцнення використовували мінеральне мастило «Індустріальне - 20А» та поверхнево-активну полімервмісну мастильно-охолоджувальну рідину МХО-64а. Для подачі технологічного середовища в зону зміцнення використовували систему подачі мастильно-охолоджувальної рідини верстата.

Досліди показали, що при фрикційному зміцненні армко-заліза у його поверхневому шарі формується білий шар. Технологічне середовище, яке застосовується при цьому, впливає на процес формування зміцненого шару. Як відзначалось раніше [1], при застосуванні як технологічне середовище мінерального мастила в зоні контакту відбувається розкладання його на атомарний вуглець. Останній дифундує у поверхневі шари деталі і сприяє формуванню білого шару. При застосу-

вотворюють вільні радикали. Температурні межі деструкції полімерів нижчі, ніж рідких вуглеводнів, і рівні для полістиролу 570-610 К. Фрагменти розірваних макромолекул утворюють на ювенільних поверхнях зміцненого металу хімічні зв'язки (у першу чергу, із нікелем, марганцем, хромом та залізом). Особливістю деструкції полімерів є те, що при високих температурах проходить ланцюгова деполімеризація привитих фрагментів полімерів і утворюється сітка ненасичених вуглецевих зв'язків (аналогічно як у графіті) та атомарний вуглець. Вуглець, який виділився при цьому, дифундує у поверхневі шари деталі й утворює хімічні з'єднання. Крім цього при деполімеризації полімеру виділяється активний водень [2].

При фрикційному зміцненні з використанням полімервмісних мастильно-охолоджувальних рідин у зоні різання протікають складні фізико-хімічні про-

цеси, а саме: адсорбція макромолекул полімеру на оброблюваній поверхні металу, їх термо- і механодеструкція; утворення макрорадикалів із наступною їх деполімеризацією, у результаті чого виділяється активні водень та вуглець; насичення інструменту та оброблюваної поверхні вуглецем; хемосорбція водню на ювенільних поверхнях; утворення хімічних зв'язків між елементами металу. У процесі фрикційного зміцнення із застосуванням як технологічне середовище МХО-64а під дією високих температур та тисків проходить розкладання середовища на іони вуглецю, водню, кисню, азоту, хлору та інших хімічних елементів, адсорбція їх на ювенільних поверхнях оброблюваної деталі та масоперенос у поверхневий шар металу. При цьому вони послаблюють міжатомну взаємодію, внаслідок зміни електронної структури металу, зменшують модуль пружності, тим самим полегшують протікання пластичної деформації. Відбувається пластифікування поверхневого шару, посилюються зсувні процеси, захоплюються великі об'єми металу.

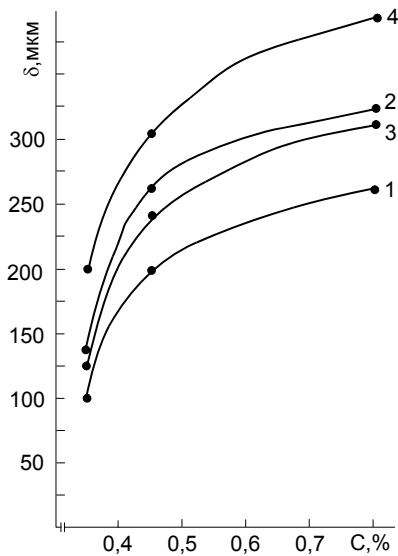


Рис. 3. Залежність товщини білого шару δ від вмісту вуглецю у сталі (гартування і низький відпуск) після звичайного (1, 2) та імпульсного (3, 4) фрикційного зміцнення ($V_{cm} = 4$ м/хв; $S = 3$ мм/дв.хід; $t = 0,35$ мм): 1, 3 - з використанням мінерального мастила; 2, 4 - з використанням МХО-64а.

Гартування і низький відпуск збільшує товщину білого шару до 200-220 мкм. При імпульсному фрикційному зміцненні ще суттєвіше підвищується як мікротвердість так і товщина білого шару. Так, на сталі У8А у загартуваному і низьковідпущеному стані після імпульсного фрикційного зміцнення з використанням як технологічне середовище МХО-64а товщина білого шару зросла до 320-350 мкм, а мікротвердість до 11,1 ГПа (рис. 4).

Легування сталі хромом, нікелем (у межах 1-3 %), або хромом і нікелем, сприятливо впливає на якість білих шарів. Хром у таких кількостях збільшує прогартуваність сталі, нікель сповільнює аустенітні перетворення, зменшує зв'язок заліза з вуглецем і сприяє більш рівномірному розподілу вуглецю в металі. Товщина білого шару при фрикційному зміцненні з використанням мінерального мастила на сталі 40ХН у загартуваному і високовідпущеному стані досягає 150-170 мкм, на загартуваному і низьковідпущеному – 190-200 мкм (рис. 5). При зміцненні з використанням як технологічне середовище МХО-64а товщина білого шару зросла до 250-270 мкм.

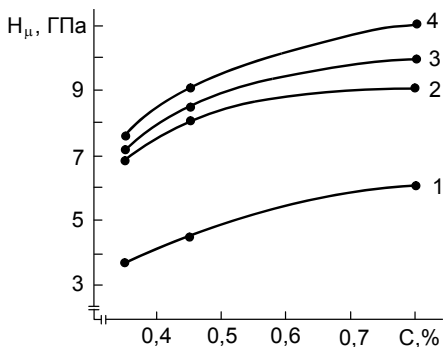


Рис. 4. Залежність мікротвердості білого шару δ від вмісту вуглецю в сталі після фрикційного зміцнення: 1 - вихідна структура; 2 - звичайне зміцнення у мінеральному мастилі; 3 - звичайне зміцнення у МХО-64а; 4 - імпульсне зміцнення у МХО-64а.

На якість білих шарів впливає також і марганець. Так, після фрикційного зміцнення у поверхневих шарах зразків із загартуваної і середньовідпущеної сталі 65Г виникає білий шар товщиною 180-200 мкм, мікротвердість якого у 2,5-2,6 рази більша за вихідну структуру.

Під зміцненим шаром розташована зона підвищеної травимості (пониженої твердості), яка утворюється в результаті відпуску підповерхневого шару металу. У цьому шарі металу градієнт концентрації енергії різко падає й відбувається нагрів до температур нижче точки фазових перетворень. Внаслідок цього проходить місцевий високий відпуск попередньо загартуваного і низьковідпущеного металу. При фрикційному зміцненні незагартуваного металу (після відпалу, нормалізації) зона підвищеної травимості не спостерігається.

При фрикційному зміцненні сталі 35 у нормалізованому стані із застосуванням як технологічне середовище мінерального мастила білий шар формується тонкий, товщиною не більше 40-50 мкм (рис. 2). При застосуванні МХО-64а товщина білого шару зростає, він рівномірний по всій довжині і складає біля 100 мкм. Така ж картина спостерігається при зміцненні сталі 45 після гартування і низького відпуску та сталі 40Х у загартуваному і низьковідпущеному стані. Так, товщина білого шару, отриманого при фрикційному зміцненні сталі 45 із застосуванням як технологічне середовище мінерального мастила складає 130-140 мкм, а із застосуванням МХО-64а - збільшується до 200-220 мкм.

Мікротвердість білого шару, отриманого на сталі 35 при звичайному фрикційному зміцненні з використанням МХО-64а, складає 4,6-4,8 ГПа, а при застосуванні мінерального мастила - 3,2 ГПа проти 2,6 ГПа основної структури. При фрикційному зміцненні сталі 45 із використанням МХО-64а мікротвердість білого шару також вища у порівнянні із застосуванням при зміцненні як технологічне середовище мінерального мастила і складає 8,6 ГПа проти 8,1 ГПа відповідно, при мікротвердості основної структури - 4,7 ГПа.

Зі збільшенням кількості вуглецю у сталі якість зміцненого шару значно покращується. Найбільш якісний зміцнений шар був отриманий на евтектоїдній сталі У8А як у загартуваному і низьковідпущеному, так і загартуваному і високовідпущеному станах (рис. 3). Як показали металографічні дослідження зразків із загартуваної і високовідпущеної сталі У8А після звичайного фрикційного зміцнення, товщина зміцненого шару досягає 100-120 мкм. Утворений білий шар однорідний, мікротвердість його досягає 9,1 ГПа проти 3,6 ГПа вихідної структури.

Під зміцненим шаром розташована зона підвищеної травимості (пониженої твердості), яка утворюється в результаті відпуску підповерхневого шару металу. У цьому шарі металу градієнт концентрації енергії різко падає й відбувається нагрів до температур нижче точки фазових перетворень. Внаслідок цього проходить місцевий високий відпуск попередньо загартуваного і низьковідпущеного металу. При фрикційному зміцненні незагартуваного металу (після відпалу, нормалізації) зона підвищеної травимості не спостерігається.

Під зміцненим шаром розташована зона підвищеної травимості (пониженої твердості), яка утворюється в результаті відпуску підповерхневого шару металу. У цьому шарі металу градієнт концентрації енергії різко падає й відбувається нагрів до температур нижче точки фазових перетворень. Внаслідок цього проходить місцевий високий відпуск попередньо загартуваного і низьковідпущеного металу. При фрикційному зміцненні незагартуваного металу (після відпалу, нормалізації) зона підвищеної травимості не спостерігається.

Для утворення якісних білих шарів необхідний імпульсний нагрів до високих температур з одночасним імпульсним пластичним деформуванням і швидкісне охолодження, які впливають на фазові та структурні перетворення, а також фізико-механічні властивості оброблюваного металу.

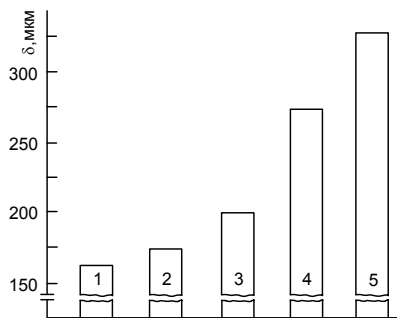


Рис. 5. Товщина білого шару, отриманого на сталі 40ХН (1, 2 - гартування і високий відпуск; 3, 4, 5 - гартування і низький відпуск) після фрикційного зміцнення з використанням мінерального мастила (1, 3) та МХО-64а (3, 4, 5). 1, 2, 3, 4 - звичайне зміцнення; 5 - імпульсне зміцнення.

Вплив пластичного деформування на формування білих шарів проявляється у зміні мікроструктури мартенситу. Імпульсна пластична деформація в області аустенізації приводить до подрібнення зерен аустеніту. Кристали мартенситу, що утворюються з такого деформованого аустеніту, значно меншої величини, аніж при звичайному гартуванні, а кількість мартенситу збільшується не за рахунок збільшення величини кристалів, а за рахунок збільшення їх кількості. Цим можна пояснити високу дисперсність білих шарів. Неоднорідність аустеніту призводить також до концентрації неоднорідного мартенситу білих шарів. Імпульсні тиски, впливають як на процес аустенізації, так і на мартенситне перетворення.

Дослідження фазових і структурних перетворень у сплавах при підвищених швидкостях нагріву, пов'язані, в основному, із зворотнім мартенситним перетворенням, показують, що кінетика і температурні умови фазових переходів більше залежать від вихідного стану металу. При імпульсному нагріві можливе одержання структур, які не можуть бути отримані при стандартних видах термообробки. Так, феритна структура металу при швидкому нагріві може за бездифузійним меха-

нізмом перейти в аустеніт і таким же способом при охолодженні утворюється знову ферит, а не мартенсит. Великі швидкості нагріву поверхневих шарів металу в процесі фрикційного зміцнення та інших спеціальних обробок створюють можливість реалізації бездифузійного механізму утворення аустеніту, якщо не повністю, то по крайній мірі частково.

Характерною особливістю білих шарів, отриманих на середньо-вуглецевих сталях із ферито-перлітною структурою є те, що у білому шарі спостерігається зона фериту. Це підтверджує про можливість перетворення фериту в аустеніт при швидкісному нагріві по бездифузійному механізмові [3]. У процесі фрикційного зміцнення при великих швидкостях нагрівання і охолодження вуглець не встигає розчинитися в утвореному із фериту аустеніті і при наступному різкому охолодженні знову бездифузійно формує ферит, а не мартенсит. Перлітна складова проходить ті ж самі перетворення, як і при звичайному гартуванні за дифузійним механізмом. При нагріванні перліт перетворюється в аустеніт, а при охолодженні - формується мартенсит. Тому, ферито-перлітна структура вихідного металу є менш бажаною при формуванні якісних зміцнених шарів, із-за різкої відмінності вмісту вуглецю в структурних складових по відношенню до загартованої. Для вирівнювання концентрації вуглецю в даному випадку необхідно достатньо довгий час витримки при нагріванні у порівнянні із загартованою структурою. Тим не менше, ферит має високу твердість внаслідок його сильного наклепу, який виникає в результаті інтенсивного деформування і мартенситного перетворення. Цим пояснюється те, що білий шар отриманий на сталях в нормалізованому стані, має меншу товщину й мікротвердість у порівнянні з білим шаром, отриманим на загартованих і низько-відпущених сталях.

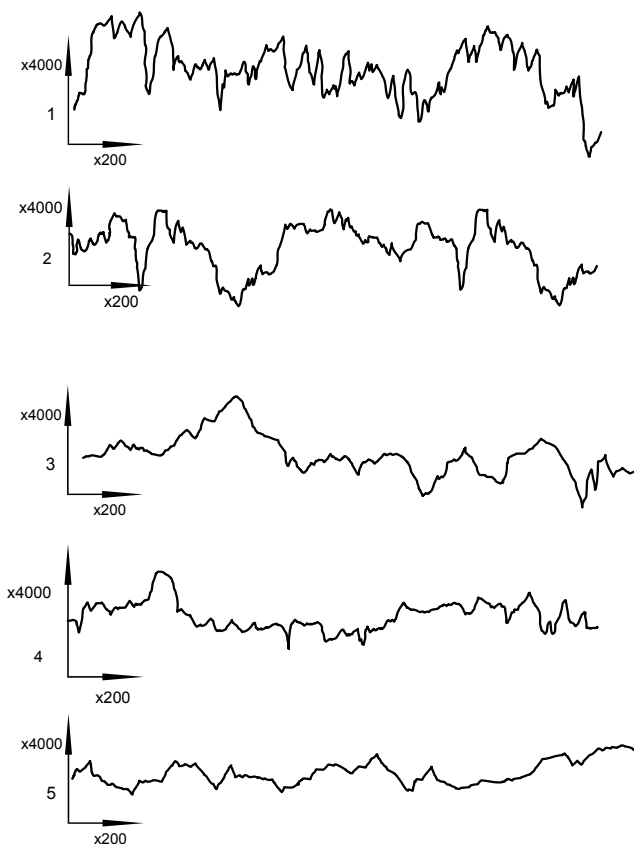


Рис. 6. Профілограми поверхонь після електрокорундово-го шліфування (1), фрикційного зміцнення на повітрі (2) з використанням як технологічного середовища мінерального мастила (3), МХО-64а (4) та МХО-64а при імпульсному фрикційному зміцненні (5).

Досліди показали, що на шорсткість зміцненої поверхні суттєво впливають режими фрикційного зміцнення, технологічне середовище, вид робочої поверхні зміцнювального інструмента та інші параметри. Найбільша шорсткість поверхні отримана при фрикційному зміцненні на повітрі без застосування технологічного середовища. Поверхневий шар металу при зміцненні нагрівається практично до температур плавлення, відбувається схлопування та виривання металу. Шорсткість поверхні погіршується й складає $R_a = 1,5-2,2$ мкм. При застосу-

ванням технологічного середовища, шорсткість поверхні суттєво зменшується. Найменша шорсткість поверхні отримана при фрикційному зміцненні в технологічному середовищі МХО-64а. Шорсткість поверхні при імпульсному фрикційному зміцненні в технологічному середовищі МХО-64а становить $R_a = 0,5-0,8$ мкм.

ванні в процесі фрикційного зміцнення технологічного середовища (мінеральне мастило, МХО чи інше) шорсткість зміцненої поверхні різко зменшується (рис. 6). При застосуванні мінерального мастила шорсткість зміцненої поверхні складає $R_a = 0,32-0,65$ мкм. Застосування МХО-64а ще більше покращує якість зміцненої поверхні. Шорсткість поверхні при цьому складає $R_a = 0,25-0,50$ мкм. При застосуванні мінерального мастила на оброблюваній поверхні утворюється припалена плівка чорного кольору, яка погіршує зовнішній вид деталі. При застосуванні МХО-64а припалена плівка відсутня, поверхня дзеркальна, не погіршується зовнішній вид оброблених деталей. Проведені дослідження показали, що шорсткість зміцнених поверхонь є нижчою, ніж після електрокорундового шліфування.

Залишкові макронапруження (або напруження першого роду), які виникають у поверхневих шарах деталей при їх виготовленні, суттєво впливають на працездатність виробів при експлуатації. Вони відносяться до найважливіших показників якості поверхневих шарів деталей. Так, стискуючі макронапруження у поверхневих шарах деталей машин підвищують їх циклічну міцність, а розтягуючі - навпаки, понижують. Формування тієї чи іншої епюри залишкових макронапружень у поверхневих шарах металу залежить від режимів зміцнення, застосовуваного технологічного середовища, фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу.

При фрикційному зміцненні у поверхневих шарах формується білий шар, який складається з високодисперсного мартенситу, залишкового аустеніту і дуже дисперсних карбідів. Мартенсит має більший питомий об'єм, ніж перліт, ферит чи аустеніт. Крім того, у білому шарі мартенсит подрібнений і має більший об'єм, ніж мартенсит гартування. Тому в білих шарах, в основному, виникають стискуючі залишкові напруження першого роду.

Досліди показали, що при фрикційному зміцненні застосовуване технологічне середовище суттєво впливає на характер перерозподілу залишкових напружень першого роду. Так, при зміцненні зразків із сталі 45 у загартованому і низьковідпущеному стані виникають залишкові макронапруження стиску (рис. 7). При застосуванні МХО-64а залишкові напруження поширюються на велику глибину і більші за величиною, у порівнянні з напруженнями, отриманими при фрикційному зміцненні із застосуванням мінерального мастила. Біля поверхні залишкові напруження є невеликими, але із збільшенням глибини вони зростають, переходять через максимум і потім зменшуються. Така ж картина спостерігається і при зміцненні сталі У8А у різному структурному стані. Найбільші залишкові напруження формуються на загартованій і низьковідпущеній структурі, дещо менші при зміцненні зразків у стані постачання. Слід відмітити, що на величину залишкових напружень впливає структурний стан вихідного металу, але характер їх розподілу майже однаковий.

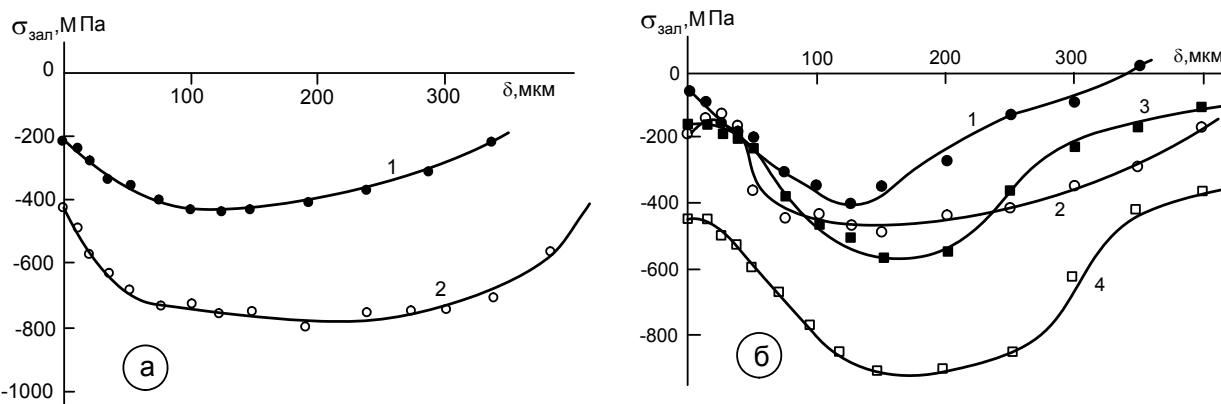


Рис. 7. Залишкові напруження першого роду, отримані на загартованій і низьковідпущеній сталі 45 (а) та сталі У8А (б) в стані постачання (1, 2) та у загартованому і низьковідпущеному стані (3, 4) при фрикційному зміцненні: 1, 3 - у мінеральному маслі; 2, 4 - у МХО-64а.

При фрикційному зміцненні з використанням як технологічне середовище полімервмісної мастильно-охолоджувальної рідини МХО-64а проходить пластифікація поверхнього шару, деформація зсуву поширюється на більшу глибину, ніж при зміцненні з використанням мінерального мастила. Тому і збільшується залишкові напруження по величині й глибині залягання.

Таким чином, застосовуване технологічне середовище, режими обробки, зміцнювальний інструмент, режими обробки при фрикційному зміцненні суттєво впливають на характеристики як поверхні, так і зміцненого шару металу.

Література

1. Бабей Ю.И., Швец В.В., Гурей И.В. Упрочнение поверхностных слоев стальных и чугунных деталей фрикционной обработкой // Вестник машиностроения. - 1987. - № 10. - С. 39-40.
2. Сошко А.И. Физико-химическая механика обработки твердых тел в полимерсодержащих смазочно-охлаждающих жидкостях / Свойства конструкционных материалов при воздействии рабочих сред. - К.: Наукова думка, 1980. - С. 232-238.
3. Дьяченко С.С. Образование аустенита в железоуглеродистых сплавах. -М.: Металлургия, 1982.-128 с.

УДК 621.9

ТЕОРИЯ КОНСТРУКЦИИ СТАНКА ДЛЯ СВЕРЛЕНИЯ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ МАЛОГО ДИАМЕТРА

Барботько А. И., канд. техн. наук, проф., Масленников А. В., Титов С. В.
(г. Курск, Россия)

In clause the aspects of the theory of the machine tool for simultaneous drilling of 21 aperture by depth of 22,2 mm and diameter of 2 mm are submitted. The movement of drills placed on the drilling head is carried out from below upwards, the twisting moment transfers from 4 electric motors.

Сверление глубоких отверстий малого диаметра отличается неблагоприятными условиями образования стружки, удаления её из отверстия, малой жёсткостью применяемых свёрл, невозможностью наблюдения за инструментом во время его работы. Всё это делает операцию сверления глубоких отверстий малого диаметра трудоёмкой и создаёт трудности в обеспечении требуемой точности обработки: прямолинейности и правильного положения оси отверстия.

Теория процесса предполагает два случая подвода инструмента к заготовке [1]:

1) Подвод сверла к заготовке сверху вниз. При сверлении заготовок свёрлами с подводом сверху вниз поток стружек в начальный момент характеризуется радиальными параболическими траекториями движения элементарных стружек, выбрасываемых из канавок сверла на поверхность обрабатываемого изделия (рис. 1).

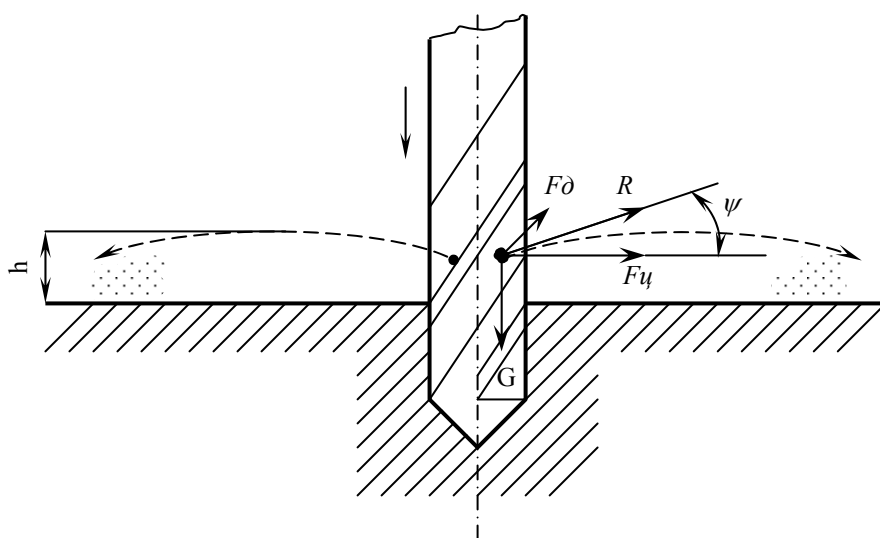


Рис. 1. Форма и направление потока стружек и пылевых частиц при сверлении сверху вниз.

воздействия на элемент стружки, его взаимодействия с поверхностями канавки сверла.

2) Подвод сверла к заготовке снизу вверх. При сверлении с подачей сверла снизу вверх изменяется характеристика взаимодействия составляющих сил, и поток стружек принимает колоколообразную форму. В этом случае, при прочих равных условиях, угол ψ значительно больше, чем в предыдущем (рис. 2). Взаимодействие

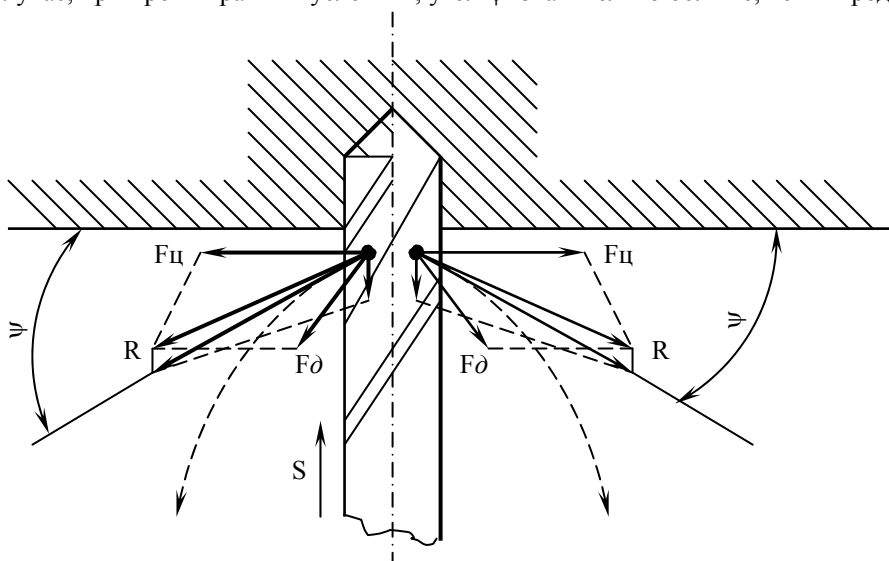


Рис. 2. Форма и направление потока стружек и пылевых частиц при сверлении снизу вверх.

элементарных стружек, выбрасываемых из канавок сверла на поверхность обрабатываемого изделия (рис. 1).

На элементарные стружки активно действуют три основные силы: сила движущая (выталкивающая) стружку по канавкам сверла F_d ; сила тяжести элемента G ; центробежная сила F_c . Равнодействующая этих сил R определяет направление движения элементарных стружек, измеряемое переменным углом ψ . Для улавливания потока стружек важно знать величину угла ψ . В общем случае величина этого угла зависит от величины составляющих сил F_d , G , F_c , от характера их

элемента стружки с поверхностью канавки становится менее динамичным, что улучшает вывод стружки из отверстия и снижает возможность поломки сверла за счёт его заклинивания в отверстии.

По схеме сверления, представленной в первом случае, при сверлении глубоких отверстий приходится применять прерывистый процесс, так как необходимо выводить спиральное сверло из отверстия для очистки от стружки, смазки и охлаждения. Подобная работа, даже если она производится автоматически, резко снижает производительность сверления. Таким образом, важным фактором, опре-

деляющим процесс сверления, является отвод образующейся стружки. Чем больше глубина сверления, тем затруднительнее отвод стружки из зоны резания. Установлено, что в ряде случаев спиральные сверла не обеспечивают надёжного стружкоотвода.

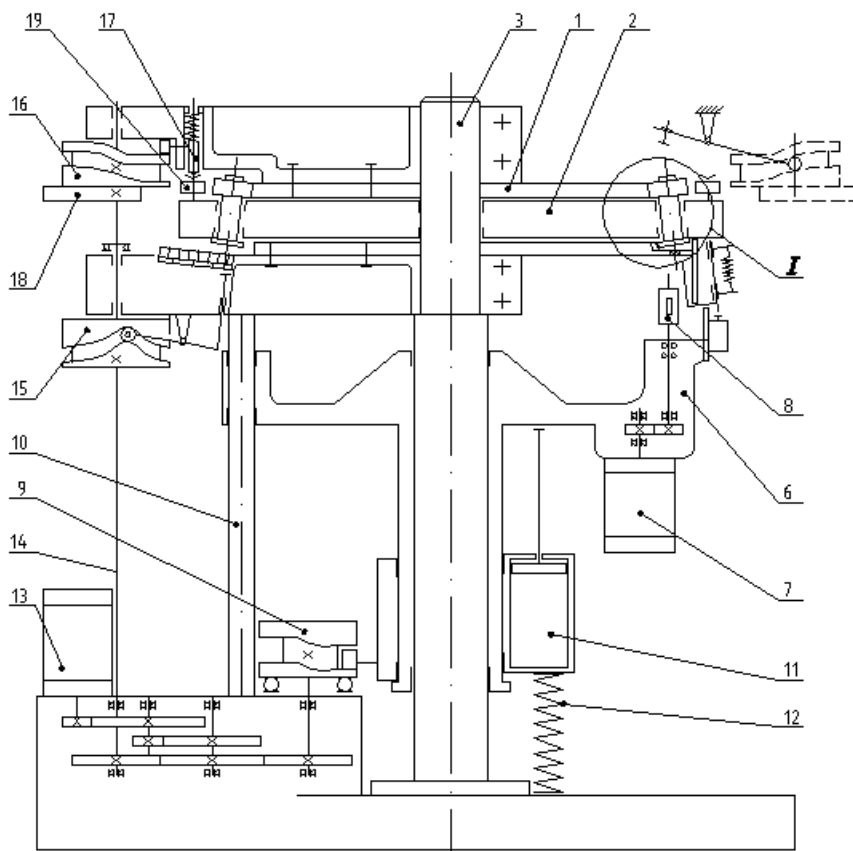


Рис. 3. Принципиальная схема конструкции станка.

и структура последующего технологического процесса. Типичным для глубокого сверления также является невозможность непосредственного наблюдения за ходом процесса и трудность выполнения данной операции на универсальном оборудовании без его основательной подготовки.

На основе сделанных рассуждений в качестве оптимальной можно принять схему сверления изделия снизу вверх (рис. 2), т. е. инструмент (сверло) должно находиться ниже уровня заготовки, а его осевая подача – осуществляться снизу вверх.

Наиболее типичным для изделий машиностроения с малыми глубокими отверстиями является наличие в них сразу нескольких таких отверстий. Примером таких изделий является корпус распылителя, в котором имеется три отверстия $\varnothing 2$ и длиной 22,2 мм. Отверстия располагаются симметрично относительно друг друга через 120° .

Проведенный анализ особенностей процесса сверления изделий позволяет сформулировать следующую концепцию создания специального станка для их обработки:

- 1) рабочие движения подачи сверла – снизу вверх;
- 2) главное вращательное движение осуществляет инструмент;
- 3) для обеспечения прямолинейности оси отверстия вводится ряд мгновенных прекращений движения подачи;
- 4) наличие в изделии равномерного углового шага между отверстиями делает предпочтительным многошпиндельную компоновку станка;
- 5) при условии поворота изделия на 120° сверление всех отверстий в изделии на одну и ту же глубину может проводиться сразу тремя сверлами.

Общая принципиальная схема, позволяющая реализовать названные положения теории конструкции станка, приведена на рис. 3.

Для размещения изделий выше сверл используется горизонтальный зубчатый диск 1, устанавливаемый на плите 2. Плита и диск размещаются на валу 3.

Поворот плиты относительно вала приводит в действие зубчатые колёса 4, внутри которых расположен цанговый зажим изделия (рис. 4), устанавливаемый в плите 2.

Диаметры зубчатых колёс 4 и диска 1 принимаются такими, чтобы за один этап поворота плиты 2 зубчатое колесо 4 поворачивалось на 120° , т. е. на одну треть, на угловой шаг между отверстиями. Каждое новое поло-

На практике глубокие отверстия больших диаметров сверлятся обычно непрерывно с принудительным либо наружным, либо внутренним отводом стружки. Принудительный отвод стружки осуществляется жидкостью, подводимой в зону резания под давлением. Иногда вместо жидкости применяется сжатый воздух. Для создания циркуляции жидкости необходима специальная оснастка и оборудование. Таким образом, глубокое сверление занимает особое место среди операций, применяемых при обработке деталей, имеющих большую относительную длину. Специфичность этой операции заключается как в том, что инструмент, обладая невысокой осевой жёсткостью, должен прокладывать себе путь в сплошном материале, не имея заранее подготовленной опоры или жёсткого направления, так и в том, что от качества проведения глубокого сверления существенно зависит точность обработки, а во многих случаях

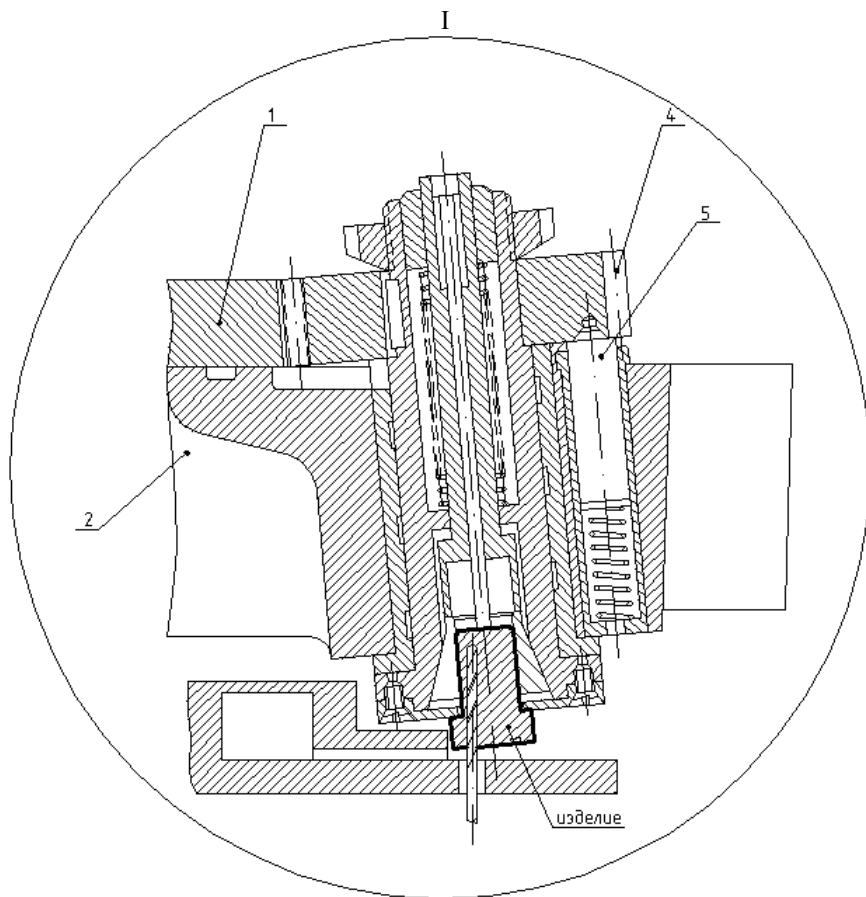


Рис. 4. Схема крепления детали (поз. I рис. 3).

привода или применения нескольких приводов для передачи крутящего момента на сверла. На рис. 3 представлен вариант применения нескольких приводов, состоящих из двигателей 7, систем шестерён для передачи движения и шпинделей 8, несущих на себе устройства – патроны для закрепления свёрл. Конструктивное решение приведено на рис. 5. Для обеспечения вращения шпинделей в одну сторону использована схема введения промежуточных шестерён. На рис. 5 21 шпindel получают вращение от четырёх двигателей 7, передающих движение соответственно 5, 5, 5 и 6 шпинделям.

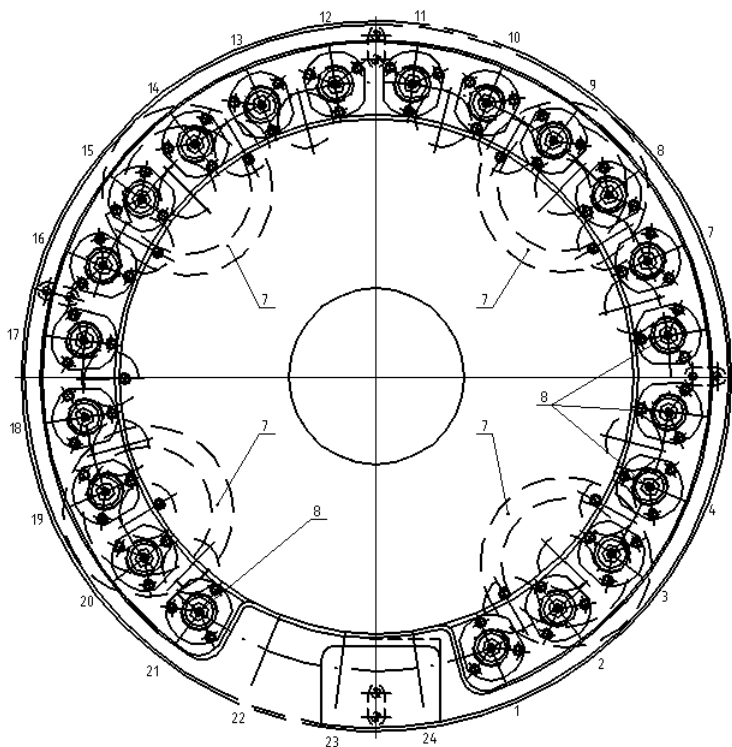


Рис. 5. Схема передачи вращения шпинделям.

жение колеса фиксируется упором 5. На рис. 3 ось колеса 4 не параллельна оси вала 3 и соответственно диска 1, так как в изделии оси изготавливаемых отверстий имеют угловое отклонение от оси центрального отверстия (рис. 4).

Плиту 2 можно разделить, например, на 24 равных угловых сектора.

Потребность приёма заготовок и удаления стружки из просверленных отверстий позволяет в таком случае использовать 21 рабочий шпindel со свёрлами с тем, чтобы циклограмма сверления отверстия длиной $L=22,2$ мм укладывалась в 7 сверлений на глубину $L/7$ мм.

При этом процессе сверления будет подвергаться сразу 21 заготовка: первая – третья на глубину $L/7$ мм, последние три на глубину L мм (во всех случаях глубина одного прохода равна $L/7$ мм).

Для размещения шпинделей ниже изделий использована расположенная на валу 3 нижняя плита 6. При этом задача вращения шпинделей может быть решена путём создания единого

привода или применения нескольких приводов для передачи крутящего момента на сверла. На рис. 3 представлен вариант применения нескольких приводов, состоящих из двигателей 7, систем шестерён для передачи движения и шпинделей 8, несущих на себе устройства – патроны для закрепления свёрл. Конструктивное решение приведено на рис. 5. Для обеспечения вращения шпинделей в одну сторону использована схема введения промежуточных шестерён. На рис. 5 21 шпindel получают вращение от четырёх двигателей 7, передающих движение соответственно 5, 5, 5 и 6 шпинделям.

Для перемещения вниз и вверх всех шпинделей сразу в процессе сверления наиболее удобно использовать систему кулачков (поз. 9, 15, 16 на рис. 3). Они обеспечивают перемещение нижней плиты 6 с закреплёнными на ней двигателями и шпindelными узлами по направляющим осям: валы 3 и 10. Плавному перемещению способствует также гидроцилиндр 11 и пружина 12. Кулачковый механизм 9 рассчитывается на обеспечение необходимой подачи сверла в процессе сверления (например: $S=0,05...0,07$ мм/об). Для обеспечения работы станка в полуавтоматическом режиме вводят следующие системы:

- 1) поворота плиты 2 на один угловой шаг, т.е. на $1/24$ часть окружности,
- 2) удаления изделия из цангового патрона,
- 3) контроля готовности изделия,
- 4) размещения и закрепления заготовки в цанговом патроне.

Наиболее оптимально эти задачи решаются введением системы кулачковых механизмов, управляемых от одного циклового источника. На рис. 3 от двигателя 13 через систему передающих шестерён, движение получает распределительный вал 14 с закреплёнными на нём копирами 15 и 16. Копир 16 обеспечивает: а) освобождение упорного фиксатора 17, жёстко соединяющего плиту 2 с неподвижной верхней частью станка, б) поворот плиты 2 с помощью рычага 18 и ролика 19 на один угловой шаг, в) выталкивание готового изделия из цангового патрона (см. условно показанное положение копира 16 в правой части схемы).

Копир 15 обеспечивает заталкивание в освободившееся место в цанговом патроне новой заготовки.

На станке кроме 21-ой рабочей позиции, одна позиция является контрольной и две позиции служат для смены заготовок (поз. 22, 23, 24 на рис. 5).

Такт обработки одного изделия складывается из продолжительности:

- 1) поворота плиты с изделиями, на один угловой шаг (1/24 часть);
- 2) фиксации положения плиты;
- 3) быстрого подвода свёрл к изделиям;
- 4) сверления изделий с рабочей подачей;
- 5) быстрого вывода свёрл из изделий;
- 6) разфиксации плиты с изделиями;
- 7) см. п. 1.

Контроль отверстий, удаление обработанных изделий и установка заготовок изделий производится на позициях 22, 23, 24. Эти операции осуществляются одновременно с процессом сверления изделий.

Литература

1. Власов А. Ф. Безопасность при работе на металлорежущих станках. М., «Машиностроение», 1977.

УДК 331.1(075.8)

К РАЗРАБОТКЕ СТРАТЕГИЧЕСКИХ КОНЦЕПЦИЙ УПРАВЛЕНИЯ ПЕРСОНАЛОМ НА ПРЕДПРИЯТИЯХ С НАУКОЕМКОЙ ПРОДУКЦИЕЙ

Савченко Н.Н., Новикова М.Н., канд. экон. наук
(г. Харьков, Украина)

Possible approaches are considered with position of the system approach to improvement of preparation production and increasing to efficiency of the use the personnel enterprise with scientifically based product.

Повышение роли персонала и изменение отношения к нему связано прежде всего с глубокими преобразованиями в производстве [1 – 5]. Это обусловлено, в первую очередь, тем, что управление персоналом в любой организации охватывает широкий спектр функций от приема до увольнения кадров: наем, отбор и прием персонала; деловая оценка персонала при приеме, аттестации, подборе; профориентация и трудовая адаптация; мотивация трудовой деятельности персонала и его использования; организация труда и соблюдение этики деловых отношений; управление конфликтами и стрессами; обеспечение безопасности персонала; управление нововведениями в кадровой работе; обучение, повышение квалификации и переподготовка кадров; управление деловой карьерой и служебно-профессиональным продвижением; управление поведением персонала в организации; управление социальным развитием; высвобождение персонала. Однако в Украине службы управления персоналом, еще, как правило, имеют низкий организационный статус, являются слабыми в профессиональном отношении. В силу этого они не выполняют целый ряд задач по управлению персоналом и обеспечению нормальных условий его работы. В первую очередь, это относится к разработке концепций [2, 4, 5], или философии управления [3]. Обобщение опыта отечественных и зарубежных организаций позволяет сформулировать как главную цель системы управления персоналом – обеспечение организации кадрами, их эффективное использование, профессиональное и социальное развитие. В соответствии с этими целями и должна формироваться система управления персоналом организации, его концепция.

Концепция управления персоналом – система теоретико-методологических взглядов на понимание и определение сущности, содержания, целей, задач, критериев, принципов и методов управления персоналом, а также организационно-практических подходов к формированию механизма ее реализации в конкретных условиях функционирования организаций. Она включает: разработку методологии управления персоналом, формирование системы управления персоналом и разработку технологии управления персоналом.

Полный перечень функций охватывает широкий спектр деятельности, и он, в виду сложности и важности проблемы управления кадрами, открыт новым формам работы. По данным одного обследования [3], 95% фирм в США осуществляли в рамках кадровой службы отбор и наем персонала (остальные, главным образом мелкие, полагались в этом деле только на линейных руководителей), 88% выполняли функции организации заработной платы и 90% – прочих видов вознаграждения, 72% ведали вопросами техники безопасности, 69% осуществляли планирование и мероприятия социально-кадрового развития, 74% занимались прогнозами трудовых ресурсов, 65% – социологическими исследованиями на предприятиях, 41% анализировали динамику производительности

труда, 70% фирм организовывали соцкультбыт. Это свидетельствует о наметившейся тенденции к расширению комплекса работ кадровых служб.

Сегодня все больше преобладают не учетные, а содержательные аналитические и организационные аспекты деятельности. Резко возрос профессиональный уровень специалистов кадровых служб. В их составе психологи, специалисты по управлению, методам обучения (педагоги) и трудовым отношениям, подготовка которых в широких масштабах ведется в университетах. Из 100 специалистов в среднем 12 – специалисты по тренингу, повышению квалификации и социальному развитию, 37 – по работе с кадрами и 38 являются руководителями общего профиля по работе с персоналом [2 – 4].

В последние годы во внутриорганизационном управлении выделился ряд новых профессий и специальностей, в том числе специалисты по набору персонала (рекрутеры), интервьюеры (психологи, проводящие собеседования с претендентами на получение работы), методисты и инструкторы, консультанты по вопросам карьеры, специалисты по профориентации и организационному планированию.

Интересен опыт в США, где многие кадровые функции для организации выполняются специализированными консультационными организациями, учебными центрами, фирмами по подбору руководителей и фирмами, предоставляющими временных работников, т.е. организациями управленческой инфраструктуры. По данным опроса консультативных фирм по управлению, 25% из них участвуют в рационализации управления персоналом [3]. В США наряду с организациями, предоставляющими широкий набор кадровых услуг, наибольшее значение приобрели специализированные компании. Так, *Information Sciences* выступает как ведущий разработчик управленческих информационных подсистем для работы с кадрами, одновременно оказывает различные услуги по их внедрению и ведет широкую консультативную работу. Большая группа фирм специализируется на построении систем оплаты и (или) других видов вознаграждения (социальных льгот). Среди них можно выделить фирмы, предоставляющие услуги комплексного характера, и фирмы, осуществляющие консультирование по определенным видам вознаграждения (льгот) и по отдельным методам их исчисления (например, по аналитической оценке работ и тарификации). Наряду с консультантами важную роль играют исследовательские фирмы, информационные центры.

Новое явление в сфере обслуживания кадровой работы – обособление функции подбора ключевого персонала, руководителей и специалистов в особый род инфраструктурных организаций (*executive search firms*). Некоторые из них ведут счет на сотни тысяч рекомендованных и принятых клиентами на работу специалистов. А число самих фирм, например, в США оценивается примерно в 1,5 тыс.

Самая значительная по масштабу кадровых услуг – сфера профессиональной подготовки и повышения квалификации. На ее долю приходится от 20 до 40% всей суммы, затрачиваемой организациями в этой области. Причем создан также обширный рынок учебных материалов, программ, технических средств обучения [2 – 5].

Концепция как философия организации оформляется в отдельный нормативный документ. Необходимость разработки такого документа объясняется тем, что отношения между персоналом должны строго регламентироваться общими для всех принципами, а в организации нет одинаковых людей; новые работники быстрее адаптируются к существующей системе моральных ценностей и требованиям администрации; администрация проводит свою кадровую политику, часто отличающуюся от других организаций; руководящий состав организации меняется, но преемственность должна сохраняться и работники должны жить по общим сложившимся правилам; разнообразие вероисповедания влияет на отношение людей к работе, поэтому следует иметь общие принципы (правила), обязательные для представителей всех религий.

Философия организации разрабатывается на основе следующих документов: Конституции (Основного Закона), Гражданского кодекса, Кодекса Законов о труде, Декларации прав человека, Коллективного договора, религиозных писаний (Библии, Корана и др.), устава, опыта лучших организаций, стратегии кадровой политики страны и организации. При разработке философии организации необходимо учитывать: национальный состав работников, тип производства, вид собственности, отрасль народного хозяйства, численность работающих в организации, уровень благосостояния работников, культурный уровень персонала, личные взгляды руководителя [3].

Следует отметить, что философия управления персоналом, а значит, и организации в различных странах имеет большие отличия.

Английская философия управления персоналом основывается на традиционных ценностях нации и теории человеческих отношений. Она предусматривает уважение личности работника, искреннюю доброжелательность, мотивацию работников и поощрение достижений, обеспечение высокого качества работ и услуг, систематическое повышение квалификации, гарантии достойного заработка.

Американская философия управления персоналом построена на традициях конкуренции и поощрения индивидуализма работников с четкой ориентацией на прибыль компании и зависимость личного дохода от нее. Характерна четкая постановка целей и задач, высокий уровень оплаты персонала, поощрение потребительских ценностей, высокий уровень демократии в обществе, социальные гарантии.

Японская философия управления персоналом основывается на традициях уважения к старшему, коллективизма, всеобщего согласия, вежливости и патернализма. Преобладает теория человеческих отношений и преданность идеалам фирмы, пожизненный наем сотрудников в крупных компаниях, постоянная ротация персонала, создание условий для эффективного коллективного труда.

В странах СНГ философия управления персоналом весьма многообразна и зависит от формы собственности, региональных и отраслевых особенностей и величины организации. Крупные организации (акционерные

на базе государственных) сохраняют свои традиции четкой дисциплины, коллективизма, эффективности, повышения уровня жизни работников и сохранения социальных благ и гарантий сотрудников в новых условиях хозяйствования. Организации малого бизнеса работают в условиях отсутствия четко сформулированной философии, достаточно жесткого и не всегда гуманного отношения к персоналу со стороны собственника и минимальной демократизации управления.

Концепция управления также должна базироваться на теории организации и управления, из которых, как правило, ни одна не является универсальной. Так, в последнее время получила распространение **теория выживания организации** в условиях "структурного сдвига" [3]. В основе этой модели лежат следующие положения: 1) специализированные предприятия в целом более совершенны, чем диверсифицированные, но менее живучи; 2) со временем рентабельность имеет тенденцию к уменьшению; 3) с возрастом "смертность" предприятий падает.

Авторы данной теории считают, что в любой организации происходит борьба между силами, заинтересованными в повышении эффективности ее деятельности и в ее выживании. В первые годы после создания организации эффективность играет преобладающую роль, но рано или поздно организация входит в период "тревог", когда с наибольшей силой проявляются антагонистические интересы различных групп внутри и вне предприятий. Акционеры выступают за глубокие преобразования, которые позволили бы предприятию повысить рентабельность, персонал, видящий в преобразованиях угрозу своему положению, стремится блокировать любые глубокие изменения. В соответствии с этой моделью каждая организация стремится к срыву, а не к максимизации эффективности. Но эту тенденцию можно преодолеть, если руководителям удастся противостоять силам, толкающим организацию к выживанию без эффективности с помощью организационных инноваций, экстернализации занятости, слияний и приобретений.

Проблемам выживания предприятий посвящено также много работ различных специалистов. Представляет интерес "**биологический подход**", отраженный в работах А. Эрели и Ж. Моно и ставящий перед собой цель ответить на вопрос, существует ли жизненный цикл предприятий, аналогичный жизненному циклу биологических объектов. Современные исследования позволили сделать следующие *выводы*.

1. Предприятия стареют, как и живые существа, что проявляется в снижении восприимчивости предприятия ко всему выходящему за формализованные рамки. Такая формализация превращает организации в закрытые системы.
2. Полностью закрытая система, т. е. система, которая не может интегрировать новую информацию, становится "застывшей", а следовательно, "мертвой". Она перестает развиваться, теряет способность к адаптации. Предприятия могут продолжать существовать, но похожи на умирающих, жизнь которых поддерживается с помощью сложного оборудования.
3. В рамках "биологического подхода" роль руководителя предприятия состоит, с одной стороны, в поддержании системы в состоянии открытости, а с другой — в ориентации ресурсов организации на инновации, способные обеспечить выживание предприятия, его адаптацию к изменяющемуся окружению.
4. Управление организацией в данном режиме содержит определенный риск, связанный с нарушением функционирования предприятия или необходимостью изменения существующих руководящих структур (это может пойти на пользу предприятию, но представляет угрозу для самих руководителей). Поддержание открытости системы обходится дороже в плане финансов, времени, стрессов, чем управление на принципах планирования, но является основным фактором выживания предприятия в современных условиях.

В условиях рыночной системы хозяйствования и сложного взаимодействия системы цен, прибылей и убытков, спроса и предложения усиливается роль экономических методов управления. Они становятся важнейшим условием создания целостной, эффективной и гибкой системы управления экономикой организации, которая выступает на рынке равным партнером других организаций в общественной кооперации труда. План экономического развития является основной формой обеспечения баланса между рыночным спросом на товар, необходимыми ресурсами и производством продукции и услуг.

Обзор различных теорий организации и управления позволяет сделать **общий вывод**: выживание и эффективность деятельности предприятий зависят от периодического и планомерного изменения целей, кадрового состава и руководства организаций.

Как эффективный подход к разработке концепции управления персоналом можно считать благодаря комплексности **метод функционально-стоимостного анализа**, в первые разработанный профессором В.Н. Гриневой [1]. Этот метод позволяет выбрать такой вариант построения системы управления персоналом или выполнения той или иной функции управления персоналом, который требует наименьших затрат и является наиболее эффективным с точки зрения конечных результатов. Он позволяет выявить лишние или дублирующие функции управления, функции, которые по тем или иным причинам не выполняются, определить степень централизации и децентрализации функций управления персоналом и т.п. Систему управления персоналом можно расчленить на подсистемы, подсистемы – на функции, функции – на процедуры, процедуры – на операции. После расчленения необходимо воссоздать систему управления персоналом как единое целое, т. е. синтезировать. При этом может применяться метод декомпозиционного моделирования, где модели могут быть логическими, графическими и цифровыми.

Таким образом, управление рассматривается с позиций результативности, используя философию управления и объединяя экономические, научно-технические решения и экспертные разработки предприятия и специалистов с целью формирования оптимальной и гибкой структуры организации.

Литература

1. Гринева В.Н. Функционально-стоимостный анализ в подготовке производства новой техники. Х.: Выща шк. Изд-во при ХГУ, 1989. – 144 с.
2. Щекин Г. Организация и психология управления персоналом. –К.: МАУА, 2002. –832 с.
3. Управление персоналом организации /Под ред.А.Я. Кибанова. – М.: ИНФРА-М, 2002. – 638 с.
4. Фомичев В.И. Международная торговля. – М.: ИНФРА-М, 2001. –446 с.
5. Самочкин В.Н. Гибкое развитие предприятия: Анализ и планирование.– М.: Дело, 2000. – 376 с.

УДК 621.923.6.047.7

ФИЗИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ**Лавриненко В.И., докт. техн. наук, Шепелев А.А., докт. техн. наук***(г. Киев, Украина)**The items of information on usage of physical technologies are set up during abrasive mashing.*

В современном производстве во многих случаях возникает необходимость в комбинированных методах обработки, поэтому актуальными являются вопросы исследования и применения физических методов обработки. В принципе все виды дополнительных воздействий на металлы в процессе их обработки, которые сейчас интенсивно разрабатываются исследователями, можно условно свести к таким трем видам: тепловому, физическому и воздействиям импульсных полей. Поскольку авторы преимущественно сталкиваются с первыми двумя видами, то и большее внимание уделим именно им.

Тепловое воздействие. Электроконтактно-дуговая обработка. В настоящее время в России на предприятиях черной и цветной металлургии широко применяются детали и узлы горного оборудования, изготовленные из высокопрочных и износостойких сталей ИЧХ28Н2, 4Х9Н5, 3ОХ24Н12СЛ и др. Обработка таких сталей сопряжена с большими затратами станочного времени и износом металлорежущего инструмента. Для решения этой проблемы в последнее время привлекают внимание методы электроконтактно-дуговой абразивной обработки. Из литературы известно, что такая обработка осуществляется специальным комбинированным электродом-инструментом, обеспечивающим электроэрозионный съем основной части снимаемого припуска и абразивной зачистки получаемой поверхности. За счет переменного дугового разряда осуществляется съем металла с заготовки и вынос продуктов расплава из зоны обработки. В качестве электродов применяют медно-графитовые щетки типа МГСО, имеющие следующие характеристики: номинальная плотность тока 30-105 А/м², допускаемая линейная скорость контактного кольца 30 м/с, удельное электрическое сопротивление (2... 15)·10⁶ Ом·м., коэффициент трения - 0,22. Абразивный материал - 33А, 24А, 94А, зернистостью 40 - 80, связкой - бакелитовой, твердостью СТ1. Рабочая жидкость - вода + 2% Укринол-1 + 1% СаСО. Установки внедрены на Восточно-Казахстанском металлургическом заводе, Ачинском глиноземном комбинате, Оленегорском механическом заводе, Алмалыкском ГМК (Узбекистан), ГОКе «Эрдэнэт» (Монголия), Башкирском медно-серном комбинате, Костромском заводе «Строммашина».

Условно к этому виду обработки можно отнести и процессы электрошлифования инструментальных и композиционных материалов, когда больший приоритет имеют не электрохимические, а электрофизические

процессы в зоне обработки. Поскольку в реальных процессах шлифования материалов кругами из СТМ производительность обработки составляет от 500 до 2000 мм³/мин, то наибольшее распространение в производстве получила такая разновидность электрохимического шлифования как электроалмазное шлифование или электрошлифование (ЭШ), разработанного и исследованного в ИСМ НАН Украины. Сущность последнего состоит в том, что электрохимические процессы рассматриваются не как средство для съема материала, а исключительно как процессы регулирующие режущую способность шлифовальных кругов из СТМ, которая, в свою очередь, обеспечивается электроконтактными процессами перемыкания зазора стружкой. В этом случае, в качестве электролитов можно использовать ненасыщенные составы (NaNO₃ - 10...30 г/л, NaNO₂ - 2 г/л + добавки солей - 1...2 г/л). Преимущества по сравнению с обычным шлифованием кругами из СТМ :

- Производительность обработки повышается в 1,5...2,2 раза.
- Износостойкость кругов из сверхтвердых материалов возрастает в 2...4 раза.
- Отсутствие негативных изменений в структуре поверхностного слоя обрабатываемого материала.
- Возможность вести высокопроизводительную обработку наиболее труднообрабатываемых материалов.

Физическое воздействие. Ультразвуковая обработка. Использование энергии ультразвука позволяет расширить технологические возможности лезвийной и абразивной обработки труднообрабатываемых вязких сталей и сплавов. На этой основе осуществляется вибрационное резание и вибрационное выглаживание. Ультразвуковые вибраторы можно устанавливать практически на всех типах металлообрабатывающих станков, что позволяет расширить их технические возможности. В последнее время данное направление развивается в Национальном техническом университете "Харьковский политехнический институт" применительно к процессами шлифования кругами из сверхтвердых материалов. Такое ультразвуковое воздействие позволяет изменить нагрузку на режущее зерно, работающее в режиме прерывистого стружкообразования. Кроме того, там же разрабатываются процессы ультразвуковой контактной правки алмазного круга при помощи ударного воздействия алмазной пластинки. Разработчики показали, что при вибрационном резании достигается повышение Стойкости инструмента по сравнению с обычной лезвийной обработкой до 3-х раз, а при вибрационном выглаживании микротвердость обработанной поверхности повышается в 1,5...2,0 раза по отношению к исходной и усталостная проч-

ность деталей повышается до 3-х раз. К преимуществам ультразвуковой обработки относятся небольшие затраты преобразования электрической энергии в акустическую, простота введения ее в зону обработки. Недостатки ультразвуковой обработки — более высокая стоимость акустической энергии по сравнению с обычными ее видами, используемыми при обработке, а также затраты по обеспечению эффективной защиты персонала от неблагоприятного влияния ультразвука на организм.

Вибропрецессионная обработка. В ИСМ НАН Украины впервые разработан новый технологический процесс вибропрецессионной высокопроизводительной обработки. Разработанная для этого случая концепция интенсификации процессов шлифования на основе выделения основного фактора влияния - направленного управления кинематикой абразивного резания инструментом из СТМ со сложением эффектов естественной вибрации инструментального узла и всегда существующей прецессии шпинделя шлифовальной системы — позволяет с учетом регулируемого интегрального взаимодействия функциональных элементов технологической системы обеспечить существенное увеличение производительности шлифования без ввода в зону обработки дополнительной энергии. Для этого, изучены динамические процессы, характерные для технологической шлифовальной системы, что позволило на основе известных теоретических положений вибрационного резания и концепции точности вращения шпиндельных узлов технологических систем разработать новый процесс шлифования, при котором вибропрецессионное движение шлифовального круга в направлении продольной и поперечной подач интенсифицирует производительность абразивной обработки. Проведен, кинематический анализ функциональной системы шпиндельного узла в трехмерном пространстве позволил определить его кинематические характеристики как многозвенного механизма, для которого аксоид интегрального вращения является конической поверхностью, и как следствие, установить основные закономерности параметров вибропрецессионного шлифования, которые определяют оптимальные показатели работоспособности кругов из СТМ в диапазоне низкочастотных колебаний. На основе имитационного моделирования показано, что кинематические поверхности резания являются сложными и образуются в результате интегрального движения, в том числе под влиянием силы резания, а выявленные закономерности свидетельствуют об образовании квазирегулярных микрорельефов различных видов, которые описываются Фурье-функциями и определяются показателями ориентации, анизотропии и шероховатости поверхностей.

Разработаны технологии высокопроизводительного шлифования режущих инструментов из твердых сплавов, инструментальных сталей и керамики кругами из синтетических алмазов и кубического нитрида бора, которые реализованы в условиях производства и при этом установлена возможность реализации направленного вибрационно-прецессионного эффекта в процессе обработки инструментальных и композиционных материалов для достижения производительности шлифования 5000-10000 мм³/мин.

УДК 621.789

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА ПРОЦЕСС АЛМАЗНО-ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ

Набока Е. В., канд. техн. наук,

(г. Харьков, Украина)

The process of diamond-and-spark grinding with additional ultrasonic vibration is considered. A some properties of introduce ultrasonic in a zone of cutting is researched.

С целью повышения эффективности процессов резания в настоящее время используются различные виды энергии. Прогрессивным направлением интенсификации алмазного шлифования является сочетание энергии электрических разрядов и ультразвуковых колебаний в зоне резания. При этом в зоне обработки происходит изменение контактного взаимодействия инструмента с металлом, кинематических параметров и появление новых физических явлений и эффектов.

При алмазно-искровом шлифовании деформация металла происходит в поверхностных слоях при малых размерах, как самих режущих элементов-зерен, так и разрушаемых ими объемов металла. Поэтому для оценки интенсивности влияния ультразвуковых колебаний на процесс микрорезания были выполнены опыты по изучению работы единичного зерна.

В качестве обрабатываемого материала применялись твердые сплавы ВК-6, ВК-8, ВТ-3. Ультразвуковые колебания с частотой 20 кГц и амплитудой 0,5 - 3 мкм сообщали в трех направлениях: перпендикулярно образцу (осевые), в плоскости образца перпендикулярно направлению движения (поперечные), параллельно направлению движения (продольные). Ширину, глубину, площадь сечения царапины замеряли по полученной профилограмме. Режущее зерно - алмаз.

Проведенные исследования показали, что сообщение инструменту ультразвуковых колебаний существенно изменяет основные параметры процесса, значительно снижаются усилия царапания и условные напряжения в поверхностном слое. Твердость металла вблизи царапины после обработки с ультразвуком снижается на 1,5-2 единицы HRC. Существенно уменьшается величина навалов по краям царапины.

Анализ результатов показывает, что ширина царапины только в случае продольных колебаний зависит от скорости движения индентора. Глубина царапины зависит от скорости во всех случаях, кроме случая поперечных колебаний. Увеличение скорости движения индентора уменьшает и ширину, и глубину царапины.

На основании опытов можно считать, что за счет ультразвуковых колебаний изменяется характер взаимо-

действия режущего зерна с металлом и облегчается процесс микрорезания.

При алмазно-искровом шлифовании, во время работы кругом ультразвуковые колебания оказывают влияние не только на процесс стружкообразования, но и на электроэрозионные процессы в зоне обработки. Это влияние заключается, прежде всего, в изменении контактного взаимодействия перемыкающих элементов в зоне шлифования с электродами. При комбинированном шлифовании зону обработки следует рассматривать с механической и электрической точек зрения, то есть как электромеханическую систему. Механическое состояние зоны обработки связано с ее размерами, видом обработки, особенностями контактного взаимодействия инструмента с металлом, характеристикой круга и его режущего рельефа, а также параметрами механического режима.

Ультразвуковые колебания приводят к тому, что контакты в зоне обработки имеют возможность прерываться с высокой частотой, как за счет отхода контактирующих элементов друг от друга, так и за счет разрушения непрочных перемыкающих мостиков, при этом в момент разрывов контакта возникают высокочастотные электрические разряды малой длительности.

Есть основания считать, что разрушение контактов ультразвуковыми колебаниями будет происходить главным образом около связки круга, то есть указанные разряды будут действовать в первую очередь на поверхность инструмента, устраняя трение связки со стружкой и обрабатываемым материалом.

На основании этого можно сделать важный для практики вывод, что при наложении ультразвуковых колебаний в зону обработки для интенсификации процесса можно подавать электрическую энергию не только в форме импульсов от высокочастотных генераторов, но так же и в форме постоянного напряжения от источников постоянного тока.

Применение при обработке ультразвуковых колебаний и электрических разрядов позволяет говорить о легировании поверхности связки, особенно, в условиях электроэрозионной и акустической правки. Легирование заключается в переносе материала электрода на поверхностные слои связки круга, при этом материал электрода может быть подобран так, чтобы связка круга после легирования получила более высокие физико-механические свойства для улучшения прочности удержания зерен и уменьшения коэффициента трения в процессе шлифования с обрабатываемыми материалами.

Опыты показали, что процесс легирования существенно интенсифицируется при наложении высокочастотных ультразвуковых колебаний. Положительный эффект заключается в упрочнении поверхностного слоя, в увеличении возможностей управления качественными характеристиками данного процесса обработки посредством синхронизации электрического и механического ударного воздействия с одновременной высокоскоростной пластической деформацией.

Сочетание УЗК и электротока в зоне обработки и связанное с этим изменение кинематики процесса и характера взаимодействия алмазных зерен с обрабатываемой поверхностью оказывают существенное влияние на механизм регенерации и самозатачивания алмазного инструмента. Режущие зерна уже в начальный период обработки подвергаются высокочастотному ударному нагружению, в результате чего происходит их усталостное разрушение и диспергирование. Это подтверждается исследованиями характера разрушения зерен в ультразвуковом поле. Установлено, что при воздействии УЗК и электротока диспергирование зерен с образованием двух и более фрагментов наблюдается уже спустя 1,0- 1,5 с после начала нагружения и при усилиях, значительно более низких, чем при обычном статическом нагружении.

Такой характер разрушения интенсифицирует регенерацию рабочей поверхности алмазных инструментов и их способность самозатачиваться, а также изменяет топографию отдельных зерен. Как показали электронно-микроскопические исследования, в этом случае зерна приобретают более развитый микрорельеф с большим количеством элементарных режущих кромок. В результате повышаются режущие свойства отдельных зерен и алмазного инструмента в целом.

Повышению режущей способности инструмента способствует также увеличение средневероятностного числа зерен, одновременно участвующих в работе. Как показал статистический анализ, при высокочастотном циклическом нагружении в результате периодического упругого формоизменения связки, а также увеличения глубины внедрения отдельных зерен, общее число активных зерен возрастает в среднем на 50 %.

Поэтому обработку с применением электрического тока и УЗК можно осуществлять, не снижая производительности, вести при нагрузках примерно в 2 раза меньших, чем при обычных процессах, что способствует улучшению режущих свойств инструмента и изменению его напряженно-деформируемого состояния в зоне резания (снижение силы резания и контактной температуры) разогретого до высоких температур приповерхностного слоя связки круга, сопровождающегося большими динамическими усилиями в зоне деформаций. Изменение объема поверхностного слоя в результате ультразвуковых колебаний приводит к возникновению остаточных напряжений сжатия в приповерхностных областях, которые способствуют повышению усталостной прочности металлических связей.

Таким образом, наложение ультразвуковых колебаний на зону обработки позволяет говорить об интенсификации механического съема металла, процесса правки инструмента во время обработки, а также облегчает процесс микрорезания.

Литература

1. Марков А.И. Ультразвуковое резание труднообрабатываемых материалов. М.: Машиностроение, 1991. - 262с.;
2. Нерубай М.С. Интенсификация алмазной обработки путем применения ультразвука. Сб. «Станки и инструмент». № 2, 1977г., с. 11-14.

УДК 621.930.21

КЕРАМИКА НА ОСНОВЕ ОКСИДА ХРОМА ДЛЯ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ И ИЗНОСОСТОЙКИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Геворкян Э.С., канд. техн. наук, Гуцаленко Ю.Г.

(г. Харьков, Украина)

The results of researches on deriving a ceramic cutting material on the basis of ultradispersible dusts are discussed. The original technique of influence by activated electrical fields for deriving materials with high physical-mechanical performances is used. The examples of high-productivity cutting processing are presented.

Развитие техники и технологии характеризуется расширением номенклатуры труднообрабатываемых сплавов и композиционных материалов, повышенным вниманием к проблемам усовершенствования существующих инструментальных материалов на основе алмаза, кубического нитрида бора, твердых сплавов, керамики. Однако режущие инструменты из таких материалов, как правило, достаточно дороги, а характеристики их стойкости относительно невысоки. Разработка новых инструментальных материалов и изделий (инструментов) из них меньшей ресурсоемкости при производстве и с улучшенными характеристиками при использовании является насущной необходимостью. Одной из основных тенденций решения этой проблемы является синтез керамических инструментальных материалов наноразмерной микроструктуры, что позволяет обеспечить новый уровень функциональных возможностей режущих инструментов. Традиционно наиболее широко используемым керамическим материалом для изготовления режущих инструментов является Al_2O_3 . Оксид хрома (Cr_2O_3) имеет кристаллическую структуру, подобную Al_2O_3 , но благодаря более сильному сцеплению характеризуется более высокой микротвёрдостью (29 ГПа) в сравнении с Al_2O_3 (28 ГПа). Так как спекание оксида хрома вызывает значительные трудности, его применение, как правило, ограничивается использованием в порошках для полирования. При использовании нитридных присадок типа AlN удалось получить Cr_2O_3 с повышенной плотностью, прочностью и трещиностойкостью (инструментальный материал марки Бихромит-Р, таблица 1). Разработка защищена рядом авторских свидетельств СССР [1, 2, 3 и др.].

Благодаря образованию твёрдого раствора $(Al, Cr)_2O_3$ на поверхности раздела фаз, полученный материал имеет высокую трещиностойкость и прочность. В таблице 1 приведены механические свойства полученного материала на основе Cr_2O_3 в сравнении с типичными представителями мирового рынка керамических инструментальных материалов.

Таблица 1

Механические характеристики керамических инструментальных материалов

Марка инструментального материала	СС-650 Швеция Al_2O_3	ВОК-71 Россия Al_2O_3	Силинит-Р Украина Si_3N_4	Бихромит-Р Украина Cr_2O_3
Твердость, НРА	93	92-93	92-94	92-94
Плотность, г/см ³	3.97	4.52	3. 2-3. 4	5.6
Прочность на сжатие, МПа	-	-	2500	2600-2800
Прочность на изгиб, МПа	480	650	500-700	600-800
Трещиностойкость, МПа м ^{1/2}	6.1	5. 6-6	4.5	8-10
Размер зерна, мкм	4	2-3	2-3	2-3

Опыт использования композитов на основе Cr_2O_3 в уплотнительных кольцах для погружных насосов, деталях волоочильных машин, двигателей внутреннего сгорания и др. подтверждает перспективность конструктивных альтернатив из Cr_2O_3 в деталях с повышенными требованиями к износостойкости, особенно с благоприятной технологической наследственностью, обеспечиваемой комбинированными технологиями алмазно-абразивной финишной обработки с расширенными возможностями управления качеством [4, 5 и др.].

В ходе разработки керамики на основе оксида хрома улучшенной структуры и свойств решались следующие основные задачи:

- изучение влияния электрического поля на уплотнение при спекании материалов в системе Cr_2O_3 - Al с наноразмерной микроструктурой;
- исследование механических свойств полученной Cr_2O_3 керамики и определение областей её возможного рационального применения;
- испытание режущих свойств полученных материалов и разработка рекомендаций относительно их использования при механической обработке разных материалов.

Микроскопические подходы к разработке инструментальной керамики на основе оксида хрома улучшенной структуры и свойств широко апробированы в научно-производственной практике НТУ «ХПИ», ИСМ НАНУ и крупнейших промышленных предприятий и фирм ряда стран.

Полученный материал является перспективным для высокоскоростного точения закаленных чугунов, сталей и сплавов. Испытания на фирме «Фольксваген» (Германия) показали, что обработка режущим инструментом на

основе Cr_2O_3 , позволяет получать высокое качество обработанной поверхности деталей, близкое к тому, которое ранее могло быть получено только полированием. Применение нашего материала в условиях завода им. В.А. Малышева показало способность инструментов из Cr_2O_3 заменить нитридоборный, в том числе импортируемый инструмент производства Томилинского алмазного завода (Россия). Новое поколение керамических инструментальных материалов на основе окиси хрома отличается высокими производительными возможностями благодаря значительно улучшенным высокоскоростным режущим характеристикам (рис.1).

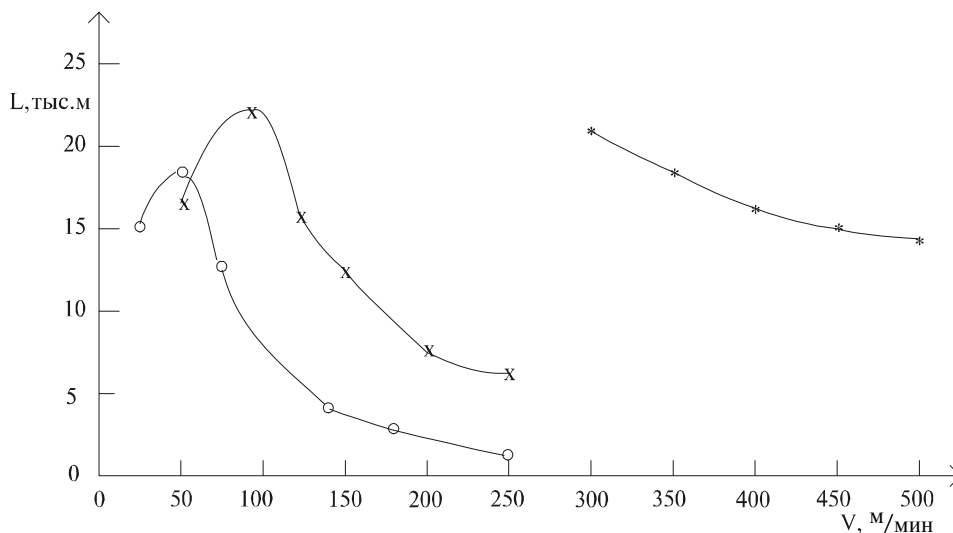


Рис.1. Влияние скорости резания на путь, пройденный резцом до износа $h_3=0,4$ мм, при точении стали ШХ-15 (HRC \approx 58-62) при $f=0,075$ мм/об, $a_p=0,2$ мм, * - Бихромит-Р, о - Силинит-Р, х - ВОК-71. $\gamma_o = -5^\circ$; $\alpha_o = 6^\circ$; $\alpha_1 = -6^\circ$; $\varphi_r = 45^\circ$; $\varphi_{r1} = 45^\circ$

Сравнительные испытания различных инструментальных материалов при обработке стали 30ХГСА HRC 58 при торцевом точении выполнены в Проблемной лаборатории физики процессов резания НТУ «ХПИ» и Центральной лаборатории ГП «Завод им. В.А.Малышева» (табл. 2, рис. 2).

Таблица 2

Результаты сравнительных испытаний режущей керамики.
Точение без охлаждения при режимах $V_c=104-25$ м/мин; $f=0,05$ мм/об; $a_p=0,5$ мм.

Режущая пластина	Количество проходов	Общее время, мин	Шероховатость, Ra	Износ по задней поверхности, мм
ВОК60	11	63	1,25	0,2
Valenite (США)	11	63	0,8	0,15
Твердый сплав ВК6-ОМ	5	31,5	2,5	3
Бихромит - Р	20	118	0,63	0,1

Режущая керамика Бихромит-Р имеет высокую твердость, сохраняет её в условиях действия высоких температур и имеет низкую реакционную способность по отношению к стали. Испытания показали высокие режущие свойства этого материала при чистовой обработке закаленных легированных сталей. Она имеет незначительную склонность к схватыванию с обрабатываемым материалом, хорошо сопротивляется истиранию и износу.

Таким образом, керамика на основе оксида хрома может рассматриваться как представитель нового поколения керамических материалов прежде всего для режущих инструментов высокопроизводительного резания со значительно улучшенными скоростными характеристиками.

Существует несколько путей дальнейшего улучшения свойств керамики на основе Cr_2O_3 . Один из самых перспективных - дальнейшее приближение микроструктуры этого типа керамики к наноразмеру зерна, например, с использованием FAST – метода [6]. Современный метод спекания в активированном (электрическом) поле (FAST - метод) позволяет значительно снизить температуру и время спекания, активируя механизмы уплотнения формируемой керамики, в том числе для трудноспекаемых материалов. Результаты последних исследований проясняют основные аспекты влияния электрического поля на создание нанопорошковых композитов при спекании. Полученные спеканием в активированном поле материалы имеют высокие физико-механические свойства и могут использоваться также в качестве конструкционных.

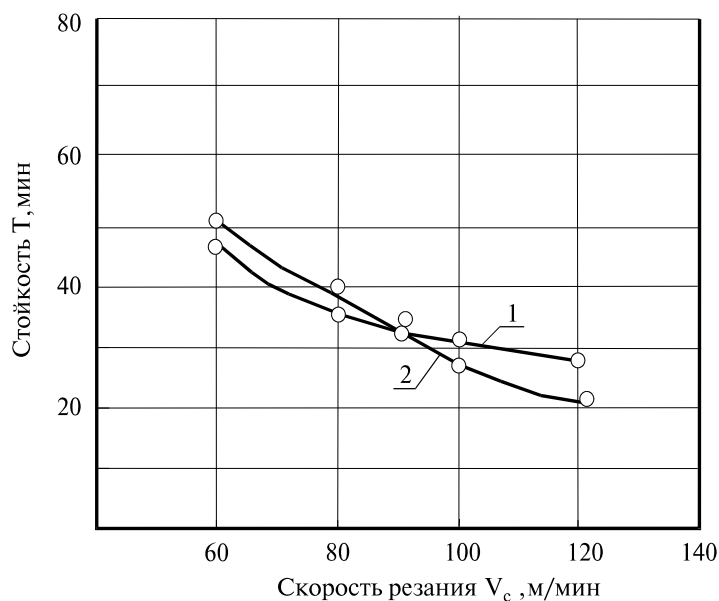


Рис.2. Зависимость стойкости от скорости резания при прерывистом резании $f = 0,05$ мм/об; $a_p = 0,1$ мм.

Обрабатываемый материал 5ХНМ HRC (60 ...63): 1 - Бихромит – Р, 2 - НС-2

$\gamma_0 = -6^\circ$; $\alpha_0 = 6^\circ$; $\varphi_r = 75^\circ$; $\varphi_{r1} = 15^\circ$; $\lambda_c = 0^\circ$; $l_f = 0,2$ мм; $r = 0,8$ мм.

Литература

1. Кислый П.С., Прокопив Н.М., Геворкян Э.С. Сырье для композиционного материала. Авторское свидетельство СССР № 1676220, 8 мая 1991 г.
2. Кислый П.С., Прокопив Н.М., Геворкян Э.С. Сырье для композиционного материала. Авторское свидетельство СССР № 1759014, 1 мая 1992 г.
3. Кислый П.С., Прокопив Н.М., Геворкян Э.С. Сырье для композиционного материала. Авторское свидетельство СССР № 1780284, 8 июля 1992 г.
4. Гуцаленко Ю.Г. Повышение эффективности обработки износостойких покрытий из оксидно-хромистой керамики алмазным шлифованием // Резание и инструмент в технологических системах. – 1997. – Вып.51. – С.80-82.
5. Гуцаленко Ю.Г. Повышение эффективности шлифования керамических покрытий и деталей двигателей внутреннего сгорания // Труды II Конгресса двигателестроителей Украины. – 1997. – С.306-309.
6. Bourell D.L., Groza J.R. Consolidation of ultrafine and nanocrystalline powders. ASM Handbook, Vol.7, Powder Metallurgy (1998), p.504-515.

УДК 658.5.4: 620.22: 66.067.124

КЕРАМИЧЕСКИЕ ФИЛЬТРЫ ДЛЯ ЦВЕТНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Геворкян Э.С., канд. техн. наук, Гуцаленко Ю.Г.

(г. Харьков, Украина)

The working out of filtering alumina ceramics on the base of using another metal-oxide as additional components is presented. The economical termical cycle of production the ceramic filters is proposed as results of study the world experience and worked researches. According to results of testing at industrial conditions the alumina wares by this technology are appropriate alternative to imported analogs that are used at aluminium metallurgy for liquid product refining.

Главными предпосылками повышения технико-экономических показателей процессов фильтрации рассматриваются следующие: улучшение физико-механических характеристик материалов фильтров (прежде всего прочности), совершенствование теоретических основ пористых проницаемых материалов и рабочих процессов фильтрации, разработка конструкторско-технологических методов управления пористостью материалов и производительностью фильтрации.

Разработаны и апробированы в практических задачах математические модели структурно-геометрического и физического отображения пористых проницаемых структур [1, 2], а также сравнительной экономической оценки связанных с их получением основных технологических поливариантов [3]. Созданы проницаемые керамические продукты повышенной пористости (до 95%) и реализованы рабочие процессы повышенной производительности фильтрации жидкого алюминия (до 15 м³/час в расчете на 1 м² рабочей поверхности фильтра).

Производство пористых керамических изделий осуществлено параллельной разработкой технологий с использованием тугоплавких водорастворимых добавок [4], таблица 1, и выгорающих добавок [5], таблица 2.

Таблица 1

Свойства использованных для получения пористой алюмооксидной керамики водорастворимых тугоплавких солей

Химическая формула соли	Температура плавления, °С	Растворимость в воде (при температуре), г/100мл
$K_2B_2O_4$	950	71 ⁽³⁰⁾
$NaBO_2$	966	125 ⁽¹⁰⁰⁾
K_2CrO_4	968	79 ⁽¹⁰⁰⁾
K_2SO_4	1076	24 ⁽¹⁰⁰⁾
$NaSiO_3$	1089	92 ⁽⁹⁰⁾
$MgSO_4$	1127	50 ⁽¹⁰⁰⁾
K_3PO_4	1340	178 ⁽⁶⁰⁾

Таблица 2

Физические и геометрические характеристики групп образцов фильтров из пористой алюмооксидной керамики, полученных с использованием тугоплавких водорастворимых солей (группы образцов 1.1 – 1.3) и выгорающих добавок (группы образцов 2.1-2.3). Габаритные размеры фильтров 380x380x450 мм³.Заданная интенсивность фильтрации жидкого алюминия 2 м³/час.

Группа образцов	Пористость $P_{из}, \%$	Средний размер пор $D, \text{мм}$	$K_n = T/D$	Средний размер межпоровых расстояний $T, \text{мм}$	Ретикуляционный фактор $F, \text{мм}^{-1}$ (не менее)	Постоянная регулярной пористой структуры $a, \text{мм}$	$K_a = D/a$	Количество пор на единице площади $N_s, 1/\text{мм}^2 \times 10^{-3}$	$K_y = D^2 N_s$	Отношение падения давления к вязкости $(p-p_0)/\mu, \text{с}^{-1}$ (не менее)
1.1	92,4	3,5-3,8	0,106	0,37-0,40	2,7	3,9-4,2	0,90	56,6-65,5	0,81	600-700
1.2	91,4	3,0-3,3	0,119	0,36-0,39	2,8	3,4-3,7	0,89	72,9-86,4	0,79	810-980
1.3	90,4	3,0-3,2	0,132	0,40-0,42	2,5	3,4-3,6	0,88	76,7-86,4	0,78	870-990
2.1	94,4	0,9-1,1	0,079	0,07-0,09	14,3	1,0-1,2	0,92	694-1000	0,83	6950-10370
2.2	92,7	2,8-3,1	0,102	0,29-0,32	3,4	3,1-3,4	0,91	86,4-104	0,82	890-1080
2.3	92,7	3,8-4,0	0,102	0,39-0,41	2,6	4,2-4,4	0,90	51,5-56,6	0,82	530-590

Таблица 3

Режимы нагрева и высокотемпературной выдержки в термическом цикле различных технологий пористой корундовой керамики

Технология	Характеристика стадий технологии	Последовательность стадий нагрева с изменяемой интенсивностью и высокотемпературной выдержки					
		I	II	III	IV	V	VI
Типовая с добавкой 13% Cr_2O_3	Интервал температур, °С	20-125	125-125	125-500	500-500	500-1350	1350-1350
	Интенсивность нагрева, °С	60	0	30	0	60	0
	Длительность стадии, час	1,75	1,0	12,5	1,0	14,15	5,0
Интенсифицированная без металлооксидных добавок	Интервал температур, °С	20-250	250-250	250-600	600-1250	1250-1750	1750-1750
	Интенсивность нагрева, °С	100	0	60	200	120	0
	Длительность стадии, час	2,3	2,0	5,8	3,25	4,15	2,5
Интенсифицированная с добавками 2% TiO_2 + 2% MnO_2	Интервал температур, °С	20-150	150-150	150-350	350-900	900-1400	1400-1400
	Интенсивность нагрева, °С	60	0	30	180	360	0
	Длительность стадии, час	2,15	2,0	6,65	3,05	1,35	1,0

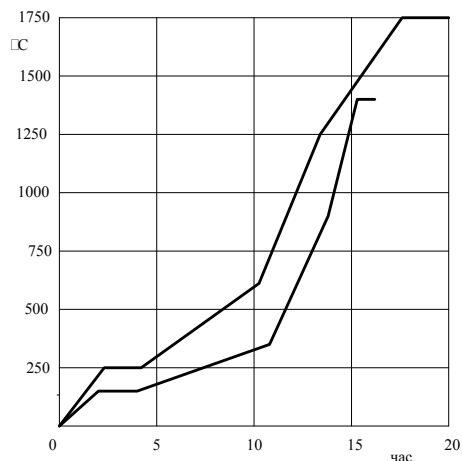


Рис. 1. Циклограммы нагрева и высокотемпературной выдержки в термических циклах технологий пористой алюмооксидной керамики без добавок других металлооксидов (1) и с двухпроцентными добавками диоксидов титана и марганца (2).

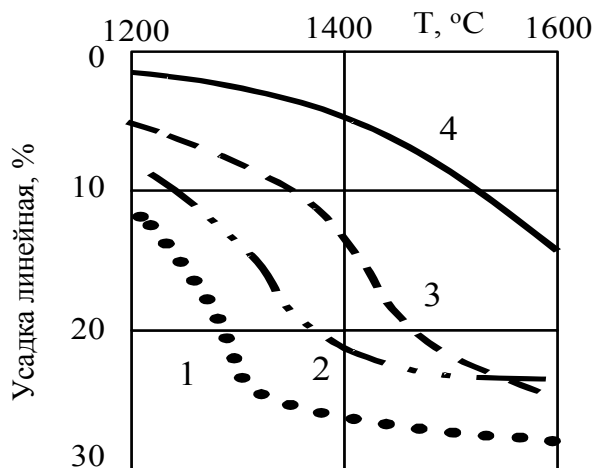


Рис. 2. Влияние оксидных добавок на спекаемость корундовых образцов: 1. 2 % TiO_2 + 2 % MnO_2 ; 2. 2 % TiO_2 ; 3. 1 % TiO_2 ; 4. Без добавок.

В таблице 3 приведены сведения о термических циклах различных технологий пористой корундовой керамики (без стадии охлаждения). Режим типовой технологии с добавкой 13% Cr_2O_3 приведен по работе [6]. Из таблицы 3 следуют принципиальные составляющие полученного выигрыша во времени изготовления корундовой керамики с использованием добавок диоксидов титана и марганца по сравнению с ординарной технологией (без добавок других металлооксидов), рисунок 1, и, особенно, по сравнению с типовым аналогом.

Некоторые результаты исследования [7] влияния добавок TiO_2 и MnO_2 на спекаемость свободно насыпанных и виброуплотненных порошков Al_2O_3 представлены на рисунке 2. Из приведенных данных видно, что спекание керамики состава Al_2O_3 – 95 %, TiO_2 – 2 %, MnO_2 – 2 %, остальное (1 %) – примеси, присутствующие в исходном глиноземе и внесенные при измельчении (Na_2O , K_2O , CaO , MgO , SiO_2 , FeO), заканчивается в температурном диапазоне, близком 1400°C.

Реализация термического цикла спекания корундовой керамики в присутствии добавок диоксидов титана и марганца осуществлялась нами на воздухе в печи с потребляемой мощностью 2,5 кВт и максимальной рабочей температурой 1400°C, тогда как ординарная технология без добавок оксидов других металлов (кроме оксида алюминия) требовала использования высокотемпературной установки мощностью 35 кВт. С учётом разницы в длительности технологических циклов экономия электроэнергии в лабораторном производстве единичных керамических образцов в пересчёте на одно изделие в среднем составила не менее 200 кВт·час. В реальных производствах даже при большом выборе многоместного термического оборудования подобную экономическую перспективу всегда следует принимать во внимание как наиболее ёмкий резерв повышения рентабельности. Таким образом, совершенствование технического уровня алюмооксидных керамических производств введением рациональных порций оксидов титана и марганца обеспечивает производителю значимую экономию электроэнергии и, следовательно, значительные экономические преимущества.

По техническим показателям разработка не уступает, а по экономичности – значительно превосходит используемые отечественной металлургией цветных металлов импортируемые аналоги. Комплекс разработанных расчетно-аналитических подходов и их виртуализаций в реальных процессах и технологиях может представлять интерес как для металлургических, так и для машиностроительных предприятий, где осуществляется литье цветных металлов (алюминия и др.), в особенности переделом вторичного сырья.

Литература

1. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Структурно-геометрическое 3D-моделирование пористой проницаемой керамики //Вестник НТУ «ХПИ». – 2003. - №9, т. 3. – С. 103 – 118.
2. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Моделирование и анализ физических возможностей пористой проницаемой керамики //Вестник НТУ «ХПИ». – 2003. - №10, т. 1. – С. 73 – 85.
3. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г., Литовченко С.В., Чишкала В.А. Энергосберегающие технологии и повышение продуктивности производства керамических фильтров для металлургии алюминия //Вестник НТУ «ХПИ». – 2003. - №10, т. 3. – С. 3 – 17.
4. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г., Литовченко С.В., Чишкала В.А. Разработка алюмооксидной фильтрующей керамики с использованием выгорающих добавок //Вестник НТУ «ХПИ». – 2003. - №11, т. 2. – С. 15-23.
5. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г., Литовченко С.В., Чишкала В.А. Разработка алюмооксидной филь-

- трующей керамики с использованием тугоплавких водорастворимых солевых добавок //Вестник НТУ «ХПИ». – 2003. - №11, т. 1. – С. 39-44.
6. Saggio-Woyansky J., Scott C.E., Minnear W.P. Processing of Porous Ceramics. Am. Ceram. Soc. Bul., 1992, Vol. 71, No. 11, pp. 1674 – 1682.
 7. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г., Литовченко С.В., Чижика В.А. Интенсификация спекания корундовой керамики добавками диоксидов титана и марганца //Вестник НТУ «ХПИ». – 2003. - №9, т. 2. – С. 55 - 63.

УДК 621.923

СУММАРНЫЙ ПРИВЕДЕННЫЙ ПРОФИЛЬ И ЕГО ВЛИЯНИЕ НА КАЧЕСТВО ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Руднев А.В.

(г. Харьков, Украина)

The results of research possibility of quality control at high technology of grinding process are presented. The received calculated data permit to prognosticate the surface quality or determine the necessary conditions of cutting process in accordance with demand quality.

Качество поверхности зависит от многих факторов, определяющих условия обработки. При шлифовании наиболее значимыми принято считать зернистость и концентрацию круга, глубину резания, скорость обработки и продольную подачу. Обычно, проводя исследования с варьированием входных факторов и, имея общие уравнения, описывающие поведение системы, находят её выходные параметры. Это идеальная прямая задача, которую можно моделировать.

Обратная задача, когда по требуемым выходным параметрам необходимо найти входные сигналы, обеспечивающие эти параметры, является более сложной. Эти задачи относятся к классу задач управления.

В технологии обработки шлифованием такие задачи могут быть сформулированы следующим образом – по заданной шероховатости поверхности или необходимой производительности определить значения входных факторов системы.

Для того, чтобы оценить потенциальную шероховатость поверхности, необходимо знать разновысотность алмазных зёрен на поверхности круга, которая будет отражена на обработанной поверхности в виде огибающей суммарных наложений режущих профилей круга в направлении вектора скорости резания. Эта огибающая является совокупной характеристикой режущей поверхности круга. Назовём её суммарный приведенный профиль круга. Характеристика суммарного приведенного профиля зависит от зернистости и концентрации круга.

При каждом обороте и перемещении вдоль направления продольной подачи ($S_{прод}$) приведенный профиль оставляет на обработанной поверхности определённый соответствующий след. Количественные значения шероховатости поверхности будут получены в результате n соприкосновений перемещающегося приведенного профиля с обрабатываемой поверхностью, где n определяется частотой вращения круга ω , об/мин, скоростью продольной подачи $S_{прод}$, мм/мин и шириной рабочей поверхности круга b , мм:

$$n = \frac{b \cdot \omega}{S}$$

При одном обороте круга оставляемый на обрабатываемой поверхности след есть результат наложений всех профилей зёрен в различных сечениях круга, перпендикулярных вектору скорости резания. Неровности этого следа являются как бы отпечатком суммарного приведенного профиля круга. Наиболее удобно их характеризовать средним квадратичным отклонением σ_1 профиля.

Если предположить, что стандартное отклонение суммарного профиля σ_1 и стандартное отклонение микронеровностей обработанной поверхности σ_2 имеют тесную связь, то задачу управления системой для получения заданной шероховатости можно реализовать.

Задавшись стандартным отклонением суммарного профиля режущей поверхности круга σ_1 , которое определяется экспериментально для различных условий, можно вычислить σ_2 , характеризующее шероховатость обработанной поверхности.

Таким образом, среднее квадратичное отклонение приведенного профиля является важнейшей характеристикой, предопределяющей шероховатость обработанной поверхности.

Отношение стандартного отклонения σ_2 микронеровностей поверхности к стандартному отклонению σ_1 суммарного приведенного профиля, есть величина постоянная для любых значений σ_1 , и зависит только от числа контактов n . В связи с этим представляется возможным протабулировать это отношение для любых значений n . Имея табличные значения отношения $\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$, можно для любого значения σ_1 , суммарного приведенного профиля найти потенциальную шероховатость поверхности.

Были рассчитаны значения, $\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$, $\frac{R_a}{\sigma_1}$ ($R_a = 0,80 \cdot \sigma_2$) для n находящегося в диапазоне от 20 до 300. Результаты расчета приведены в таблице.

Таблица

Результаты расчёта шероховатости $\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \frac{R_a}{\sigma_1}\right)$ и положения средней линии профиля $\frac{m_2}{\sigma_1}$

n	$\frac{m_2}{\sigma_1}$	$\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$	$\frac{R_a}{\sigma_1}$	n	$\frac{m_2}{\sigma_1}$	$\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$	$\frac{R_a}{\sigma_1}$	n	$\frac{m_2}{\sigma_1}$	$\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$	$\frac{R_a}{\sigma_1}$
20	1,867	0,525	0,419	120	2,572	0,421	0,336	210	2,762	0,4	0,319
30	2,043	0,496	0,396	130	2,6	0,418	0,334	220	2,777	0,398	0,317
40	2,161	0,477	0,381	140	2,626	0,415	0,331	230	2,792	0,396	0,316
50	2,249	0,464	0,37	150	2,649	0,412	0,329	240	2,806	0,395	0,315
60	2,319	0,455	0,363	160	2,671	0,41	0,327	250	2,819	0,393	0,313
70	2,377	0,447	0,356	170	2,692	0,407	0,325	260	2,832	0,391	0,312
80	2,427	0,44	0,351	180	2,711	0,405	0,323	270	2,844	0,39	0,311
90	2,47	0,433	0,346	190	2,729	0,403	0,322	280	2,856	0,389	0,31
100	2,508	0,428	0,341	200	2,746	0,401	0,32	290	2,867	0,388	0,31
110	2,541	0,42	0,335					300	2,878	0,387	0,308



Рис.1. Окно программы для расчётов σ_1 .

Полученные результаты позволяют решать задачи управления - по заданной шероховатости поверхности (σ_2 , R_a) легко рассчитывается необходимые σ_1 для различных n , а затем выбираются соответствующие условия шлифования. Ранее [1] были проведены специальные экспериментальные исследования по установлению значений σ_1 для различных зернистостей алмазного круга и глубин шлифования. После разового контакта доведенных твердосплавных пластинок Т15К6 и ТН20 с кругами зернистостью 63/50, 125/100 и 200/160 при глубинах шлифования 0,02 мм, 0,03 мм и 0,05 мм с помощью профилографирования оценивалась величина σ_1 суммарного профиля. Обработка результатов экспериментов методом наименьших квадратов позволила установить зависимости стандартного отклонения суммарного профиля от зернистости и глубины шлифования: для твердого сплава Т15К6 $\sigma_1 = 0,023t^{0,623}z^{0,56}$, для безвольфрамового твердого сплава ТН20 $\sigma_1 = 0,018t^{0,587}z^{0,62}$ (z - средняя величина зернистости в мкм, t – глубина шлифования в мкм).

Поскольку, с нашей точки зрения, концентрация тоже в немалой степени влияет на величину σ_1 , особенно

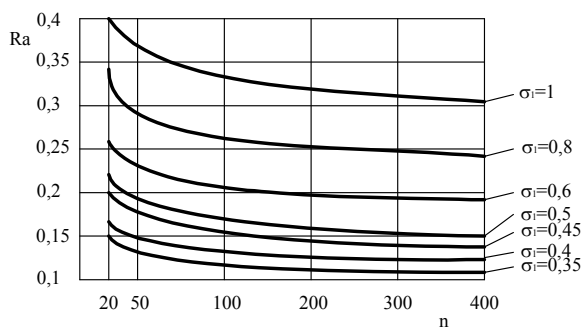


Рис.2. Зависимость шероховатости поверхности от числа контактов для различных значений σ_1 суммарных профилей.

при обработке сверхтвёрдых материалов, нами были проведены дополнительные исследования. Обработывались пластины АТП кругами зернистостью 50/40, 100/80 и 160/125, концентрацией 50%, 100% и 150% (по новому обозначению – 2, 4 и 6) при глубинах шлифования 0,005 мм, 0,008 мм и 0,011 мм. Затем оценивалась величина σ_1 и была установлена зависимость стандартного отклонения суммарного профиля от зернистости, концентрации алмазов круга и глубины шлифования для пластин АТП:

$$\sigma_1 = 3,112 \cdot z^{1,477} \cdot k^{-0,93} \cdot t^{0,881}$$

Таким образом, имея необходимое значение σ_1 для любой требуемой шероховатости для различного числа контактов n , можно рассчитать необходимую

зернистость и концентрацию круга, а также величину поперечной подачи.

Требуемая шероховатость может быть обеспечена при различных значениях совокупного фактора σ_1 и соответствующих ему зернистости и концентрации, при этом естественно различным σ_1 соответствуют различные числа контактов n круга (суммарного профиля) с материалом за время прохождения расстояния, равного ширине круга. В качестве примера рассмотрим зависимость шероховатости R_a от числа контактов для различных фиксированных значений σ_1 ; на рисунке 2 представлены эти зависимости для различных значений σ_1 в диапазоне от 0,35 до 0,1 мкм.

Следует иметь в виду, что одно и тоже значение другого совокупного фактора n может быть получено при различных сочетаниях скоростей резания и продольной подачи; при этом шероховатость поверхности практически не изменяется, что подтверждается экспериментами; появляется возможность графического представления номограмм с линиями равной шероховатости и построения большого количества пространственно-временных зависимостей.

Таким образом, при установленном положении о постоянстве отношения стандартных отклонений микронеровностей поверхности и суммарного профиля круга $\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$ для любых условий шлифования можно прогнозировать потенциальную шероховатость, либо по заданной шероховатости управлять условиями обработки (см. рис. 3), что представляется важным при проектировании процессов высоких технологий.

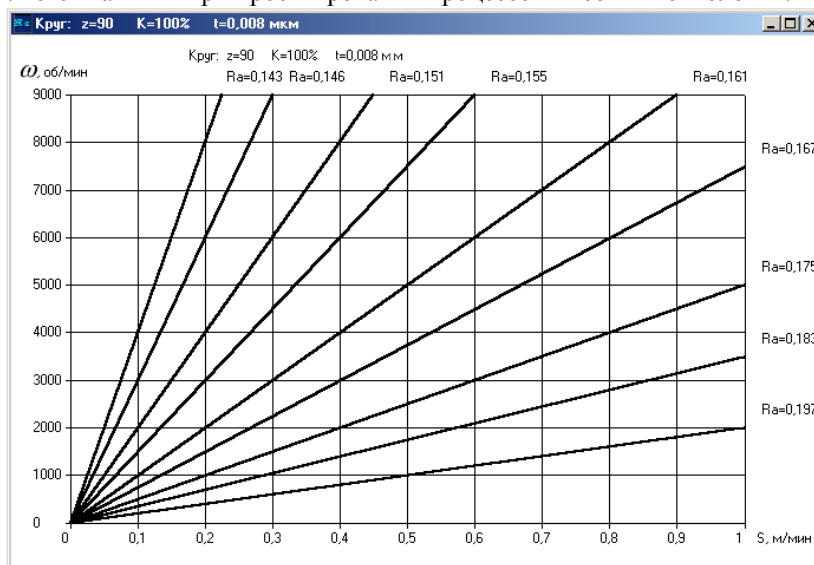


Рис.3. Зависимость шероховатости от условий обработки.

Литература

1. Узунян М.Д., Глухов А.Б. Исследование корреляционной функции ординат приведенного профиля алмазного круга //Резание и инструмент. 1998. Вып. 52. С. 243 - 250.

УДК 338.5

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ МАКСИМИЗАЦИИ ПРИБЫЛИ ПРЕДПРИЯТИЯ В УСЛОВИЯХ РЕАЛЬНОГО РЫНКА

Гуцаленко О.Ю.

(г. Харьков, Украина)

The modern system modelling for function of enterprise demand and expenses as well calculation of maximization for its profit by system are presented. The general structure for analytical-forecast approach to maximization of enterprise profit with use a research of real market situation and combined regression models for gross revenue and expenses is worked out. The general approach is an invariant to species and system of coefficients for functions of demand and expenses as well to its for combined result that is function of enterprise profit.

Стратегическим интересам развития предприятий и оздоровления экономики Украины в целом отвечает определение реальных финансовых результатов деятельности как при выходе на фондовые рынки, во взаимоотношениях с зарубежными кредиторами и инвесторами, так и для аналитических потребностей внутреннего менеджмента.

Максимальный рост чистого дохода в результате формирования финансовых ресурсов определенного назначения при условии наиболее полного и эффективного использования является критерием эффективности деятельности предприятия. Важнейшим элементом стратегии управления им является ориентация управления прибылью на стратегические цели развития предприятия. Управление прибылью должно происходить через призму не только ретроспективного, но и перспективного (прогнозного) анализа факторов, влияющих на ре-

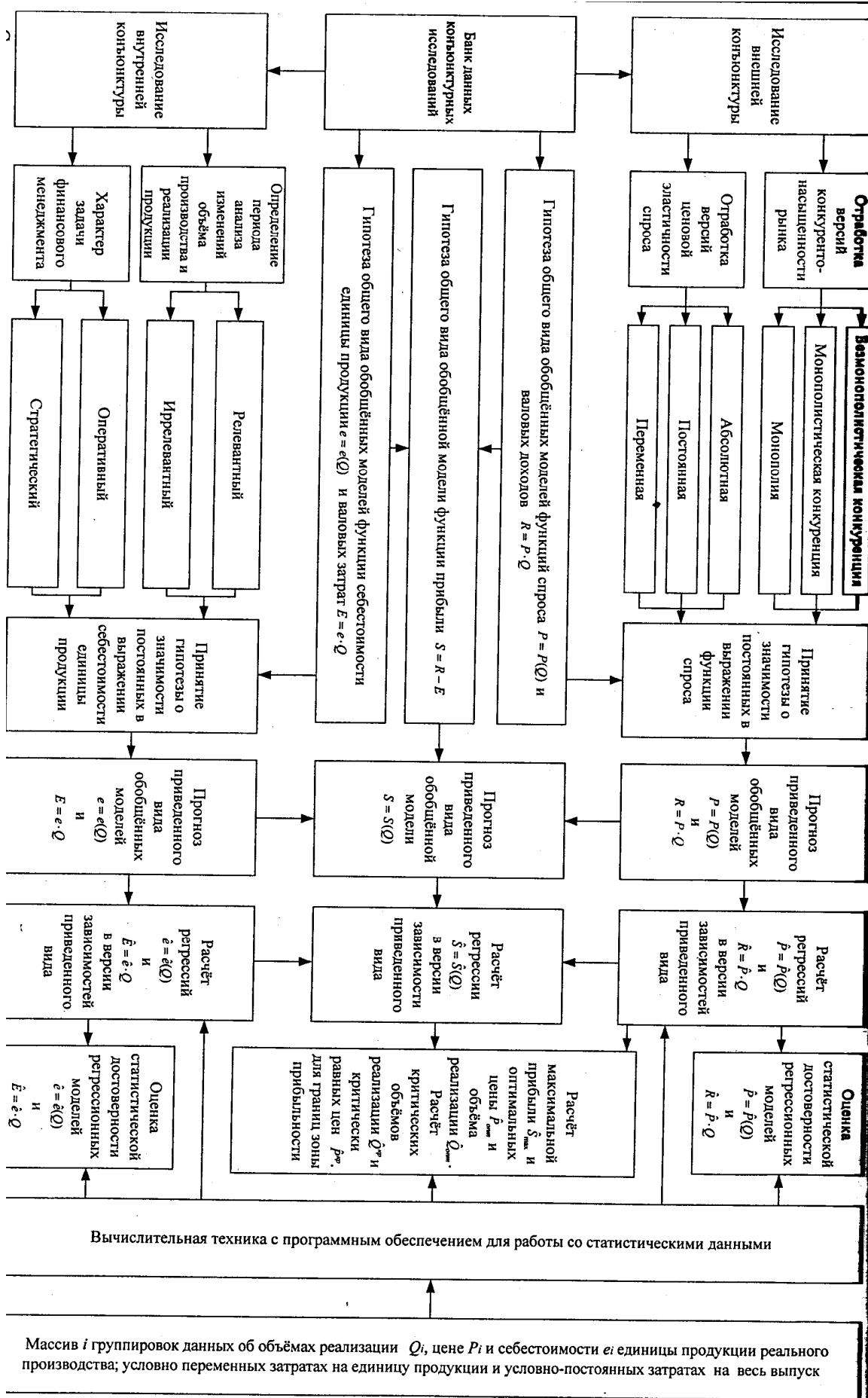


Схема структурно-логического подхода к аналитико-прогностическим расчетам максимизации прибыли предприятия по комбинированным регрессионным моделям валовых доходов и затрат

зультати діяльності господарського суб'єкта. Вже такими бй прибутливими не казалися те ілї інші проєкти управленчєских рєшєний в текучєм перїодє, онї должнє бєть втєклонєнє, єслї онї вступают в протїворєчїє с мїссїєй (главнїю цєлюю дїєяльнїстї) прєдпрїятїя, стратєгїчєскїмї направлєнїямї єго развїтїя, подрївають єкєномїчєскую базу формїрованїя вїсокїх размєрєх прїбулї в прєдстєящєм перїодє. Отсюдє слєдує актуальнїсть разрєбкї проблематїкї аналїтїкє-прогностїчєскїх подхєдєх к опрєдєлєнїю і вєсєго пєтєнцїалє прїбулївнїстї, которїмї імеют те ілї інші товєры, і, єсєбєннє, максїмїзєцїї прїбулї.

Прєдлагаетьє разрєбкє структурнє-логїчєскєго подхєдє к аналїтїчєскїм рєчєтєм максїмїзєцїї прїбулї прєдпрїятїя нє оснєвє функцїї спрєсє і зєтрат в умєвїях рєальнїю рїнєчнїю коньєнктурї (рїсунок).

Соврємєннєя вїчїслїтєльнєя тєхнїкє і соврємєннєє програмнєє обєспєчєнїє снїмают вєє вїчїслїтєльнєє проблемє длї отрєбкї нєлїнєїных рєгрєссїоннїх мєдєлєй скєль угоднєго вїдє (слєжнїстї). Этє позвєляєт, вє-пєрвїх, єкспєрїментїрєвать с вїдєм обєбщєннїх мєдєлєй функцїї спрєсє і сєбєстєїмєстї єдїнїцї прєдукцїї, отыскївать тєм сємїм їх вєрїантї, бєлєє адєкватнєє дєннїм рєальнєго прїзвєдствє и рєальнєго рїнкє, єсєбєннє прї пєрємєннїю єлєстїчнїстї спрєсє в долгосрєчнєм перїодє рєалїзєцїї. Слєдствїєм этєго будут рєгрєссїоннєє мєдєлє $\hat{S} = \hat{S}(Q)$ бєлєє вїсокїю статїстїчєскєю дєстєвєрнїстїю, а знєчїт і бєлєє дєстєвєрнїю прогнєз прїбулївнїстї прєдпрїятїя в прєдстєящїю перїод.

Схєматїчнєє прєдстєвлєнїє структурнє-логїчєскєго подхєдє к аналїтїкє-прогностїчєскїм рєчєтєм максїмїзєцїї прїбулї прєдпрїятїя пє комбїнїрєваннїм рєгрєссїоннїм мєдєлєм вєловїх дєхєдєв и зєтрат вїполнєнє с учєтєм тєкїх вєзмєжнїх полїварїантнїх рєшєнїї рєлєтїтєлєнє обєбщєннїх мєдєлєй функцїї $P = P(Q)$ и $e = e(Q)$, а знєчїт і прїзвєднїх от нїх обєбщєннїх мєдєлєй функцїї $R = P \cdot Q$ и $E = e \cdot Q$.

Зєдєчє вїдєвєго рєшєнїя рєгрєссїоннїх мєдєлєй їз умєвїя максїмєлїнїю статїстїчєскєю дєстєвєрнїстї конкрєтнїм дєннїм рєальнєго прїзвєдствє и рєальнєго рїнкє мєжєт бєть прєдстєвлєнєя вїчїслїтєльнїю тєхнїкє со стєндєртнїм програмнїм обєспєчєнїєм длї мнєгофункцїонєлїных рєшєнїї в облєстї профєссїонєлїноу рєбєтї со статїстїчєскїмї дєннїмї (пєкєт прїкєлднїх програм S-Plus 2000 и др.). Далєє, нєрєдє с рєшєнїєм зєдєчє максїмїзєцїї прїбулї, мєжєт рєшєтьєя обрєтнєя зєдєчє, а їмєннє опрєдєлєнїя совєкупнїстї вєдєущїх прїзнєкєв, хєрєктєрїзєующїх текучєє сєстєянїє рїнкє дєннїх товєрєв в їсслєдєуємїю перїод, т.є. конкєрєнтєнєнєсєщєннїстї рїнкє и цєлєвєю єлєстїчнїстї спрєсє.

Прєдлагємєя схємє структурнє-логїчєскєго подхєдє к аналїтїкє-прогностїчєскїм рєчєтєм максїмїзєцїї прїбулї прєдпрїятїя рєкємєндєтуєтє к їспєльзовєнїю в пєслєдєующїх тєорєтїчєскїх и прєктїчєскїх рєшєнїях їсслєдєуємєю проблемєю, мєжєт рєссємєтрївєтьєя кє оснєвє рєзрєбкї обєбщєннєго алгорїтмє тєкїх рєшєнїї.

УДК 658

ВПЛИВ ПРОЦЕДУРИ САНАЦІЇ НА ПОКАЗНИКИ РОБОТИ МАШИНОБУДІВНИХ ПІДПРИЄМСТВ

Шкурупій Ю.В.

(м. Харків, Україна)

The analyzed influence of the procedure sanation on redemption credit to indebtedness enterprise and is offered strategic planning post-sanation period.

Прєблємнїм сєктєрєм єкєномїкї зєлїшаютьєя пїдпрїємствєя мєшїнобудївнєго комплексу. Єфєктивнїм шлєхєм вїхєду їх з крїзовєго стєнє є фїнансєвє, тєхнїчєнє, тєхнологїчєнє, оргєнїзєцїїнє тєя управлїнськє оздорєвлєннє дїєяльнїстї пїдпрїємствєя чєрєз впрєвєджєннєя прєцєдурї сєнєцїї.

Вїдомє [1-4], щє пїслє прєвєдєннєя дїєгностїкї, пєбудєвї стратєгїї рєзвїткє тєя рєзрєбкї плєнє рєструктурїзєцїї здїєснєютьєя нєстєпнї єтєпї: оргєнїзєцїїнєя і управлїнськєя пєрєбудєвє, рєорєгєнїзєцїї дїєяльнїстї і рєальнїх оснєвнїх зєсєбїв, фїнансєвє пєрєбудєвє, їнвєстувєннєя в нєвї тєхнологїї. Тєкїм чїнєм, пєрєбудєвє – цє змїнє оргєнїзєцїїнєю структурї, тєхнїкї тєя тєхнологїї вїрєбнїцтвєя, тєхнологїї управлїннїя і вєсїєї фїнансєвєю сїстємї пїдпрїємствєя.

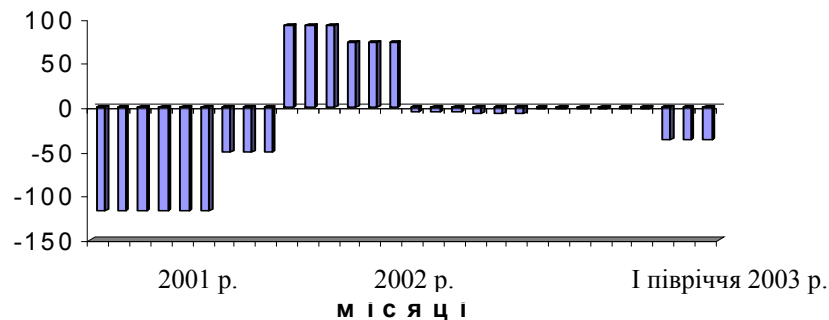
Слїд вїдзнєчїтї, щє в нєкєвїю лїтєрєтурї мїстїтьєя мєлє їнформєцїї пє рєзультєтєм дєслїджєнїх щєдє вїдновлєннєя плєтєспрємєжнїстї окрємїх пїдпрїємств-бєржнїкїв, обгрунтєвєннєя їх плєнїв вїхєду з крїзовєго стєнєу, трєнсформєвєннєя їх сїстємї управлїннєя.

Врєховєуючї тє, щє знєчнєя кїлькїсть прємїслєвїх пїдпрїємств Харкївськєю облєстї нємєгєєтєя прєвєстї рєструктурїзєцїю шлєхєм впрєвєджєннєя прєцєдурї сєнєцїї чї бєнкрєтствєя, мї ввєжєємє, щє слїд прїдїлєтї бїльшє увєгє трєнсформєвєннїю структурї управлїннєя пїдпрїємствєя у хєдї прєхєджєннєя сєнєцїї тєя їєго нєслїдкєм; вївчєннєю позїтївнїх і нєгєтївнїх стєрїн цьєго пєрєтвєрєннєя тєя вплїву нє оснєвнїю фїнансєвїю рєзультєт тєя їншї показнїкї рєбєтї пїдпрїємствєя. Алє гєлєвнїм пїтєннєям, єкє пєстєє прєд адмїнїстрєцїєю пїдпрїємствєя, щє зєвєршєує прєцєдурє оздорєвлєннєя згїднє плєнє є нєвїзнєчєнїстє пєдєлєшєго їснєвєннєя в пїслєсєнєцїїнїю перїод.

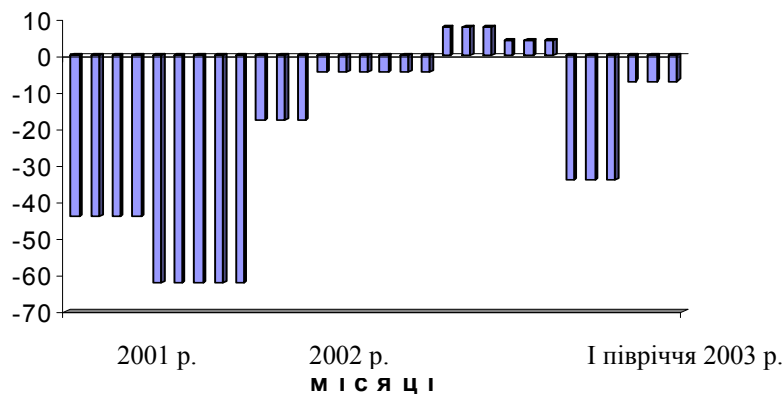
Тєкїм чїнєм, мєтєю цьєго дєслїджєннєя є: вїдєбрєжєннєя вплїву прєцєдурї сєнєцїї нє фїнансєвїє показнїкї дїєяльнїстї пїдпрїємствєя мєшїнобудєвєннєя (нє прїкєлдї пїдпрїємствєя мєшїнобудївнєго комплексу Харкївськєго рєгїєнєу) нє мємєнт зєтвєржєннєя прєцєдурї, у рєзрїзї перїєдє її прєхєджєннєя тєя нє мємєнт її зєкїнчєннєя; аналїз зєувєжєнїх, нєдєопрєцєвєнїх тєя пємїлєк плєнїв сєнєцїї, тєя нєслїдкї їх вплїву нє пїслєсєнєцїїнїю перїод.

ВАТ "Укрелектромаш"

а)

**ДП "ХЕМЗ"**

б)

**ЗАТ "Харківський велозавод ім. Петровського"**

в)

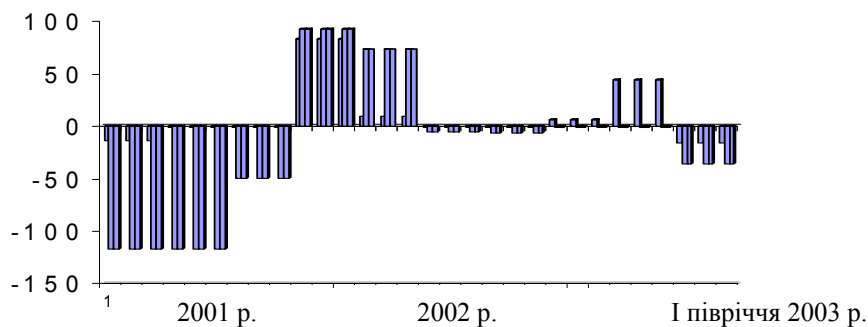


Рис. 1. (а, б, в). Динаміка прибутку підприємств ВАТ „Укрелектромаш”, ДП „ХЕМЗ”, ЗАТ „Харківський велозавод ім. Петровського” за 2001, 2002 і I півріччя 2003 року.

Для дослідження були визначені фінансові показники діяльності підприємств, а саме прибуток, дебіторська заборгованість, кредиторська заборгованість, розрахунки з бюджетом та Пенсійним фондом за період 2001, 2002 та 10 місяців 2003 року. Адже саме ці показники найбільш чітко дозволяють визначити позитивні і негативні сторони впливу процедури санації на діяльність підприємств.

Так, серед підприємств машинобудування було обрано ті, які мають певний досвід проходження процедури санації: ДП ХРЗ „Протон”, ЗАТ „Харківський велозавод ім. Петровського” та ті, що вже завершили її проходження ДП „ХЕМЗ” і ВАТ „Укрелектромаш”.

Переглянувши динаміку прибутку (див. Рис. 1(а,б,в)), ми бачимо, що з моменту початку санації він має тенденцію до росту і виходить за нульову позначку, але наприкінці процедури знижується. Така тенденція обумовлена продажем незадіяного обладнання, та інших основних фондів підприємства в момент санації та деякими

податковими пільгами, а це в свою чергу значно збільшує прибуток, дозволяє розрахуватися по заборгованості з заробітної плати, бюджетом та іншими кредиторами.

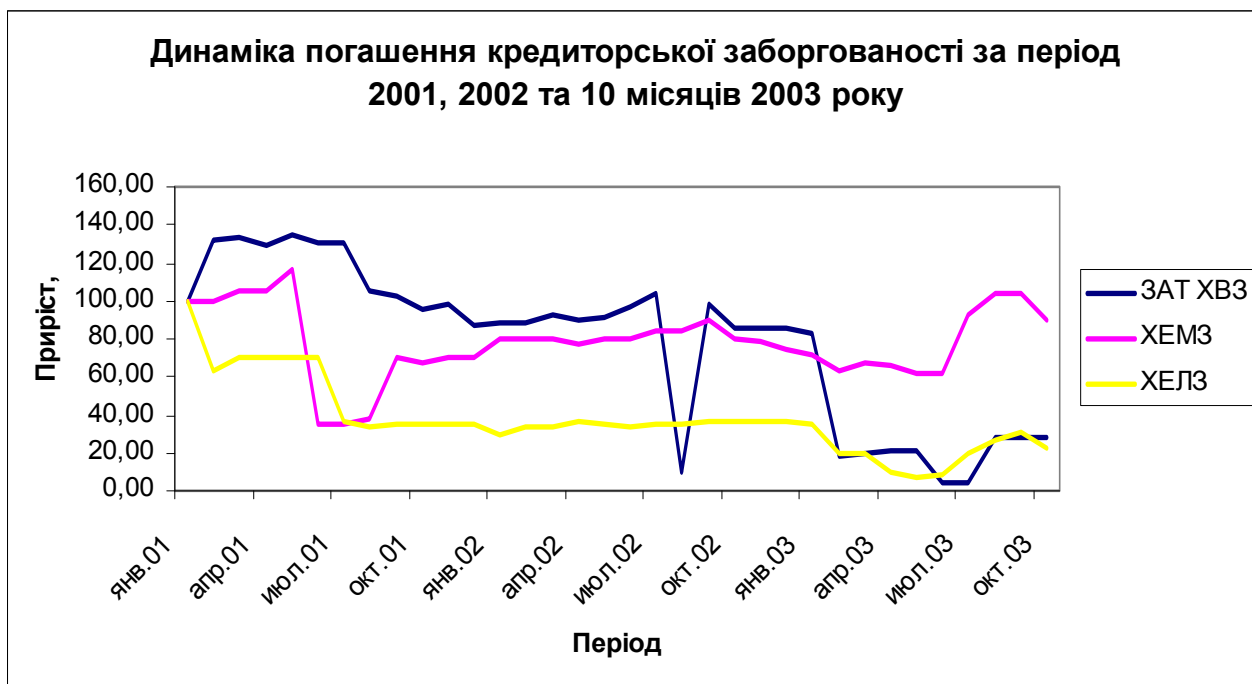


Рис 2. Динаміка погашення кредиторської та дебіторської заборгованості підприємств.

Прибуток, як ми бачимо (рис. 1(а,б,в)), поступово зменшується і на момент закінчення санації підприємство працює зі збитком. Але збитки на цей період набагато менші ніж підприємство мало на початку санації.

Але чому ж підприємство знову опиняється з негативним фінансовим результатом діяльності? Вже на момент закінчення процедури, підприємство опиняється під жорстким контролем з боку кредиторів і фінансові можливості підприємства ізсякають, вкладення в оборотний капітал різко зменшуються. Тому діяльність підприємства, яке опинилось в такому стані, потребує стратегічного планування.

Динаміка погашення заборгованості підприємств показана на рис. 2.

Так, кредиторська заборгованість, основний фінансовий показник, задля зменшення якого підприємства йдуть на санацію, з початком дії плану й усіх пілг та заходів, що супроводжують його, набуває тенденції до зниження, будь то різке (ДП “ХЕМЗ”) чи поступове (ВАТ “ХЕЛЗ”, ЗАТ “ХВЗ”) (див. Рис. 2). За період санації заборгованість коливається від 140% до 10% досанаційного стану, але на кінець процедури вона суттєво зменшується: ВАТ “ХЕЛЗ” на 78,1%, а ЗАТ “ХВЗ” на 72,39%. Як не можна сказати про ДП “ХЕМЗ”, приклад досвіду в проведенні санації якого свідчить про недолік планування, фінансові прорахунки та вплив зовнішніх факторів. Як видно на рис.2 підприємство знову збільшило кредиторську заборгованість, яка лише на 9,5% зменшилась в порівнянні з початком процедури.

Що стосується дебіторської заборгованості, то як видно на рис. 3 підприємства зільнили її і навіть по теперішній час утримують цю негативну тенденцію. Так, ДП “ХЕМЗ” за результатами санації збільшив заборгованість в 2,12 рази, ВАТ “ХЕЛЗ” в 20,53 рази, а ЗАТ “ХВЗ” спромігся зменшити її на 9,89% досанаційної суми боргу.

Аналіз планів санації підприємств, які реструктуризуються, показав, що вони часто не містять детально розроблених заходів по всім розділам, які пропонуються методичними рекомендаціями Мінпромполітики України. Тобто плани санації підприємств не охоплюють всіх пропозицій, що рекомендуються нормативними документами [5, 6], а це говорить про те, що вони не використовують усіх можливостей, що запропоновані організаційно-економічними заходами.

Так, в планах санації не на достатньому рівні надається аналіз економічного стану підприємства-боржника, що призводить до необгрунтованості окремих заходів, обумовлених планом санації. Це призводить також до зниження ефективності прийняття управлінських рішень в періоді проведення процедури.

Аналіз діючої практики показав, що не на достатньому рівні підприємствами розглядаються в планах санації питання структурних змін у разі „злиття” чи „виділення” юридичних одиниць. Підприємства часто-густо роблять помилки бухгалтерського та облікового характеру, що призводить до невірних розрахунків у фінансуванні запланованих заходів, чи порушує графіки намічених робіт. Здебільш плани складаються без залучення спеціалізованих організацій та установ. В фінансовій частині плану санації необхідно більш чітко відображати погашення заборгованості по всім статтям окремо.

Аналіз планів санації показує, що не приділяється достатня увага пристосуванню підприємства, що реструктуризується до зовнішнього середовища. Наприклад, поліпшення фінансово-господарської діяльності підприємств базується априорі на збільшенні продаж на внутрішньому (зовнішньому) ринку без обгрунтування збільшення ємності ринку. Для збільшення обсягів виробництва підприємство, маючи низьку інвестиційну привабливість, лише залучає інвестора, тоді як інші джерела залучення коштів (банківські кредити і ін.) не передбачаються. Єдиним з можливих виходів по недопущенню помилок та недоопрацювань є більш детальний розгляд та вивчення нормативних документів та методичних рекомендацій Міністерств та відомств. Адже від цього залежить вирішення намічених питань і адаптація підприємства до сучасних умов функціонування. Від цього залежить і діяльність підприємства у післясанаційний період.

Як показала практика, термін проходження підприємством процедури санації (18-24 місяці) занадто малий щоб реалізувати намічені заходи. За цей період підприємства встигають забезпечити розрахунки з кредиторами і підготувати умови для адаптації до умов ринку. Так, одним з важливих моментів є активний пошук інвесторів, впровадження програм якості, забезпечення аналізу ринків збуту та вимог потенційного споживача, та інша маркетингова діяльність, пошук та усунення недоліків у вже впровадженій і функціонуючій структурі управління підприємством, а це необхідно відобразити у стратегічному плані післясанаційного періоду підприємства.

Стабілізувати діяльність промислових підприємств в післясанаційний період можливо лише за умови реалізації цих заходів і розгляду реструктуризації, як постійноплинучого процесу.

Література

1. Положення про порядок проведення Міністерством промислової політики України досудової санації державних підприємств-боржників, що належать до сфери його управління. Затверджено наказом Міністерства промислової політики України від 15.07.2002 р. № 318.
2. Довбня С.Б. Методические основы и направления реструктуризации предприятий в промышленности. – Днепропетровск: Наука и образование, 2002. – 312 с.
3. Саврук О.Й. Реструктуризация производства: засади, передумови, напрями. – К. : Знання, 1999. – 45с.
4. Мазур И. И., Шапиро В.Д. и др. Реструктуризация предприятий и компаний /Справочное пособие. Под ред. И. И. Мазура – М.: Высшая школа. 2000 – 587с
5. Положение о порядке проведения санации государственных предприятий. Утверждено постановлением Кабинета Министров Украины от 08.02.1994г. № 67.
6. Методичні вказівки щодо проведення реструктуризації державних підприємств. Затверджено наказом Міністерства економіки України від 23 січня 1998р. № 9.
7. Савіна Г. Реструктуризация текстильных предприятий //Економіка України. – 2002р. - № 9 – с. 34.
8. Закон України „Про відновлення платоспроможності боржника, або визнання його банкрутом”. М. Київ. 30 червня 1999 року № 784-XIV.
9. Новицкий Н. И. Организация производства на предприятиях: Уч. Метод. пособие. - М.: Финансы и статистика, 2001. - 392 с.

УДК 669.018

СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫЙ ИНТЕРНЕТ-САЙТ "МАРОЧНИК СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ"

Бреславский Д.В., доктор техн. наук, Бреславская Е.А., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

The aim of paper is to describe the specialized Internet-site made for organization, saving, quick access and data processing of metal properties. Software is oriented to engineers, designers, technologists and other specialists in the field of machinery and metallurgy.

Постановка проблемы. Специфика проектно-конструкторских и расчетных работ в машиностроении тесным образом связана с необходимостью анализа огромного количества экспериментальных данных о физических, механических, технологических свойствах конструкционных материалов и их химического состава. К настоящему времени эти данные сосредоточены в большом количестве справочников, изданных в разное время и, к сожалению, зачастую весьма небольшим тиражом. Выбор материала с необходимыми по условию проекта свойствами часто превращается в достаточно сложную задачу.

Развитие современных компьютерных технологий, таких, как базы и банки данных, web - программирование и других позволяет существенно облегчить эти конструкторские операции, разработав и создав специализированное программное средство, предназначенное для организации, хранения, быстрого доступа и обработки данных о свойствах конструкционных материалов. Повсеместное распространение Internet – технологий позволяет проектировать такую программу как web-сайт, что даст возможность постоянного обновления информации с немедленной ее доступностью для всех пользователей.

Анализ состояния проблемы. Бурное развитие информационных технологий не обошло и металлургическую отрасль. По данным рейтинговых программ, в настоящее время только в русскоязычном Интернете насчитывается более 800 специализированных ресурсов, связанных с металлургической тематикой. Однако практически все они несут рекламно-информационный характер: в первой, наиболее распространенной группе, Интернет - сайты построены в форме описания соответствующих предприятий отрасли с перечнями выпускаемой продукции. Вторая группа представляет собой коммерческие "доски объявлений" с информацией о спросе и предложении на металлопрокат и сопутствующую продукцию.

В то же время во всемирной сети отсутствуют программные продукты, содержащие возможность быстрого получения информации о физико-механических, технологических и других свойствах сталей и сплавов, предлагаемых для продажи различными предприятиями.

Цель работы. Целью проведенных на инженерно-физическом факультете Национального технического университета "Харьковский политехнический институт" работ было создание специализированного Интернет – сайта, предназначенного для организации, хранения, быстрого доступа и обработки данных о свойствах металлических конструкционных материалов. Программа предназначена для инженеров, конструкторов, технологов и других специалистов в области машиностроения и металлургии. Кроме того, на сайте предусмотрена возможность заполнения базы данных о структуре продукции, поставляемой различными предприятиями металлургической отрасли и металлоторговыми организациями с быстрым выводом на экран по запросу пользователя соответствующих свойств поставляемых изделий и заготовок.

Описание программы. Компьютерная программа "Марочник сталей и сплавов" [1] является web-сайтом, созданным с помощью специализированных программных продуктов PHP и MySQL, доступных на сетевых ресурсах Фонда свободного программного обеспечения. Для реализации интерфейса проекта использован язык PHP, для организации и управления базами данных – СУБД MySQL. Создана возможность дополнения в марочник сведений о производителях материалов, а также данных о назначении, заменителях, видах поставки, химическом составе, температуре критических точек материалов, их физических, механических и технологических свойствах. Предусмотрена возможность пополнения базы значениями констант для законов, описывающих деформирование и разрушение материалов. Программа предназначена для инженеров, конструкторов, технологов и других специалистов машиностроительных и металлургической отраслей.

В процессе работы с "Марочником" предоставляется возможность :

- найти материал по названию (марке материала);
- тематически просмотреть все материалы, содержащиеся в "Марочнике";
- составить запрос путем выбора из "Марочника" материалов по виду поставки и классификации;
- просмотреть список предприятий, а также выбрать предприятия в зависимости от поставляемой продукции;
- просмотреть тексты объявлений, присланные предприятиями и металлоторговыми организациями;
- выбрать адрес web-сайта интересующего пользователя предприятия из соответствующего списка;
- для предприятий предусмотрена возможность составить марочник собственной продукции.

В "Марочнике" приведены следующие физические свойства материалов (в зависимости от температуры испытаний):

- модуль упругости первого рода;
- коэффициент температурного (линейного) расширения (диапазон 20°С – температура испытаний t);
- коэффициент теплопроводности (теплоемкость материала);
- удельный вес материала ;

- удельная теплоемкость материала (диапазон 20°С – температура испытаний t);
- удельное электрическое сопротивление.

Механические свойства приведены при 20°С (в зависимости от режима термообработки, сортамента, размеров, направления вырезки образцов и т.д.). К ним относятся:

- Предел кратковременной прочности;
- Предел пропорциональности (условный предел текучести для остаточной деформации);
- Относительное удлинение при разрыве;
- Относительное уменьшение поперечного размера образца;
- Ударная вязкость.

В следующих версиях программы будет реализована база данных механических свойств материалов для повышенных температур (с интервалом в 50 -100°С).

Отражены следующие технологические свойства:

- Характеристики свариваемости;
- Флокочувствительность;
- Склонность к отпускной хрупкости.

Одним из основных преимуществ разработанного сайта является то, что вся информация в хранится не в текстовых файлах, доступных только для чтения, а в специальной базе данных, позволяющей выбрать ту или иную характеристику точно или по заданным границам диапазона.

Интерфейс сайта - стандартный для web-программ, все перечисленные действия доступны из меню сайта, размещенного горизонтально в верхней части страницы.

Для установки специализированного Интернет-сайта "Марочник сталей и сплавов" необходимо использование одной из операционных систем – Windows 98 и выше, или LINUX.

Сервер - Apache под Windows/ LINUX. Серверный язык создания сценариев - PHP 4 со встроенной поддержкой системы управления и разработки баз данных (СУРБД) MySQL. В случае применения предыдущих версий PHP для поддержки сеансов необходимо установить дополнительный модуль PHPLib.

Для разработки программы использована версия MySQL, оптимизированная под процессоры Pentium – mysql-opt. Кодировка MySQL заменена на koi8_ru. В случае использования кодировки по умолчанию ISO8859-1 (latin1) необходимо перекомпилировать все таблицы с параметрами -e, и -q.

Для работы пользователя необходим персональный компьютер, оснащенный любым Интернет – браузером и выходом в Интернет. Адрес "Марочника сталей и сплавов"

Пример работы программы. В качестве примера приведем одну из типичных страниц сайта, доступную при выборе пункта меню "Поиск".

марочник
www.splav.kharkov.com

СТАЛИ И СПЛАВЫ

Главная Рекламодателям Материалы Поиск Сравнение Виды поставки Вес Готовая продукция Предприятия Объявления Сайты Админ

Поиск.

Вы можете провести поиск материала по химическому составу, а также по физическим, механическим или технологическим свойствам.

Поиск по химическому составу материала

Область поиска: все материалы

<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni
<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
Mo	W	V	Co	Ti	Al	Cu
<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
As	Zr	N	B	Nb	Ba	Ce

Выполнить поиск

Поиск по физическим свойствам материала

Область поиска: все материалы

Температура, при которой получены данные свойства	T	весь диапазон темп.	Град
Модуль упругости первого рода	E 10 ⁻⁵	<=	МПа

Рис. 1

Выводы. В статье содержится описание специализированного Интернет – сайта "Марочник сталей и сплавов", предназначенного для организации, хранения, быстрого доступа и обработки данных о свойствах металлических конструкционных материалов. Программа разработана для инженеров, конструкторов, технологов и других специалистов в области машиностроения и металлургии.

Литература

1. Бреславська О.О., Бреславський Д.В. Комп'ютерна програма "Марочник сталей та сплавів". Свідectво про реєстрацію авторського права на твір № 7533 від 08.05.2003 р., Держаний департамент інтелектуальної власності Міністерства освіти і науки України.

УДК 621.923

ВЛИЯНИЕ ВИБРАЦИЙ НА ПАРАМЕТРЫ ЗАПЯТООБРАЗНЫХ СРЕЗОВ**Матюха П.Г., докт. техн. наук, проф., Азарова Н.В.***(г. Донецк, Украина)*

Analysis of influence of radial oscillations of a grinding wheel on conditions of contact of abrasive grain with machined surface is performed. The opportunity of use of the simplified trajectory of movement (circle) is proved at calculation of parameters of individual cuts at grinding with vibrations. Analytical dependencies for determination of maximal thickness and length of comma-shaped cut, which allow to study influence of vibrations on parameters of individual cuts, are offered.

Определение выходных технологических показателей шлифования с помощью математических моделей позволяет значительно 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 зоне резания.

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 сведения о влиянии вибраций на условия контактирования зерна с деталью и параметры единичных срезов в литературе весьма ограничены, противоречивы, что требует дополнительных исследований.

Целью работы является определение траектории относительного рабочего движения, используемой при расчете параметров единичных срезов с вибрациями, и анализ влияния частоты колебаний на параметры единичных запятообразных срезов.

Как установлено нами, траектория движения абразивного зерна шлифовального круга относительно детали при плоском шлифовании с учетом колебаний оси шлифовального круга в вертикальном направлении определяется системой параметрических уравнений [4]:

$$\begin{cases} x = R_k \left(\sin \varphi \pm \frac{V_d}{60V_k} \varphi_k \right); \\ y = R_k (1 - \cos \varphi_k) + A \sin \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \varphi_k; \\ z = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где R_k – радиус шлифовального круга, мм; t_ϕ – фактическая глубина шлифования, мм; V_k – скорость круга, мм; V_d – скорость детали, м/мин; A – амплитуда колебаний оси шлифовального круга, мм; f – частота колебаний, Гц; φ_k – параметр.

Верхние знаки относятся к случаю встречного шлифования, нижние – попутного.

Уравнение (1) позволяет определить угол контакта единичного зерна шлифовального круга с деталью [4]:

$$A \sin \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \varphi_k - R_k \cos \varphi_k + R_k - t_\phi = 0, \quad (2)$$

а также длину кривой контакта при плоском шлифовании с вибрациями [5]:

$$\begin{aligned} L = & \frac{R_k}{\sqrt{1 + \left(\frac{V_d}{60V_k}\right)^2}} \left[\left(1 + \left(\frac{V_d}{60V_k}\right)^2 + \left(\frac{A\pi f R_k}{1000V_k}\right)^2 \right) \varphi_0 \mp \frac{V_d}{60V_k} \sin \varphi_0 + \frac{A\pi f R_k}{1000V_k \left(1 + \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \right)} \left(1 - \cos \left(1 + \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \right) \varphi_0 \right) \right] + \\ & + \frac{A\pi f R_k}{1000V_k \left(1 - \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \right)} \left(1 - \cos \left(1 - \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \right) \varphi_0 \right) + \frac{A^2 \pi f R_k}{4 \cdot 1000V_k} \sin \frac{4\pi f R_k}{1000V_k} \varphi_0, \end{aligned} \quad (3)$$

где φ_0 – корень уравнения (2), заключенный в промежутке $(0; \pi/180)$ и определяемый численным методом (например, методом секущих-хорд).

Для выяснения возможности использования в расчетах упрощенной траектории - окружности- и анализа влияния частоты колебаний на условия контактирования нами были использованы зависимости для определения угла контакта на базе приближенной траектории (окружности) без вибраций

$$\cos \varphi_0 = 1 - \frac{t_\phi}{R_k} \quad (4)$$

и при наличии вибраций

$$\cos \varphi_{00} = 1 - \frac{t_\phi}{R_k} + \frac{A}{R_k} \sin \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \varphi_0, \quad (5)$$

где ϕ_0 определяется по уравнению (4).

Выполненные расчеты [4] позволяют установить, угол контакта при шлифовании с вибрациями может делиться с использованием упрощенной траектории (окружности), при этом погрешность составит не более 0,07%, а колебание оси шлифовального круга в вертикальном направлении не оказывают существенного влияния на угол контакта за время единичного врезания, в связи с этим контактирование зерна с деталью в условиях вынужденных колебаний и автоколебаний может рассматриваться как при шлифовании с переменной глубиной резания.

Для выяснения влияния вида траектории и частоты колебаний на длину дуги контакта нами были использованы формулы для определения длины дуги контакта при плоском шлифовании без учета вибраций:

$$L = \frac{R_k}{\sqrt{1 + \left(\frac{V_d}{60V_k}\right)^2}} \left[\left(1 + \left(\frac{V_d}{60V_k}\right)^2 \right) \arccos\left(1 - \frac{t_\phi}{R_k}\right) \pm \frac{V_d}{60V_k} \sin\left(\arccos\left(1 - \frac{t_\phi}{R_k}\right)\right) \right] \quad (6)$$

на базе точной траектории -трохоиды [1], а также на базе окружности [6]:

$$L = \left(1 \pm \frac{V_d}{60V_k}\right) \sqrt{D_k t_\phi} \quad (7)$$

Расчеты длины дуги контакта по точной и приближенной траекториям с различной частотой колебаний выполняли по следующим исходным данным: $R_k=125$ мм, $t_\phi=0,015$ мм, $V_k = 35$ м/с, $V_d = 6$ м/мин, $A = 0,004$ мм, $f=40, 50, 90, 100, 140, 150, 200, 300, 400, 1400, 1600, 18000, 24000$ Гц.

Данные расчетов, выполненных на ПЭВМ по формулам (3), (6) и (7) приведены в таблице.

Таблица

Длина дуги контакта при плоском шлифовании, рассчитанная на базе различных траекторий

Условия шлифования	Длина дуги контакта, мм															
	Формулы для определения длины дуги контакта															
	(6)	(5)	(4)													
Частота колебаний, Гц	0	0	40	50	90	100	140	150	200	300	400	500	1400	1600	18000	24000
Встречное шлифование	1,881163	1,930718	1,927475	1,926603	1,923132	1,922269	1,918838	1,917986	1,913754	1,905449	1,897359	1,889487	1,828762	1,817718	3,197771	3,789403
Попутное шлифование	1,999183	1,941783	1,938520	1,937642	1,934115	1,933283	1,929832	1,928975	1,924718	1,916362	1,908221	1,900300	1,839156	1,828026	3,208857	3,799114

Как следует из приведенных данных, использование для расчётов длины дуги контакта при шлифовании с вибрациями на низких частотах упрощённой траектории относительного рабочего движения (окружности) по сравнению с точной траекторией (трохоидой) не вносит существенных погрешностей, которые находятся в пределах 4 % для встречного шлифования и 8 % – для попутного; существенное влияние вибраций на длину единичного среза наблюдается на частотах, превышающих 18 кГц, при которых изменение длины дуги за счет вибраций находится в пределах 60-100 %.

С учетом полученных результатов для определения параметров запрятообразного среза при плоском шлифовании с вибрациями рекомендуются формулы, полученные с использованием траектории окружность[7].

Максимальная толщина запрятообразного среза :

$$a_{z\max} = R_k - \sqrt{\left(\frac{V_d l_\phi}{60V_k}\right)^2 + A^2 \sin^2 \frac{2\pi f l_\phi}{1000V_k} + R_k^2 - 2R_k \sqrt{\left(\frac{V_d l_\phi}{60V_k}\right)^2 + A^2 \sin^2 \frac{2\pi f l_\phi}{1000V_k}} \times \sin \left[\arccos\left(1 - \frac{t_\phi}{R_k}\right) - \arctg \frac{A \sin \frac{2\pi f l_\phi}{1000V_k}}{\frac{V_d l_\phi}{60V_k}} \right] \quad (8)$$

Длина запрятообразного среза:

$$L = R_k \arccos \left(1 - \frac{t_\phi}{R_k} + \frac{A}{R_k} \sin \frac{2\pi f l_\phi}{1000 V_k} \right). \quad (9)$$

С целью выявления влияния расстояния l_ϕ между последовательно контактирующими равновысокими зернами и частоты колебаний f на параметры запытообразного среза были выполнены расчеты максимальной толщины и длины запытообразного среза по формулам (8) и (9), а также по ниже приведенным формулам, предложенным в работе [1] для плоского шлифования без вибраций, при различных расстояниях l_ϕ между зернами, в пределах которых существует запытообразный срез [6].

$$a_{z_{\max}} = R_k - \sqrt{\left(\frac{V_\phi l_\phi}{60 V_k} \right)^2 + R_k^2 - 2 \frac{V_\phi l_\phi R_k}{60 V_k} \sqrt{\frac{2 t_\phi}{R_k}}}, \quad (10)$$

$$L = R_k \arccos \left(1 - \frac{t_\phi}{R_k} \right). \quad (11)$$

Условия и режимы плоского шлифования были следующими: $R_k=125$ мм, $t_\phi=0,015$ мм, $V_k = 35$ м/с, $V_d = 6$ м/мин, $A = 0,004$ мм, $f=45,90,140,190,290,450,1500$ Гц.

Анализ полученных данных показывает, что при некоторых соотношениях частот и расстояний между зернами контакт может отсутствовать, либо при наличии контакта не будет производиться сьем обрабатываемого материала.

Условие удаления материала срезом запытообразной формы имеет вид неравенства

$$A^2 \sin^2 \frac{2\pi f l_\phi}{1000 V_k} + \left(\frac{V_\phi l_\phi}{60 V_k} \right)^2 + 2(R_k - t_\phi) A \sin \frac{2\pi f l_\phi}{1000 V_k} < 2\sqrt{(2R_k - t_\phi)t_\phi}, \quad (12)$$

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

В условиях анализируемых исходных данных толщина и длина запытообразного 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 запытообразного среза может уменьшаться в 1,02...1,17 раз и увеличиваться в 1,02...1,11 раза.

Полученные аналитические зависимости в дальнейшем будут использованы при построении математической модели шлифования с вибрациями.

Литература

1. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис... д-ра техн. наук: 05.03.01. - Харьков, 1996. - 48 с.
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 токопроводящего инструмента электрическими разрядами: Дис... канд. техн. наук: 05.03.01. - М., 1985, - 269 с.
4. Матюха П.Г., Азарова Н.В. Влияние колебаний оси шлифовального круга на условия контактирования абразивного зерна с обрабатываемой поверхностью // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 2002. - Вып. 21.-С. 105-110.
5. Матюха П.Г., Азарова Н.В., Полтавец В.В. Влияние колебаний оси шлифовального круга на длину дуги контакта абразивного зерна с деталью // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. - Краматорськ. - 2002. - Вип. 12. - С. 206-210.
6. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. - М.: Машиностроение, 1974. - 319 с.
7. Азарова Н.В., Матюха П.Г. Расчет параметров запытообразного среза равновысокими зернами при плоском шлифовании с вибрациями // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. - Краматорськ. - 2003. - Вип. 13. - С. 58-63.

УДК 621.923

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ШЛИФОВАНИЯ С ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫМИ УПРАВЛЯЮЩИМИ ВОЗДЕЙСТВИЯМИ НА РАБОЧУЮ ПОВЕРХНОСТЬ КРУГА

Матюха П.Г., докт. техн. наук, проф., Полтавец В.В., канд. техн. наук
(г. Донецк, Украина)

The technique of determination of optimum conditions of grinding with spark-erosive controlling actions with use as limiting criterion of ultimate cutting ability of grinding wheel, and as optimization criterion of the minimal specific

manufacturing cost of machining is offered. Recommended conditions of flat infeed diamond grinding of vanadium steels with continuous controlling actions to provide required quality of machined surface are resulted.

Повышение производительности и качества обработки при минимальной её себестоимости является одной из актуальных задач машиностроения.

В настоящее время эта задача применительно к процессу шлифования решается путём поиска оптимальных режимов обработки. Методика их нахождения обычно включает следующие этапы [1]: составление систем уравнений, описывающих технические ограничения, налагаемые на режимы резания требованиями к детали, станком, инструментом и условиями производства; математическое описание целевой функции; совместное рассмотрение технических ограничений и целевой функции и определение на этой основе оптимального режима шлифования. Недостатком описанного выше метода является его высокая трудоемкость, связанная с большими затратами времени на эксперименты, необходимые для получения систем уравнений для описания технических ограничений.

В работах [2, 3] предлагается поиск оптимальных режимов шлифования осуществлять с использованием шлифования по упругой схеме с последующим пересчетом режимов для жёсткой схемы шлифования.

Целью работы является разработка методики определения оптимальных режимов шлифования с электроэрозионными управляющими воздействиями с использованием в качестве ограничивающего критерия предельной режущей способности круга. Под предельной режущей способностью шлифовального круга будем понимать максимальную производительность шлифования (объем материала, сошлифованный в единицу времени), при которой выполняется лимитирующее техническое ограничение, налагаемое на режим обработки качеством обработанной поверхности либо инструментом (например, температурой порога фазово-структурного превращения в поверхностном слое детали, температурой графитизации алмазных зерен и т.п.).

Как известно, с увеличением времени обработки происходит ухудшение режущей способности рабочей поверхности круга (РПК) в результате образования контактных площадок на зернах, засаливания межзеренного пространства на РПК 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.

Определение оптимальных режимов шлифования выполняется в следующей последовательности:

- а) рассчитывается скорость детали и подачи, при которых достигается требуемая шероховатость обработанной поверхности;
- б) рассчитывается максимально допустимое усилие поджима образца к кругу в процессе шлифования по упругой схеме, при котором удовлетворяется лимитирующее техническое ограничение;
- в) экспериментально определяется закон изменения предельной режущей способности круга во времени при шлифовании по упругой схеме, кинематически аналогичной жесткой;
- г) с учётом явлений, вызвавших ухудшение режущих свойств круга, определяются режимы электроэрозионных воздействий на РПК, обеспечивающие минимальную удельную себестоимость обработки;
- д) описывается закон изменения глубины шлифования по упругой схеме в соответствии с законом изменения предельной режущей способности без учёта процесса засаливания РПК;
- е) определяется величина подачи на врезание по жёсткой схеме.

Обработка по упругой схеме с максимально допустимым усилием поджима образца к РПК обеспечивает максимально возможную производительность шлифования при удовлетворении техническим ограничениям по качеству, а знание закона изменения предельной режущей способности и глубины шлифования во времени позволяет определить режимы электроэрозионных управляющих воздействий, обеспечивающих минимальную удельную себестоимость обработки.

Определим оптимальные режимы плоского врезного алмазного шлифования с электроэрозионными воздействиями на РПК, обеспечивающих параметр шероховатости $R_a = 0,63$ мкм, отсутствие фазово-структурных превращений в поверхностном слое детали и минимальную удельную себестоимость обработки заготовки из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 алмазным кругом 1А1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01. Исходные данные для расчёта: скорость круга $V_k = 35$ м/с; коэффициенты теплопроводности и температуропроводности стали Р6М5Ф3: $\lambda = 19,5$ Вт/м·К, $a = 4,1 \cdot 10^{-6}$ м²/с; температура порога фазово-структурных превращений в поверхностном слое обрабатываемой заготовки $T_{кр} = 815$ К; параметры распределения разновысотности, сформированной во время правки: $m = 2,23$, $x_0 = 2946$; а параметры распределения при установившемся рельефе РПК: $m = 1,45$, $x_0 = 81,2$.

Скорость детали V_0 рассчитаем исходя из необходимости обеспечения заданной высоты неровностей профиля шлифованной поверхности R_a . Для этого определяется отношение скоростей $60V_k/V_0$ [4], при котором поперечное перекрытие срезов должно произойти на интервале

$$N = \frac{4R_a}{\Delta R},$$

где ΔR – принятая величина интервала, мкм.

При плоском врезном шлифовании [4]

$$\frac{60V_{\kappa}}{V_{\delta}} = \frac{S_{zn} \cdot 10^3}{2\sqrt{2R_{\kappa}\Delta R} \cdot 10^{-3} \sum_{i=1}^N F(i\Delta R) \sum_{N_1=1}^i (\sqrt{N_1} - \sqrt{N_1-1}) B'[(N-i-N_1+2)\Delta R]}, \quad (1)$$

где S_{zn} – расстояние между зернами на рабочей поверхности круга, мм; N – номер исследуемого интервала; i – номера интервалов, входящих в N ; $i = 1, 2, \dots, N$; N_1 – участки поверхности круга, обрабатывающие i -е интервалы; N_1 изменяется внутри i от 1 до $N - i + 1$; $F(i\Delta R)$ – вероятность попадания вершин алмазных зёрен в i -й интервал; $B'(i\Delta R)$ – ширина среза на i -м интервале, мкм.

После подстановки исходных данных в формулу (1) продольная скорость стола будет равна $V_{\delta} = 6$ м/мин.

Силу поджима заготовки к РПК P_n при обработке по упругой схеме рассчитаем из условия отсутствия фазово-структурных превращений в поверхностном слое заготовки. Для этого воспользуемся математической моделью процесса плоского шлифования по упругой схеме, а также разработанными нами программами для ПЭВМ [5]. Для принятых условий обработки $P_n = 80$ Н.

При шлифовании стали Р6М5Ф3 основной причиной потери режущей способности круга является засаливание межзёренного пространства [6], а график изменения предельной режущей способности во времени обработки имеет вид (рис. 1).

Как следует из приведенного графика, потеря режущей способности круга происходит после 30 мин шлифования. Следовательно, продукты засаливания должны быть удалены из межзёренного пространства за это же время $\tau_z = 30$ мин. Объём засаленного слоя найдём из условия заполнения всего межзёренного пространства РПК

$$V_{zc \max} = 10^{-3} \cdot H \cdot \pi D_{\kappa} B_{\kappa} (1 - K_{za}), \quad (2)$$

где H – высота стабилизировавшегося после 30 мин шлифования рельефа круга, мкм; D_{κ} , B_{κ} – соответственно диаметр и ширина шлифовального круга, мм; K_{za} – коэффициент заполнения рельефа рабочей поверхности круга алмазными зёрнами.

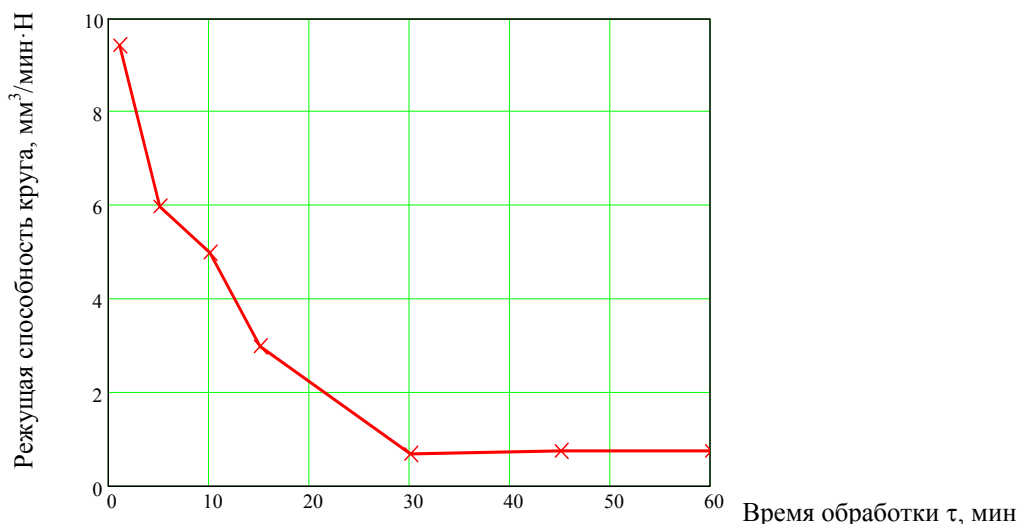


Рис. 1. Влияние времени обработки на режущую способность алмазного круга при шлифовании без электроэрозионных воздействий стали Р6М5Ф3.

Высоту рельефа круга определим по значению интегральной функции распределения разновысотности зёрен (распределение описывается законом Вейбулла [4]), равному 0,95:

$$H = (-x_0 \ln 0,05)_{\frac{1}{m}}, \quad (3)$$

где x_0 , m – параметры вероятностного распределения разновысотностей зёрен по закону вейбулла.

Так как на РПК остаётся 50% алмазных зёрен из находившихся в матрице алмазоносного слоя, то

$$K_{za} = \left(P_v - \frac{P_v}{2} \right) \frac{K}{100} = \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100}, \quad (4)$$

где P_v – объёмная доля алмазов в алмазоносном слое; K – относительная концентрация алмазов, %.

Используя зависимость, отражающую влияние режимов электроэрозионных воздействий на производительность удаления продуктов засаливания

$$\Pi_{уд} = c I_{cp} U_{sm}, \quad (5)$$

где c – коэффициент, учитывающий влияние энергии единичного импульса на интенсивность удаления продуктов засаливания, I_{cp} – средняя сила тока электроэрозионных управляющих воздействий, А; U_{sm} – расчётное напряжение на эрозионном промежутке, В;

Найдём величину среднего тока электроэрозионных управляющих воздействий.

За время τ_3 в результате электроэрозионных воздействий должен быть удалён объём продуктов засаливания $V_{3c} = P_{y\partial} \tau_3 = c I_{cp} U_{sm} \tau_3$. С учётом (2), (3) и (4) из формулы (5) получаем:

$$I_{cp} = \frac{10^{-3} \cdot (-x_0 \ln 0,05)^{\frac{1}{m}} \cdot \pi D_{\kappa} B_{\kappa} \left(1 - \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100}\right)}{\tau_3 c U_{sm}}. \quad (6)$$

Для условий рассматриваемого примера рассчитанный по формуле (6) средний ток $I_{cp} = 4$ А.

Изменение глубины резания по упругой схеме без учёта процесса заливания определим с помощью математической модели процесса плоского шлифования [5], при этом закономерность изменения глубины шлифования t_{ϕ} во времени обработки τ описывается экспоненциальным выражением следующего вида

$$t_{\phi}(\tau) = t_{ycm} + \Delta t \cdot \exp(\alpha \tau), \quad (7)$$

где t_{ycm} – установившаяся глубина шлифования; t_0 – исходная глубина шлифования рельефом, параметры которого сформированы после электроэрозионной правки; $\Delta t = t_0 - t_{ycm}$ – амплитуда снижения глубины шлифования; α – эмпирический коэффициент.

Для рассматриваемых условий обработки уравнение (7) имеет вид

$$t_{\phi} = 9 + 4,88 \exp(-0,07 \tau). \quad (8)$$

При осуществлении обработки по жёсткой схеме на станках с ЧПУ подача на врезание назначается для каждого i -го хода (или прохода при шлифовании с подачей) круга таким образом, чтобы её значение не превысило глубину шлифования, рассчитанную по уравнению (8), для времени обработки

$$\tau = i \cdot \tau_{px},$$

где i – номер хода (прохода) шлифовального круга; τ_{px} – время рабочего хода шлифовального круга, мин.

При шлифовании по жёсткой схеме на универсальных станках подача на врезание назначается из условия отсутствия фазово-структурных превращений в поверхностном слое детали по минимальному значению глубины резания, определённому из уравнения (8).

Оптимальные режимы плоского врезного алмазного шлифования ванадийсодержащих сталей с непрерывными электроэрозионными управляющими воздействиями на РПК на универсальных шлифовальных станках приведены в табл. 1.

Таблица 1

Рекомендуемые электрические и механические режимы плоского врезного алмазного шлифования с непрерывными электроэрозионными управляющими воздействиями на РПК при обработке по упругой и жёсткой схемам ванадийсодержащих инструментальных и штамповых сталей

Заданная шероховатость поверхности R_a , мкм	Электрические режимы		Механические режимы		
	Напряжение холост. хода U_{xx} , В	Средняя сила тока I_{cp} , А	Продольная скорость стола V_{∂} , м/мин	Сила поджима детали к кругу P_n , Н (упругая схема)	Глубина резания t , мкм (жёсткая схема)
Круг 1A1 250×76×15×5 AC6-100/80-4-M2-01					
0,4	60	4,0	2,5	50	6
0,8	60	4,0	8	90	8
1,6	60	4,0	20	135	9
3,2	60	4,0	20	135	9
Круг 1A1 250×76×15×5 AC6-160/125-4-M2-01					
0,4	60	4,8	0,6	28	5,5
0,8	60	4,8	2,7	60	7
1,6	60	4,8	12	120	9
3,2	60	4,8	20	150	10
Круг 1A1 250×76×15×5 AC6-250/200-4-M2-01					
0,4	60	5,2	1,1	43	5
0,8	60	5,2	3,6	80	6,5
1,6	60	5,2	12	140	9
3,2	60	5,2	20	180	10

Выбор предельной режущей способности круга в качестве критерия оптимизации при назначении режимов шлифования позволяет добиться полного использования режущих свойств РПК при обработке по упругой схеме и максимально приблизиться к такому использованию – при обработке по жёсткой на станках с ЧПУ.

Литература

1. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник/ Под ред. А.Н.Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.
2. Способ шлифования: А.с. 1763148 СССР, МКИ А1 В24 В 1/00/ Матюха П.Г., Цокур В.П.. – № 4814747/08. Заявлено 16.04.90// Открытия. Изобретения. – 1992. – Бюл. №35.
3. Цокур В.П. Підвищення продуктивності та якості обробки важкооброблюваних матеріалів алмазним шліфуванням з електроерозійним впливом на робочу поверхню круга: Автореф. дис.... канд. техн. наук: 05.03.01/ ДДМА. – Краматорськ, 1995. – 16 с.
4. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис.... докт. техн. наук: 05.03.01/ ХГПУ. – Харьков, 1996. – 48 с.
5. Полтавец В.В. Обоснование режимов шлифования труднообрабатываемых материалов при электроэрозионном воздействии на рабочую поверхность круга: Автореф. дис.... канд. техн. наук: 05.03.01/ ДонНТУ. – Донецк, 2001. – 19 с.
6. Матюха П.Г., Полтавец В.В., Гринев А.А. Вклад процессов засаливания межзёрненного пространства и изнашивания алмазных зёрен в ухудшение режущей способности круга при шлифовании по упругой схеме// Прогрессивные технологии и системы в машиностроении. Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1999. – Вып. 7. – С. 117-121.

2. ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ, ОБОРУДОВАНИЕ, ИНСТРУМЕНТЫ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ

УДК 621.73; 621.7.073; 001.4

ПРОБЛЕМИ РОЗРОБКИ НАЦІОНАЛЬНОЇ ТЕХНІЧНОЇ ТЕРМІНОЛОГІЇ В ГАЛУЗІ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

Євстратов В.О., докт. техн. наук

(м. Харків, Україна)

The article is dedicated to terminological problems in mechanical working and national standards creation. As the example of system approach to this problem is given the mechanical working terms classification. There are also given the examples of some terms and their standard definitions.

Основу могутності будь-якої промислово розвиненої держави визначають, як пра-вило, три промислових комплекси: паливно-енергетичний; гірничо-металургійний; машинобудівний. Але сама по собі наявність згаданих промислових комплексів є лише передумовою успішного економічного розвитку держави. Потрібна ще й чітко скоординована політика їх розвитку, визначена певною концепцією. Концепції розвитку паливно-енергетичного і гірничо-металургійного комплексів України вже детально розроблені і затверджені відповідними постановами Верховної Ради України. Проте вельми прикро, що ковальсько-штампувальному виробництву (КШВ) і ковальсько-пресовому машинобудуванню (КПМ) України, перспективам їх розвитку ні у 2000 році, ні у перспективі до 2010 року серйозної уваги досі не приділялося.

Треба зважити на те, що ковальсько-штампувальне виробництво України, як найважливіша складова частина машинобудівного комплексу, забезпечує: 1) задоволення потреб практично всього машинобудування та інших галузей техніки у ефективних технологіях обробки металів тиском (ОМТ) та ковальсько-пресовому обладнанні (КПО); 2) отримання державою близько 20% валютних надходжень; 3) створення понад 200 тисяч робочих місць. Щоб галузь ОМТ ефективно розвивалась і була конкурентноздатною, треба створити національні стандарти, які б відповідали світовим стандартам, та запровадити їх у виробництво. **Перший крок до цього – створення науково обґрунтованої термінології.**

Треба зазначити, що в Україні, колишній республіці СРСР, національні стандарти в галузі ОМТ не розроблялися, і технічна література українською мовою практично не видавалась. Після створення незалежної України і закріплення Конституцією української мови як державної виникла надзвичайно гостра необхідність у розробці та введенні в дію Державних Стандартів України (ДСТУ) на термінологію в галузі ОМТ. Зараз відомо лише три термінологічні ДСТУ з ОМТ [1 – 3]. **Але вони не створюють системи, охоплюють лише невелику частину термінології з ОМТ і, що найважливіше, не відповідають сучасному світовому рівню.** Вони не є новоствореними, а перекладені з колишніх ГОСТів СРСР з повторенням більшості недоліків та помилок, які в тих ГОСТах містились. Деякі шляхи усунення цих недоліків запропоновані в роботах автора, зокрема в статті [4].

Звертаючись до історії творення української національної термінології в галузі обробки металів тиском, можна зазначити, що виробнича термінологія народних промислів згадується вже у 1596 році [5]. Але початок розроблення науково-технічної термінології датується 1868 роком, коли в Україні було створено товариство “Просвіта”, а згодом і наукове товариство ім Шевченка у Львові. Вони почали видавати наукові праці “Записки НТШ”, в яких обговорювались проблеми творення термінології в таких галузях науки, як судочинство, медицина, математика, природознавство тощо. Публікація цих творів, як і інших творів, що видавались українською мовою, періодично заборонялась. Після 1905 року, коли в Росії було обмежено дію законів про заборону вільного розвитку української мови, було створено термінологічні осередки в Київському політехнічному інституті, в Харкові при товаристві ім. Квітки Основ'яненка, в Луганську при науковому товаристві. Проголошена у 1917 році Українська Народна Республіка скасувала всі заборони щодо української мови. Це призвело до бурхливого зростання термінотворчості та видання різноманітних словників. Лише за 1918-1919 роки у Східній Україні було видано понад 20 словників. У 1918 році при Департаменті професійної освіти було започатковано Технічно-термінологічну комісію. У 1921 році було засновано Інститут Української Наукової Мови Академії Наук (ІУНМ). З 1921 по 1933 було так зване “золоте десятиріччя” розвитку української науково-технічної термінології. За цей період видано близько 40 термінологічних словників. Але після Постанови ЦК КП(б)У від 22.11.1933 р. “українізація” в Україні була припинена, керівників ІУНМу було звинувачено у націоналізмі, заарештовано і фізично знищено. Словники – як речові докази – або заховані до спецхранів, або знищені зовсім [5]. **Далі почався період, коли в Україні технічна література українською мовою практично не видавалась.** У 70-х роках всі наукові журнали АН УРСР з природничих та технічних наук друкувались виключно російською мовою, а з 16 виданих словників всі 16 були російсько-українські. Проте, видатний мовознавець А.Кримський називав їх російсько-російськими.

В СРСР термінологічні комісії почали діяти з 1933 р., коли при АН СРСР було створено Комітет науково-технічної термінології (КНТТ). У довоєнні роки розробленню науково-технічної термінології та її стандартизації приділялось дуже мало уваги. Лише у квітні 1965 р. у Москві було проведено першу нараду КНТТ спільно з розробниками термінології, на якій розглянуто проблеми упорядкування та узгодження термінології в різних галузях науки і народного господарства [6].

У 1966 р. шойно створений “Всесоюзный научно-исследовательский институт технической информации и кодирования” (ВНИИКИ) запланував випуск Держстандарту “Государственная система стандартизации терми-

нологии и буквенных обозначений величин в СССР”. Але це було підпорядковано бюрократичній системі. Замість того, щоб довести до завершення створення **системи** Держстандартів СРСР з обробки металів тиском, яка була запропонована і розроблена фахівцями під керівництвом академіка О.І.Целікова та проф. С.М.Хржановського, ВНИИКИ почав залучати до створення **окремих стандартів**, що абсо-лютно не були пов’язані між собою і охоплювали тільки незначну частину термінологічного простору з ОМТ, **організації, які не мали ані досвіду дослідницьких робіт в ОМТ, ані досвіду викладання у вузах**. Так у 1969 році з’явився проект стандарту “Инструмент для обработки металлов давлением. Штампы. Термины и определения” (разработчик – Всесоюзный проектно-конструкторский **институт сварочного производства**, Киев). У 1971 році з’явилося зразу два проекти: “Обработка металлов давлением. Операцииковки и штамповки. Термины и определения” (разработчик – Всесоюзный проектно-конструкторский **институт сварочного производства**, Киев) та “ЕСТПП. Кузнечные машины. Термины и определения” (разработчик – Всесоюзный научно-исследовательский институт **нормализации в машино-строении**, Москва). *На всі три проекти кафедра ОМТ ХПІ дала негативні відзиви*. Особливо різким був відзив на проект останнього стандарту, де ми записали: “Проект СТПП нуждается в коренной переработке... Вторую редакцию рекомендуется перед рассылкой обсудить на Ученых советах ведущих вузов страны”. Але наші зауваження не були прийняті. Після незначних доробок ці проекти було випущено у вигляді ГОСТів. Ось таку спадщину ми отримали. Зараз як Державні Стандарти України введені переклади цих ГОСТів із суттєвими недоліками і помилками. На деякі з них варто звернути увагу на прикладі ДСТУ 2263-93 [2], бо вони характерні і для інших стандартів з термінології.

Терміни, що містяться у ДСТУ, не є логічно системними, бо ще й досі не визначено загальноприйнятну науково обґрунтовану класифікацію процесів в галузі ОМТ, яка могла б слугувати основою для визначення будь-якого поняття.

Визначення термінів досить часто неповні. “Калібрування. Підвищення точності розмірів штампованої заготовки чи штампованої поковки та (або) зменшення шорсткості її поверхні” ([2], с.15, термін 43). Тут цілком незрозуміло, яким саме способом або за рахунок чого точність підвищується, а шорсткість зменшується, на яких саме поверхнях це відбувається.

Нерідко визначення неточні, переобтяжені зайвою інформацією або навіть помилкові. “Редукування. Зменшення площі поперечного перетину заготовки при проштовхуванні її через калібруючу матрицю зусиллям, що направлене вздовж осі заготовки” ([2], с.16, термін 46). До цього визначення можна поставити принаймні три жорстких запитання. 1) Чи відомо авторам ДСТУ, що редукування труб, яке дуже поширене в ОМТ, характеризується або сталістю площі поперечного перетину заготовки або навіть її збільшенням (якщо тиск на контактних поверхнях досить значне)? 2) Чому для **редукування** використовують **калібуючу** матрицю, а не **редуючу**? Якщо ж матриця **калібуюча**, то чому б тоді не назвати операцію **калібуванням**, адже вона повністю відповідає цьому визначенню, що подане в ДСТУ на с.15, термін 43? 3) Як можна проштовхувати заготовку через матрицю зусиллям, яке направлене не вздовж осі заготовки, а навскіс або вбік? Відповідей нема.

Накочування. Утворення на заготовці різьби, дрібних рифлень, зубів безперервною дією інструмента ([2], с.21, термін 58). Термін **накочування** пов’язаний безпосередньо з уявою про обертання заготовки або (та) інструмента. У визначенні це не показано. Малюнок, що пояснює термін, дає уявлення про формоутворення лише за допомогою кругового інструмента, але ж найпоширеніший спосіб виготовлення різьби – це накочування плоскими плашками. Ані визначення, ані малюнок навіть не натякають на це. Проте найгірше те, що процес відбувається не безперервно, як це сказано у визначенні, а періодично: осередок деформації охоплює заготовку циклічно з періодом її обертання у 180°.

Дуже часто терміни мають хибну орієнтацію, тобто спрямовують нашу думку зовсім не так, як це треба у відповідності із змістом терміну. Наприклад: “**Вальцювання**. Штампування (!) виробів при відносному обертанні частин штамп та (або) вихідної заготовки в процесі деформування” ([2], с.4, термін 6). **Штампування** і **вальцювання** це суттєво різні технологічні операції, тому давати визначення другого поняття через перше – це давати зовсім невірну орієнтацію думки читача. Де автори бачили штампи, що обертаються?

Для визначення будь-якого поняття треба послуговатися дуже простою схемою.



Рис. 1. Універсальна схема визначення будь-якого поняття: **ЛО-У** – перша логічна операція – узагальнення; **ЛО-К** – друга логічна операція – конкретизація.

Ця схема дозволяє уникнути так званого “логічного зачарованого кола”. На жаль, за схемою “кола” часто побудовані визначення в тлумачних словниках та в ДСТУ 2360-94 [3]. Ця схема також дозволяє дати вичерпне

визначення, яке показує, до якого саме родового поняття відноситься дане, з якими поняттями воно є спільним, які має загальні властивості, яка його функція та структура, чим саме вона відрізняється від родового поняття.

Користуючись цією схемою, дамо визначення, наприклад, такого поняття: «**Редукування** це така технологічна операція **обробки металів тиском** [родове поняття], яка призначена для зменшення **одного чи кількох поперечних розмірів** вихідної заготовки **переважно на частині довжини** суцільної або порожнистої (трубчастої) заготовки [функція, тобто призначення цієї операції], яка виконується **поздовжнім проштовхуванням** заготовки через отвір в матриці, форма та розміри якого відповідають формі та розмірам поперечного перетину деталі [структура, тобто перелік складових даної операції та їх особливостей, характерних саме для операції, що визначається]».

Це визначення значно точніше, ніж в ДСТУ. Воно показує, що формозміна відбувається шляхом пластичної деформації (для цього у визначенні дається узагальнення, тобто редукування трактується як одна з операцій **обробки металів тиском**). Це визначення віддзеркалює всі особливості процесу редукування, які відрізняють його від інших операцій ОМТ: показує, що за допомогою цієї операції зменшують поперечні **розміри** (а не **площу** поперечного перетину!), що редукувати можна як **суцільну** заготовку, так і **порожнисту**, як круглого перетину, так і овального, прямокутного або багатокутного, як в одному напрямку (наприклад, з круга отримувати овал, з квадрата – прямокутник тощо), так і в кількох (з круга отримувати шестикутник), зменшення розмірів здійснюється переважно **на частині довжини** заготовки (хоча не виключається і так зване наскрізне редукування). У цьому визначенні показано, як саме виконується операція (**поздовжнім** проштовхуванням заготовки через матрицю (в такому разі питання про напрям сили не постає!). Для даної операції використовується матриця **не калібруюча**, а така, у якої форма та розміри отвору в точності відповідають формі та розмірам поперечного перетину деталі, що обумовлені її кресленням.

Під це визначення вже не можна підвести жодної іншої операції ОМТ, наприклад, обтискування ([2], с.14, термін 39), радіального обтискування ([2], с.20, термін 55), в той час, як визначення поняття **редукування** у ДСТУ [2] повністю відповідає як обтискуванню, так і радіальному обтискуванню.

Проте навіть і наведене вище визначення, хоч і достатньо повне, але ще недосконале, бо не спирається на класифікацію.

Саме те, що розробці термінології не передувало створення науково обґрунтованої класифікації технологічних процесів ОМТ, і є суттю всіх недоліків ДСТУ. Щоб цей недолік усунути пропонуємо класифікацію технологічних процесів ОМТ, на наш погляд, науково обґрунтовану і придатну для розробки термінологічної системи.

Всі технологічні операції пластичної деформації можна розділити на два великих класи, які відрізняються як призначенням, так і місцем у виробничому циклі.

Перший клас – це операції **прокатного виробництва**, які призначені для продукування заготовок (сортового, листового, профільного прокату тощо) у металургійному комплексі. **Другий клас** – це операції **обробки металів тиском**, які призначені для продукування або напівфабрикату (поковок, штамповок), або готових виробів (деталей) у машинобудівному комплексі.

Отже, операції пластичної деформації можна класифікувати так.

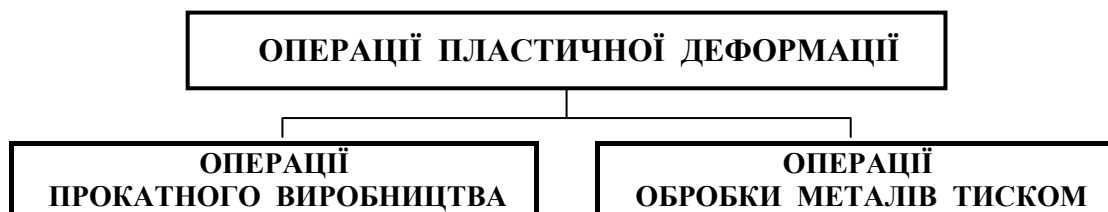


Рис. 2. Класифікація операцій пластичної деформації.

Операції першого класу залишаємо фахівцям з прокатного виробництва, а другого класу розглянемо тут.

Всі операції обробки металів тиском можна розділити на два підкласи: базові та комбіновані. Класифікація базових (основних найпростіших) процесів дає можливість скласти класифікаційні схеми і для комбінованих.



Рис. 3. Класифікація операцій обробки металів тиском.

Всі базові операції обробки металів тиском можна розділити на дві великих групи (рис.3). *Класифікаційна ознака такого поділу* – ступінь використання ресурсу пластичності Ψ , тобто закритичне накопичення пошкоджень ($\Psi = 1$) або докритичне накопичення пошкоджень ($\Psi < 1$), чи, інакше кажучи, збереження або незбереження цілісності.

Розділові операції характеризуються трьома важливими особливостями: 1) осередок деформації розповсю-

джується лише на вузьку смугу – локальну область заготовки; 2) в осередку деформації накопичення пошкоджень досягає межі ($\Psi = 1$), тому завершення будь-якої з розділових операцій завжди супроводжується руйнуванням металу і розділенням заготовки на дві або кілька частин; 3) в процесі будь-якої розділової операції початкова форма заготовки чи виробу не змінюється, а заготовка чи виріб розділюються на дві або кілька частин.

Формозмінювальні операції характеризуються також трьома важливими особливостями: 1) осередок деформації розповсюджується або на досить велику частину заготовки, або послідовно охоплює всі її частини, або охоплює всю заготовку; 2) в осередку деформації накопичення пошкоджень НЕ досягає межі ($\Psi < 1$), тому завершення будь-якої формозмінювальної операції завжди забезпечує цілісність виробленого напівфабрикату або деталі; 3) в процесі будь-якої формозмінювальної операції початкова форма заготовки чи виробу та їх розміри суттєво змінюються.

Розділові операції в залежності від схеми напружень можна поділити на три види, які показані на рис.4.



Рис. 4. Класифікація розділових операцій обробки металів тиском.

Тут слушно зазначити, що деякі розділові операції можуть бути застосовані для оброблення різних видів вихідної заготовки: листової, сортової, поковки. Тому назви операцій, області їх застосування та їх відповідні індекси зручно подати у вигляді таблиці 1.

Таблиця 1.

№	НАЗВА ОПЕРАЦІЇ	ВИД ВИХІДНОЇ ЗАГОТОВКИ ТА ІНДЕКС ОПЕРАЦІЇ					
		Листова		Сортова		Поковка	
1	Вирубання	+	1.1.1.1	-	1.1.2.1	-	1.1.3.1
2	Висікання	+	1.1.1.2	-	1.1.2.2	-	1.1.3.2
3	Відрізування	+	1.1.1.3	+	1.1.2.3	-	1.1.3.3
4	Відрубання	+	1.1.1.4	+	1.1.2.4	-	1.1.3.4
5	Зачищення	+	1.1.1.5	-	1.1.2.5	+	1.1.3.5
6	Ламання	-	1.1.1.6	+	1.1.2.6	-	1.1.3.6
7	Обрізування	+	1.1.1.7	+	1.1.2.7	+	1.1.3.7
8	Пробивання	+	1.1.1.8	+	1.1.2.8	+	1.1.3.8
9	Проколювання	+	1.1.1.9	-	1.1.2.9	-	1.1.3.9
10	Просікання	+	1.1.1.10	-	1.1.2.10	-	1.1.3.10
11	Розрубання	-	1.1.1.11	-	1.1.2.11	+	1.1.3.11
12	Розрізування	+	1.1.1.12	+	1.1.2.12	-	1.1.3.12

Формозмінювальні операції в залежності від особливостей деформації можна розділити на три види, які показані на рис.5.

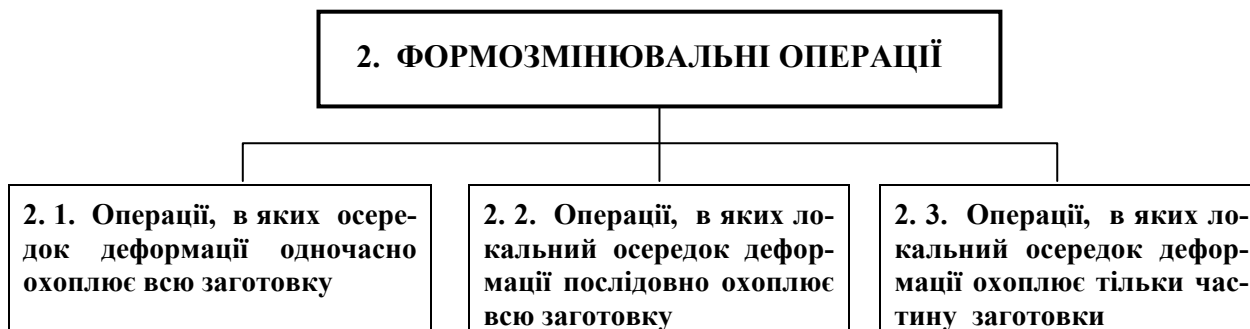


Рис. 5. Класифікація формозмінювальних операцій.

Далі можна більш детально охарактеризувати особливості формозмінювальних операцій та перелічити їх назви.

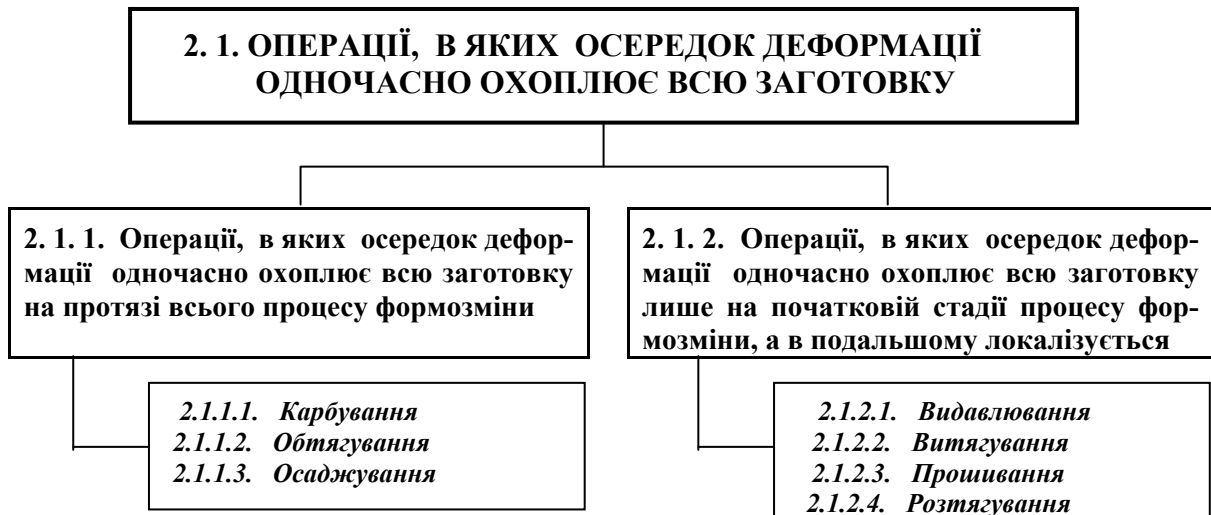


Рис. 6. Класифікація формозмінювальних операцій першої групи (2.1).

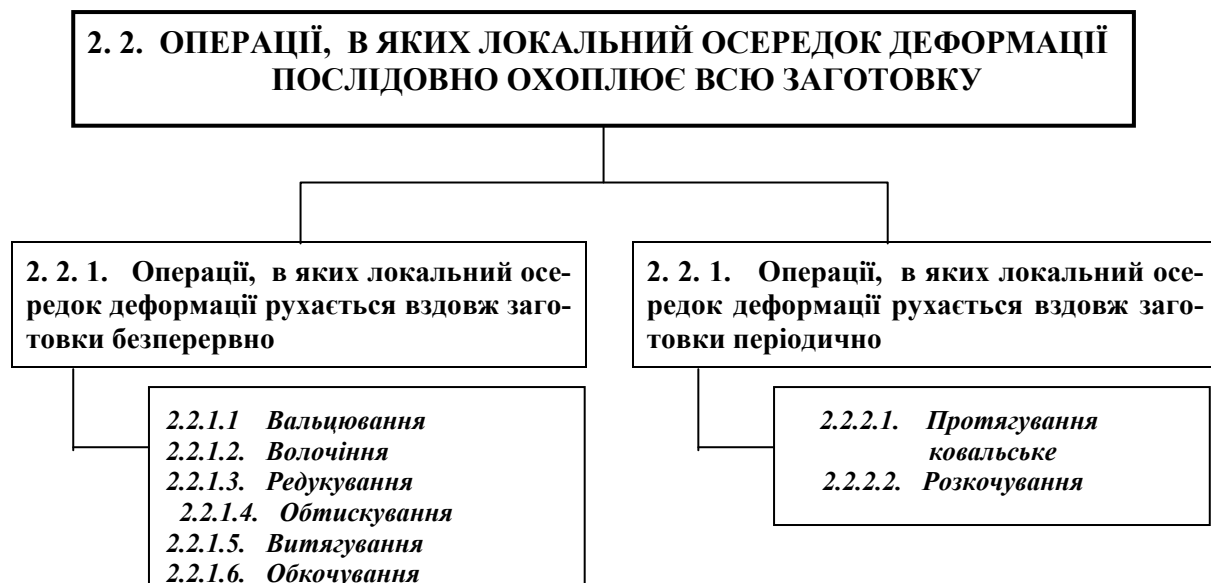


Рис. 7. Класифікація формозмінювальних операцій другої групи (2.2).

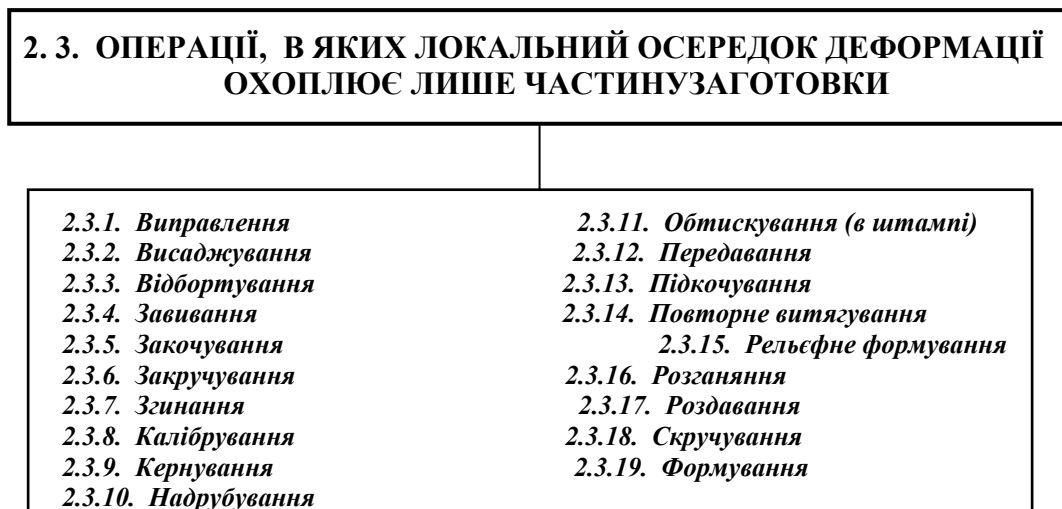


Рис. 8. Класифікація формозмінювальних операцій третьої групи (2.3).

Маючи таку класифікаційну схему, не важко скласти класифікаційну схему для будь-якого комбінованого процесу обробки металів тиском, прийнявши за основу кількість та види простих операцій.

Наведена класифікація є основою для розробки ДСТУ на операції ОМТ. Але для *вичерпної характеристики кожної операції вона потребує додаткових класифікаційних схем*. Наприклад, в роботі [7] запропонована класифікація різновидів процесу видавлювання.

Видавлювання – це технологічна операція ОМТ, яка визначається тим, що заготовка будь-якої форми, за-

мкнена у матриці з отвором будь-якої форми (іншої або такої ж самої, що визначається кресленням деталі) витискається пуансоном (або кількома) через калібруючий отвір або контур в напрямку осі або під будь-яким кутом до неї, внаслідок чого утворюються осьові, радіальні чи бічні відростки, форма та розміри яких встановлюються кресленням деталі.

Операції можна розділити на два класи: а) базові, тобто основні найпростіші операції, б) комбіновані, тобто складені з кількох базових.

Базові операції видавлювання доцільно класифікувати за трьома ознаками:

- деформований стан і пов'язане з ним змінення форми поперечного перерізу заготовки;
- напрям руху інструмента відносно заготовки, що деформується;
- кількість каналів або контурів, через які витікає метал, та їх напрямки.

Такий підхід дозволяє кожній базовій операції до коду видавлювання 2.1.2.1 додатково поставити у відповідність ще й тризначний код такої структури: М. N. К. Тут М = 1, 2, 3 – коди поздовжнього, поперечного та бокового видавлювання; N = 1, 2, 3 – коди напрямку руху інструмента відносно заготовки, що деформується; К = А, ... , Е – коди, що позначають кількість каналів або контурів.

Поздовжнє видавлювання – це різновид операції видавлювання, який характеризується тим, що заготовка будь-якої форми, замкнена у матриці з отвором будь-якої форми (іншої або такої ж самої, що визначається кресленням деталі) витискається пуансоном вздовж осі матриці через калібруючий отвір, площа поперечного перетину якого менша за площу поперечного перетину матриці, а форма і розміри відповідають формі та розмірам поперечного перетину деталі, що визначені у її кресленні. **Код 2.1.2.1.1.Н.К.**

Поперечне видавлювання – це різновид операції видавлювання, який характеризується тим, що заготовка будь-якої форми, замкнена у матриці, яка обмежує осьову течію, деформується кількома пуансонами поперек осі матриці так, що площа поперечного перетину вихідної заготовки залишається незмінною. **Код 2.1.2.1.2.Н.К.**

Бокове видавлювання – це різновид операції видавлювання, який характеризується тим, що заготовка будь-якої форми, замкнена у матриці з отвором будь-якої форми (іншої або такої ж самої, що визначається кресленням деталі), витискається одним або двома пуансонами через один або кілька каналів чи контурів, які розташовані під гострим, прямим або тупим кутом до осі матриці, так, що площа поперечного перетину в зоні деформації заготовки збільшується. **Код 2.1.2.1.3.Н.К.**

На підставі цих визначень можна побудувати класифікаційну схему базових операцій видавлювання (рис.9).



Рисунок 9. Класифікація базових операцій видавлювання.

Виходячи з наведеної вище класифікації операцій видавлювання, можна гранично точно і дуже стисло сформулювати визначення будь-якої з них.

Покажемо це на прикладі. **Поздовжнє зворотнє одноконтурне видавлювання** (код операції 2.1.2.1.1.2.Г) – це така формозмінювальна операція обробки металів тиском [А], яка призначена для утворення в заготовці порожнини [Б] і виконується шляхом вдавлювання в заготовку пуансона, форма і розміри якого повторюють форму і розміри порожнини на кресленні деталі [В].

Це визначення дає вичерпно повне уявлення про операцію.

В ньому [А] – родове поняття, яке визначається класифікаційною схемою, що представлена на рис.6, у поясненні до якої показано, що формозміна заготовки відбувається шляхом пластичної деформації: для цього у ви-

значенні дається узагальнення, тобто видавлювання трактується як одна з операцій **обробки металів тиском**. Тут також відзеркалено всі особливості **формозмінювальних операцій**, які притаманні цьому родовому поняттю і описані на сторінці 5. У визначенні наголошено на тому, що ця операція – **видавлювання**, а тому зрозуміло, що зовнішній контур виробу може бути яким завгодно за формою (круглим, квадратним, шестикутним, овальним прямокутним тощо), як це відзеркалено у визначенні поняття **поздовжнє видавлювання**. У визначенні також наголошено на тому, що це **одно-контурне** видавлювання, тому зрозуміло, що деталь формується у вигляді стакану або коробки з порожниною. [Б] показує призначення цієї операції, яке витікає з класифікації, показаної на рис.9. [В] дає уточнення способу виконання операції, а також підкреслює відмінність його від інших способів видавлювання, наприклад, прямого.

Без детальних класифікацій таке коротке і повне визначення неможливе.

Друга важлива особливість цього визначення – його системність. Наприклад, всі визначення процесів видавлювання чітко систематизуються класифікаціями, що подані на рис.6 та рис.9. Так само можна будувати науково обґрунтовані системи термінів в інших напрямках обробки металів тиском та давати їх визначення, користуючись аналогічними класифікаціями, які, на жаль, за браком місця тут показати неможливо.

Як видно, наведена класифікація дозволяє створити ДСТУ на рівні найвищих світових стандартів.

Для створення ДСТУ з термінології штампів, обладнання, нагрівання, механізації і автоматизації, САПР тощо треба розробити такі ж детальні класифікації, а також точно сформулювати визначення понять. Іншого шляху не існує!

Для створення ДСТУ (не тільки з термінології) потрібні невідкладні заходи, треба, щоб Держстандарт цільовим призначенням виділив кошти, разом із Міністерством освіти і науки залучив до виконання цієї дуже складної, але надзвичайно нагальної роботи провідні вузи, науково-дослідні інститути та промислові підприємства, які мають достатній досвід в цьому напрямку. Досвід останніх років показав, що кваліфіковано виконати цю відповідальну справу цілком здатне Учбово-методичне об'єднання кафедр ОМТ України (УМОС-7.090206). Один з прикладів успішної роботи кафедри ОМТ в цьому напрямку представлено в роботі [8].

Без термінології неможливо створити сучасні стандарти на обладнання та продукцію ковальсько-штампувального виробництва. Створення наукової термінології і національних стандартів, які не поступають світовим, відкриє шлях до сертифікації та зовнішніх ринків. Без вирішення цих проблем неможливо розраховувати на конкурентоздатність нашої продукції і намагатися виходити на міжнародні ринки. А без ринків ми втрачаємо надію на незалежність і підйом економіки.

Отже, створення стандартів – це задача національної безпеки.

Тому від імені УМОС-7.090206 звертаємось до Уряду, Держстандарту, Міносвіти, всіх кафедр обробки металів тиском України з проханням звернути увагу на цю надзвичайно важливу проблему відродження Української економіки.

Література

1. ДСТУ 2261-93. Штампи для оброблення металу тиском: Терміни та визначення. – Київ: Держстандарт України, 1994.
2. ДСТУ 2263-93. Операції кування та штампування металу: Терміни та визначення. – Київ: Держстандарт України, 1994.
3. ДСТУ 2360-94. Устаткування ковальсько-пресове: Терміни та визначення. – Київ: Держстандарт України, 1995.
4. Євстратов В.О., Рудь В.І., Плєснецов Ю.О. Термінові вимоги стандартизації в галузі ковальсько-штампувального виробництва / Вестник Харьковского государственного политехнического университета. Юбилейный вып. №76: Обработка металлов давлением. – Харьков, 2000. – С.20 – 22.
5. Наконечна Г. Українська науково-технічна термінологія: Історія і сьогодення. – Львів: Кальварія, 1999. – 110 с.
6. Стандартизация терминологии в СССР и за рубежом: Обзор / Под ред. Л.Ю.Белахова. – М.: Изд-во стандартов, 1966. – 137 с.
7. Оптимизация технологических процессов и конструкций штампов для холодного и полугорячего выдавливания. Евстратов В.А., Иванов О.М., Кузьменко В.И. и др. – М.: ВНИИТЭМР, 1989. – 192 с.
8. Короткий російсько-український термінологічний словник з спеціальності 12.04 “Маши-ни та технологія обробки металів тиском” / Уклад. В.М.Боков. – Кіровоград, КІСГМ. – 67 с.
9. Войналович О., Моргунок В. Російсько-українській словник наукової і технічної мови (термінологія процесових понять). – К.: Вирій, Сталкер, 1997. – 256 с.
10. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т. – Т.1. Материалі и нагрєв. Оборудование. Ковка / Под ред. Е.И.Семенова. – М.: Машиностроение, 1985. – 568 с.
11. Оптимизация технологических процессов и конструкций штампов для холодного и полугорячего выдавливания. Евстратов В.А., Иванов О.М., Кузьменко В.И. и др. – М.: ВНИИТЭМР, 1989. – 192 с.
12. Стандартизация терминологии в СССР и за рубежом: Обзор / Под ред. Л.Ю.Белахова. – М.: Изд-во стандартов, 1966. – 137 с.
13. Гильденгорн М.С., Шеламова В.А. Основные понятия и терминология в общей теории обработки металлов давлением. – М.: Изд-во МИСиС, 1969. – 74 с.
14. Короткий російсько-український термінологічний словник з спеціальності 12.04 “Маши-ни та технологія обробки металів тиском” / Уклад. В.М.Боков та ін. – Кіровоград, КІСГМ. – 67 с.

УДК 621.824.32.004.15

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ КОЛЕНЧАТЫХ ВАЛОВ ТРАКТОРНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Скобло Т.С., докт. техн. наук, проф., Сидашенко А.И., Харьяков А.В., Мартыненко А.Д.

(г. Харьков, Украина)

In article the results of operational and bench cranked shaft tests are analyzed. The requirements of details of group of A is considered. The technique of tests are presented. Conclusions concerning wear resistance of restored details are made.

В настоящее время перед ремонтным производством стоят задачи не только восстановления деталей машин, но и повышение их надежности и долговечности. Как показал [1] статистический анализ, главной причиной выхода из строя деталей и узлов является не их поломка, а износ подвижных сопряжений под действием сил трения. Поэтому при создании технологий восстановления изношенных поверхностей деталей учитывается потребность в получении восстановленной поверхности с износостойкостью превышающей исходную.

Разработана технология [2] восстановления коленчатых валов тракторных двигателей серии СМД – 60 плазменно-порошковой наплавкой с использованием легированных порошков на основе железа.

Целью работы являлась необходимость оценить износостойкость коленчатого вала после восстановления плазменной наплавкой.

Проводили стендовые и эксплуатационные испытания двигателей СМД-60. Шейки коленчатых валов восстанавливали данным методом в условиях Шевченковского РТП Харьковской области. Наплавляли порошковой композицией на основе железа (ПЖН4Д2М+ФМИ-2) легированной хромом и никелем. Испытывали три вала в различных условиях.

Первый вал, установленный на стенде для послеремонтной обкатки двигателей, испытывали под нагрузкой, соответствующей мощности двигателя 160 л. с., в течение 60 ч. После испытания исследовали следующие параметры: диаметр шейки вала, овальность корсетность и бочкообразность, твердость (HRC), наличие трещин, прижимов, задиров и оплавлений. Максимальный износ составил на шатунных шейках - 0,002мм (1-4 шейка), на коренных 0,003мм (4 шейка). Минимальный: 0,001 - для шатунных (2-5 и 3-6) и для коренных (3-я шейка). Твердость поверхностного слоя после испытаний не изменилась.

Второй вал был установлен на двигатель СМД-60 (№ 64320) и отработал в условиях эксплуатации колхоза им. Ватутина Шевченковского района Харьковской области 3000 ч. Контрольные замеры геометрических параметров и твердости восстановленного слоя показали, что изнашивание проходило плавно и относительно равномерно. Так, минимальное его значение для шатунных (посадочные поверхности под 1, 3 и 5 шатун) и коренных (3-я) шеек составило 0,013мм. Максимальный 0,016мм для шатунных (посадочная поверхность под 4 шатун) и 0,017мм для коренных (4-я) шеек, что находится в области допустимых значений. Твердость поверхностного слоя в процессе эксплуатации не изменилась.

Третий вал (двигатель № 64366) отработал в условиях эксплуатации КСП «Победа» Близнюковского района Харьковской области 1500 ч. без замены масла. Контрольные замеры показали более интенсивный износ, чем в предыдущем случае. Его минимальное значение составило 0,031мм для посадочной поверхности под 2-й шатун и 0,062мм на 2-й коренной шейке. Максимальное значение составило 0,062мм для посадочной поверхности под 6-й шатун и 0,129мм на третьей коренной шейке, что выходило за область допустимых значений и требовало ремонта. Замеры твердости показали ее падение на поверхностях 1-й и 3-й шатунных шеек по сравнению с исходной с HRC 59 до 58 единиц. Интенсивный износ объясняется увеличением коэффициента трения из-за потери маслом своих первоначальных свойств. Увеличившаяся при этом температура в зоне трения приводит к отпуску поверхностного слоя (при плазменной обработке кристаллизация наплавленного слоя происходит из жидкого состояния на воздухе и поэтому имеет место процесс «самозакалки») и как следствие падению твердости.

Полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что восстановленный слой имеет однородную стабильную структуру, которая не претерпевает существенных трансформаций в процессе эксплуатации при соблюдении технических требований на работу двигателя.

В соответствии с ГОСТ 23.24 – 86 испытания, при которых определяется соотношение интенсивностей изнашивания исследуемой (восстановленной) и эталонной поверхностей при заранее установленных идентичных условиях относятся к группе А.

В процессе работы коленчатого вала на износ шеек влияет большое количество факторов: свойства материала вала, вид упрочняющей обработки (закалка, азотирование и т.п.), нагрузка на двигатель, состояние смазки (плотность, вязкость, содержание продуктов износа, абразивной пыли), конструкция узла. В связи с этим возникла необходимость проведения сравнительных испытаний новой детали и восстановленной плазменно-порошковым методом.

Проведение испытаний на износ строилось следующим образом.

Из шатунных шеек коленчатых валов вырезали образцы в виде роликов шириной 10 мм. Порезку производили абразивными кругами из вулканита с использованием вращателя заточного станка УЗС248, обеспечивающего частоту вращения режущего инструмента 3000 об/мин. В качестве охлаждающей жидкости использовали смазку АСФ – 3 которая применяется при резании закаленных сталей [3]. Класс шероховатости поверхности соответствовал требованиям технических условий, предъявляемым к эксплуатации коленчатых валов. Для обеспечения условий испытаний приближающихся к эксплуатационным в качестве контр-тела использовали образцы вырезанные из шатунных вкла-

дышей А 23. 01. 98 – 60 шириной 10 мм и длиной 20 мм. В качестве фрикционного покрытия использовали свинцовистую бронзу. Контроль прилегания образцов осуществляли методом планиметрирования с погрешностью не более 10%. Твердость поверхностного слоя измеряли вдавливанием пирамидки по методу Роквелла. Характеристика образцов используемых для испытаний на износ приведена в табл. 1.

Таблица 1.

Характеристика испытаний

Испытание группы А по ГОСТ 23.224 – 86

Кинематический тип сопряжения по ГОСТ 23.224 – 86 1.1.

Испытательная установка МИ – 1М

Частота вращения вала – 430 об/мин.

Нагрузка – 150Н

Образец		Рабочий слой		Геометрические параметры образцов		Твердость, HRC	Прилегаемость, %
Тип	Маркировка	Материал	Технология изготовления	Размеры	Параметры шероховатости		
Ролик	№ 1–3	Сталь 45	Ковка, поверхность – закалка ТВЧ	$d=85\text{мм}$ $b=10\text{мм}$	Ra 0.32	HRC 52	90%
Ролик	№ 1–3	Покрытие ПЖН4/Д2М+ФМИ–2	Плазменно-порошковая наплавка	$D=85\text{мм}$ $b=10\text{мм}$	Ra 0.32	HRC 62	
Колодка	№ 1–12	А 23. 01. 98–60	Основное производство	$f=20\text{мм}$ $b=10\text{мм}$	Ra 0.1	–	

Испытания проводили с абразивно-масляной прослойкой. Абразивно-масляную смесь приготавливали из кварцевого песка, соответствующего требованиям ГОСТ 2138 – 84 и масла индустриального – 20 по ГОСТ 20779 – 75. Содержание абразива в масле - 5%. Гранулометрический состав абразива находился в пределах 80 – 100 мкм. В качестве промывочной жидкости использовали ацетон по ГОСТ 2603 – 79 [4]. Образцы маркировали на торцевой нерабочей поверхности для определения ориентации при установке их на машину трения. Характеристика среды испытаний приведена в табл. 2.

Таблица 2

Характеристики среды испытаний

Вид среды	Наименование или марка, ГОСТ на среду испытаний	Дополнительные характеристики среды	Концентрация абразивного материала в смазочном
Смазочный материал	Масло индустриальное – 20 по ГОСТ 20779 – 75	–	5%
Абразивный материал	Кварцевый песок ГОСТ 2138 – 84	Дисперсность 0,01	

При испытаниях амплитуда колебания рамки для обеспечения равномерности износа составляла 4 мм. Нагрузка на образец создавалась собственным весом рамки и составляла 150 Н. Количество образцов для испытания выбирали из расчета по три на каждый вид материала. Режим испытаний приведен в табл. 3.

Таблица 3

Режим испытаний образцов на износ

Нагрузка, Н	Скорость относительного скольжения	Подогрев масла в нормальном режиме	Метод смазывания	Режим подачи абразивной среды
150 Н	1,944 м/с	Самопроизвольный фрикционный разогрев	Капельный	20 капель в минуту

Величину износа за данный промежуток времени испытания оценивали по потере массы. Для взвешивания применяли аналитические весы АДВ – 200 с ценой деления 0,1 мг (погрешность от неравноплечности 0,2 мг).

Испытания проводили в два этапа. Первый – период приработки и второй – установившегося износа. В период приработки испытания проводили по 60 с. Период характеризуется интенсивным и неравномерным износом. Это происходит из-за неравномерного, случайного скалывания и смятия микронеровностей, которые имеют место после механической обработки. Затем образцы снимали, промывали и взвешивали. На этом этапе наблюдали поочередные, незначительные увеличения массы ролика из-за налипания на его поверхность материала вкладыша и вкладыша – за счет внедрения в поверхность трения отколовшихся частиц рабочего слоя ролика.

Значения износа в период приработки приведены на рис. 1. Во второй четверти графика расположены участки кривых, соответствующие значениям массопереноса материала. Для удобства значения износа были переведены из весовых единиц в метрические. Средние значения износа для вала с закаленной поверхностью и с наплавленным сло-

ем составили 18,53 мкм (0,0271 гр.) и 13,2 (0,0145 гр.) соответственно.

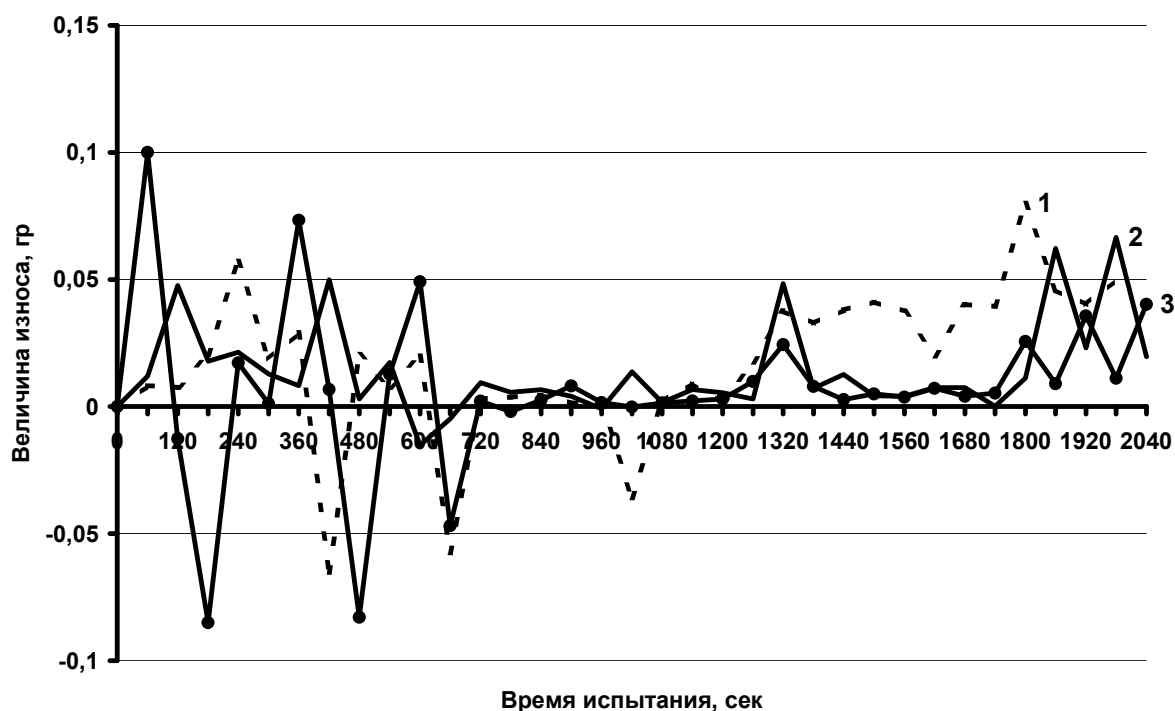


Рис. 1. Зависимость величины износа от времени испытаний: 1 – соответствует образцу, восстановленному по предлагаемой технологии; 2 – соответствует образцу новой детали (сталь 45 + закалка ТВЧ); 3 – соответствует образцу вкладыша (свинцовистая бронза).

Среднеквадратичные отклонения S (1) значений износа для образцов, вырезанных из новой детали, и восстановленной плазменно-порошковым методом составили 0,0141 и 0,0776 соответственно.

$$S = \sqrt{\frac{n}{n-1} \left[\frac{\sum_{i=1}^n U^2}{n} - U_{cp}^2 \right]} \quad (1)$$

Определив величину корня квадратного из средневзвешенной дисперсии (2), и задавшись доверительной вероятностью $\rho = 0,95$ и числом степеней свободы k (3), проверили (4) достоверность гипотезы о повышении износостойкости наплавленного слоя [5].

$$S^* = \sqrt{\frac{(n_1 - 1) \cdot S_1^2 + (n_2 - 1) \cdot S_2^2}{n_1 + n_2 - 2}}, \quad (2)$$

$$k = n_1 + n_2 - 2 \quad (3)$$

$$\left| U_{1cp} - U_{2cp} \right| > t(\rho, k) \cdot S^* \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}} \quad (4)$$

Проверка показала, что различие в средних значениях является случайным, лежащим в пределах ошибки эксперимента. Гипотеза подтверждается. Результаты испытаний на износ представлены на рис. 2

Из приведенных на рис. 2 зависимостей изменения величины износа образцов во времени видно, что период приработки поверхности трения восстановленного образца по предлагаемой технологии составляет 660 с., в то время как период приработки стальной детали составляет 1500 с. Это свидетельствует о том, что, не смотря на более высокую твердость поверхности (HRC 62), она хорошо поддается механической обработке и имеет класс шероховатости не ниже $R_a 0,32$. На момент окончания приработки поверхностей величина износа нового вала на 40,93% больше - чем восстановленного. В период установившегося износа во временном интервале от 1800 до 3000 с. оба образца имеют одинаковую интенсивность. Кривые проходят почти параллельно друг другу. Затем интенсивность износа нового вала постепенно увеличивается и на момент окончания испытания (6300 с.), разность величины износа достигает 14,12 мкм, что составляет 68,34%.

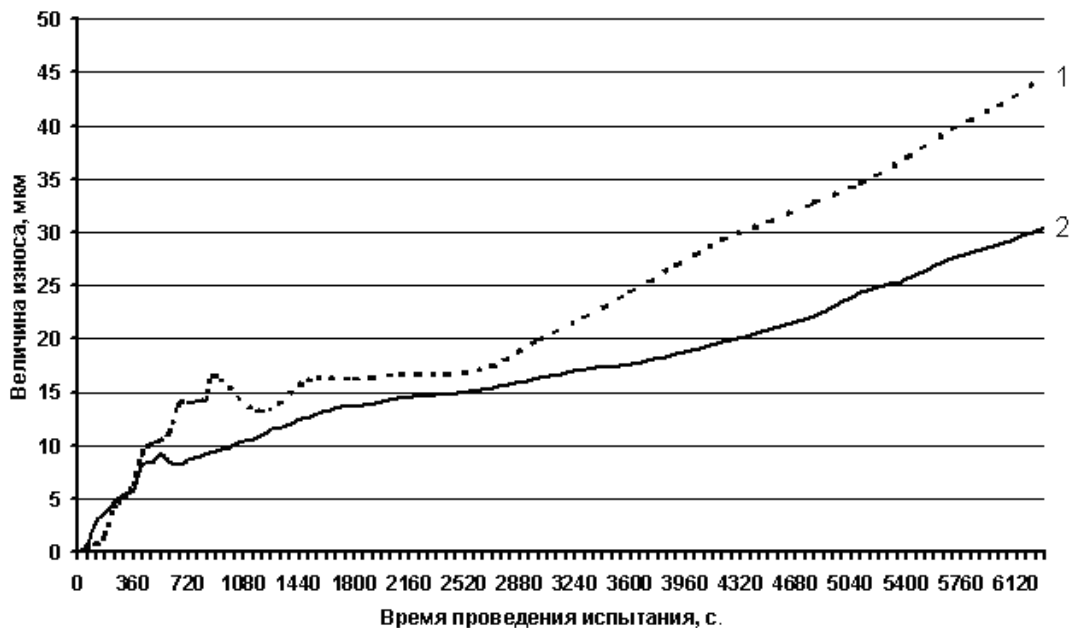


Рис. 2. Изменение величины износа новой детали (сталь 45 + закалка ТВЧ) и восстановленной по рекомендуемой технологии: 1 – износ образца нового коленчатого вала; 2 – износ образца восстановленного вала.

Проведенные испытания позволяют рекомендовать разработанную технологию восстановления шеек коленчатых валов к широкому внедрению на ремонтных предприятиях АПК.

Литература

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с
2. Харьяков А.В. Восстановление коленчатых валов двигателей СМД – 60 плазменно-порошковым методом // Віник ХДТУСГ: Підвищення надійності відновлюємих деталей машин. Вип. 4 – Харків: ХДТУСГ, 2000. – С. 70 – 75.
3. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т 1/ под. ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова – М.: Машиностроение, 1985. – 656 с.
4. ГОСТ 23.224 – 86. Обеспечение износостойкости изделий. Методы обеспечения износостойкости восстановленных деталей.
5. Митков М.В., Кардашевский С.В. Статистические методы в сельхозмашиностроении. – М.: Машиностроение, 1978.

УДК 621.771.07

ПРИМЕНЕНИЕ ВАЛКОВ ИЗ ЗАЭВТЕКТОИДНОЙ СТАЛИ

Скобло Т.С., докт. техн. наук, проф., Давыдова С.Н.
(г. Харьков, Украина)

In case of production of hypereutectoid steels the special attention is spared to the questions of alloying, modification and technology of casting. An analysis of application of rollers is conducted from by the hypereutectoid steels different foreign firms

В последние годы за рубежом широко используются прокатные валки из заэвтектоидных и графитизированных сталей. Последние, существенным образом отличаются от известных ранее материалов тем, что включения графита формируются не в процессе графитизирующего отжига, а кристаллизуются из жидкого расплава. Это позволяет путем варьирования химического состава и различных технологических приемов получить валки с заданным уровнем эксплуатационных характеристик. Твердость литой графитизированной стали значительно выше, чем полученной после графитизирующего отжига (на 150-250 НВ).

Целью анализа является обобщение данных о производстве и применении, свойствах валков из графитизированных сталей.

По сравнению с низколегированными сталями типа «адамит» (150ХНМ), графитизированные стали обладают более высокими прочностными и пластическими свойствами, а также более технологичны при литье. На основе анализа химического состава графитизированные стали могут быть разбиты на две группы: нелегированные и низколегированные. К первой – относятся стали с ограниченным содержанием карбидообразующих элементов, а ко второй – с концентрацией легирующих добавок более 1,0% каждого. Содержание углерода и

кремния находится в пределах 1,0 – 2,0%. С увеличением содержания углерода, как правило, повышают и концентрацию кремния. Широкие пределы содержания этих элементов определяются конкретными требованиями и назначением валков.

При производстве заэвтектидных сталей особое внимание уделяется вопросам легирования, модифицирования и технологии литья. Заготовки стальных валков отливают так же, как и чугунных - в комбинированных литых формах. Заливку форм производят сифонным способом и сверху. Для уменьшения разбрызгивания металла и обеспечения постоянного напора при заливке применяют промежуточную воронку. Для снижения размыва поддона на него при сборке формы укладывают стальной лист.

Литейные формы шеек валков изготавливают из песчано-глинистых смесей повышенной прочности, чем при отливке чугунных. Так, прочность на сжатие, должна быть 400—600 МПа; газопроницаемость — более 100 см/мин; влажность — 4,5—6%. Они подвергаются сушке при, $t = 350—400$ °С в течение 12—15 ч, в зависимости от толщины заформованного слоя.

В качестве защитных покрытий чаще всего применяют краски на основе высокоогнеупорных наполнителей— циркона и хромагнетита. Литейные формы шеек валков окрашиваются дважды: до сушки и после нее. Плотность краски при первом покрытии — 1,5—1,6 г/см³ и втором - 1,9-2,0 г/см³. В стальных валах, отливаемых на ЭЗТМ, для формовки шеек применяли пластичные самотвердеющие смеси (ПСС) состава, % (по массе): песок кварцевый – 100%; шлак феррохромовый (сверх 100%) - 1,5—3,5; жидкое стекло (сверх 100%) – 7,5-8,2.

Трудоемкость изготовления форм шеек из ПСС ниже, чем из обычных песчаноглинистых смесей, так как не требуется длительной сушки.

Для окраски форм применяли покрытие на основе электрокорунда (74—76%) с добавкой бентонита (2,4%) и водного раствора сульфитно-дрожжевой бражки плотностью 1,1 г/см³ (24-26%). Это покрытие обеспечило хорошее качество поверхности. Дефектов и пригара не было.

Для снижения расхода металла на прибыль и улучшения условий питания вала, а также ликвидации усачных дефектов при отливке применяют экзотермические смеси различного состава. Их используют в виде засыпок, брикетированных вставок, помещаемых в прибыль по ее контуру. Состав наиболее часто применяемой смеси, % (по массе): алюминиевый порошок - 23; марганцевая руда - 4; железная руда — 12; криолит - 6; молотый шамот — 43; глина — 12; жидкое стекло (сверх 100%) - 10-12. Температура горения смеси - 1350+50 °С. Время выдержки отливок в формах определяется их габаритами и массой. Так, для валков с диаметром бочки 350-450 мм оно рекомендуется не менее 24ч; 500-600 мм- 36 ч; 700-800 мм - 60 ч; более 800мм - 72ч.

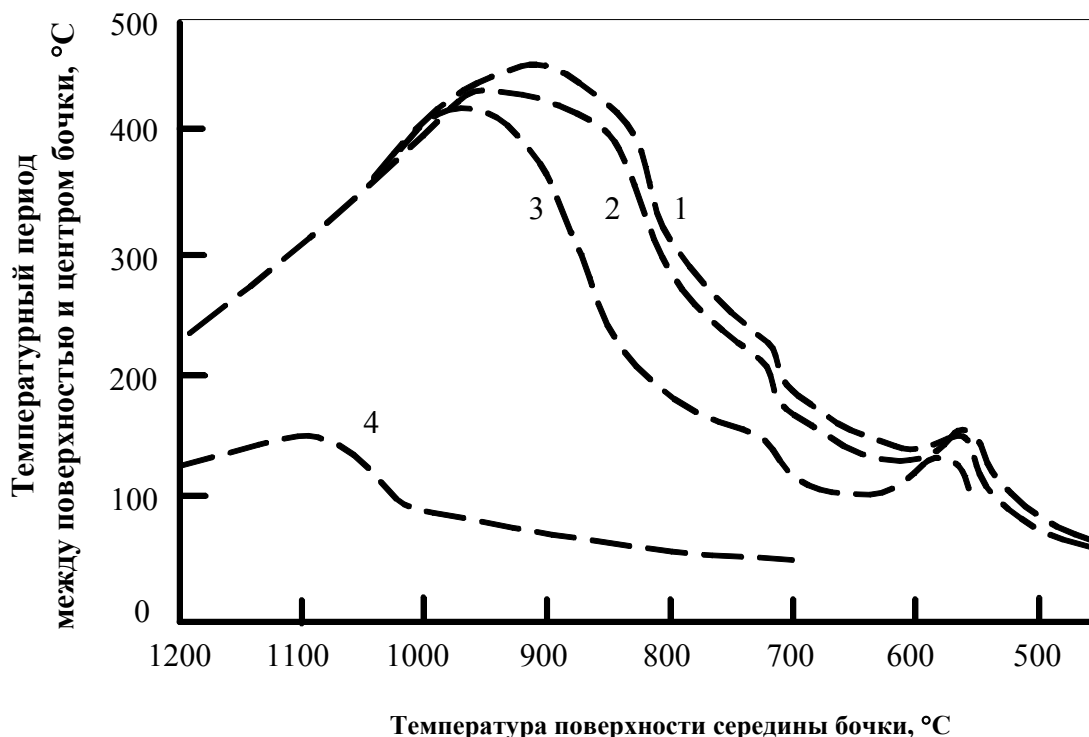


Рис. 1. Температурные перепады при остывании валков в различных литейных формах: 1 – обычная форма, толщина стенки кокиля 300мм; 2 – литейная форма с наружной теплоизоляцией кокиля; 3 – толщина стенки кокиля 200 мм; 4 – полностью земляная форма.

В процессе охлаждения валков в литейных формах вследствие неравномерности теплоотвода в различных зонах отливок возникают литейные напряжения, превышающие иногда уровень прочности материала. Это приводит к образованию трещин. Температурные перепады при остывании стальных отливок в различных литей-

Таблица 1.
 Применение валков из графитизированной стали на различных прокатных станах за рубежом.

Страна, фирма	Исполнение, марка валков	Твердость, НS	Химический состав, %								Глубина ра- бочего слоя, мм	Применяе- мый диа- метр вал- ков, мм	Область применения
			C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	S	P			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Швеция, Vofors- Akers	НН-SG-275	38-44	1,2-2,2	≥1,3	до 1,0	до 1,5	до 1,5	-	0,05	0,03	60-80	300-1100	Валки обжимных, заго- товочных и рельсоба- лочных станов
	НН-SG-325	44-50	1,2-2,2	≥1,3	до 1,0	до 1,5	-	0,05	0,03	60-80	300-1100		
Франция, Usinor	URAGS-C	40-50	1,3-2,1	≥1,3	0,6	0,8	-	-	Н.СВ.	Н.СВ.	Н.СВ.	Н.СВ.	Обжимные, черновые промежуточные клетки сортовых станов, уни- версально балочные ста- ны
	URAGS	50-60	1,3-2,1	≥1,3	0,6	0,8	-	Н.СВ.	Н.СВ.	Н.СВ.	Н.СВ.	Н.СВ.	
Италия, INNSE	GA-NT	38-55	1,2-2,2	до 1,7	0,5-1,0	до 1,5	до 1,5	0,2-0,5	-	-	50-100	Н.СВ.	Валки обжимных станов
Япония, Kantoc	Gs	30-50	1,2-2,0	1,0-2,0	0,6-1,5	0,5-1,5	-	0,2-0,7	до 0,03	до 0,03	Н.СВ.	Н.СВ.	Валки обжимных и заго- товочных станов
Япония, Jodagawa	M1, M2 Сердцевина валков с 0,7 – 1,0 %C	30-50	1,2-1,5	1,2-1,5	0,4-0,6	до 0,3	до 0,5	-	0,02	0,015	-	Н.СВ.	Рабочие валки первых клетей чистовой группы широкополосных станов. Рабочие валки черновых клетей широкополосных станов

ных формах приведены на рис. 1. Минимальные перепады температур, а следовательно, и меньшие литейные напряжения имеют место при литье валков в земляную форму. Однако эта технология не обеспечивает качества поверхности и требуемого уровня свойств металла. Поэтому отливка в комбинированную форму более предпочтительна. Для снижения напряжений и обеспечения необходимого уровня твердости все стальные валки подвергают термообработке. Обычно это двойная или тройная нормализация с высоким отпускком. Валки диаметром > 600 мм рекомендуется подвергать термической обработке с горячего всада во избежание образования трещин.

В информационных материалах приводятся широкие пределы содержания элементов, однако отсутствуют данные о концентрации основных добавок (в частности, кремния, марганца и углерода), о способе ввода и количестве добавок модификаторов. Кроме того, опубликованные данные ограничиваются лишь перечислением вводимых лигатур, которые, судя по структуре сталей, содержат повышенный процент кремния, кальция или других элементов этой группы, а также поверхностно - активные добавки - магний, церий и другие.

Модифицирование осуществляется как в печи, так и в ковше. В США для получения материалов с включениями шаровидного графита применяют модификатор, состоящий из пористого металлургического кокса или формованного графита с добавками поверхностно - активных элементов (магния, калия, рубидия, цезия).

При производстве графитизированной стали используются методы внепечного рафинирования. Наиболее распространены - вакуумная дегазация стали при давлении 0,5 - 10 мм. рт. ст.; обработка газами (аргоном, азотом) совместно с добавками порошкообразных модификаторов. Обработка газом - носителем способствует одновременно раскислению, дегазации расплава и переносу порошка, содержащего кремний, алюминий и кокс. При расчетах количества составляющих модификатора рекомендуется выдерживать определенное соотношение. Так, например, при введении кокса и алюминия оно должно быть равно 1:3.

Уровень прочности при разрыве заэвтектоидных сталей составляет 372 - 490 МПа, а графитизированных 490 - 980 МПа. Более низкую прочность имеют нелегированные графитизированные стали, а высокую - легированные. Последние, кроме того, отличаются высокими значениями предела прочности при изгибе 784 - 1666 МПа, удлинения 5 - 25%, ударной вязкости 43,0 - 69,0 кДж/м². Максимальные значения прочностных характеристик имеют стали с 1,2%С. Твердость легированных графитизированных сталей после специальной термообработки достигает 45-55 НS, что выше, чем у чугуна с шаровидным графитом, применяемого для валков обжимных клетей (34-50 НS). Предел прочности чугуна при разрыве составляет 490 - 558 МПа.

В черновых группах клетей в ФРГ, Японии и Швеции применяют валки из низколегированной заэвтектоидной стали типа 150 ХНМ после двойной термообработки с твердостью 35 - 48 НS. Валки из стали с более высоким содержанием углерода (до 1,8-1,9%) применяют и в промежуточных клетях. Дополнительно в этих клетях используют валки из легированной графитизированной стали с твердостью 30 - 50 НS (табл. 1).

Из данных таблицы видно, что такие валки в Японии (фирма «Ядогава») изготавливают из нелегированной стали центробежным методом, где в качестве сердцевины используют углеродистую сталь, близкую к заэвтектоидному составу.

Японская фирма «Канток», шведская - «Акерс», французская - «Узинор», итальянская - «Иннзе» применяют для обжимных и черновых клетей, заготовочных и рельсобалочных, широкополосных станков низколегированные графитизированные стали, содержащие 1,2-2,2 %С, 1,3-2,0 %Si, 0,5-1,5 %Mn, 0,8-1,5 %Cr, до 1,5 %Ni, а в ряде случаев и 0,2-0,7 %Mo. Такие валки подвергают сложной термической обработке, параметры которой не раскрываются. Однако, если судить по их марке, то можно сказать, что шведская фирма «Акерс» поставляет валки после двойной термообработки - НН.

Выполненный анализ по применению валков для различного назначения из графитизированной стали будет использован и детально изучен при конкретном применении на мелкосортных станках.

Литература

1. Скобло Т.С., Воронцов Н.М., Будагьянц Н.А. и др. Прокатные валки из высокоуглеродистых сплавов. М.: Из-во «Металлургия», 1994, -336С.
2. Nastad R.K., Worzada F.J., Loper C.R. The fracture characteristics of nodular cast iron. -Mat. Cast iron. Proc. 2th int. Symp., Geneva, 1974, St. Saphirin, 1975, p.789-801.

УДК 621.793.

ОБРАБОТКА ППД ПОВЕРХНОСТИ ПОКРЫТИЙ НАНЕСЕННЫХ МЕТОДОМ ЭИО

Скобло Т.С., докт. техн. наук, проф., Сидашенко А.И., Науменко А.А.,

Мартыненко А.Д., Харьков А.В.

(г. Харьков, Украина)

In article the way of the surface coverings improvement is considered. Results of experiments that depends conditions of the detail surface are analyzed. Characteristics of the detail surface after plastic deformation are presented

При восстановлении деталей машин и оборудования большое значение приобретают не только достигнутые показатели прочности и твердости поверхности трения, но и работоспособность детали в целом. Разогревая рабочий слой при упрочнении и восстановлении наплавкой, имеет место разупрочнение переходной зоны и сердцевины, что может нарушить ее служебные характеристики: снизить жесткость, привести к потере формы и полкам. При выборе способа нанесения компенсирующего износ покрытия деталей важным является оцен-

ка условий их работы (тип сопряжения, виды трения и относительное перемещение поверхностей при эксплуатации, температурный режим и рабочая среда). Именно это определяет выбор материала и способа упрочнения покрытия.

Традиционными методами наплавки длинномерные детали практически восстановить не представляется возможным, т.к. требуется высокая температура предварительного и сопутствующего подогрева, которые разупрочняют сердцевину, теряется форма детали, а из-за большой доли карбидной фазы возрастает склонность к повреждаемости структуры.

Кроме того, используя в качестве наплавочных, широко применяемые низко- и среднеуглеродистые материалы, из-за различия в коэффициентах линейного расширения с металлом детали, в зоне сплавления формируются дефекты, резко снижающие качество и надежность восстановленной детали. В ней формируются микротрещины, изменяется субструктура, развивается выраженная карбидная неоднородность, что ведет к большому разбросу твердости и неравномерному износу [1, 2]. Детали из нетехнологичных материалов, например, стали ШХ15, а также группы с величиной износа до 1,0мм целесообразнее всего восстанавливать с использованием высококонцентрированных источников энергии. К числу таких технологических способов относится электроискровой метод, который позволяет для восстановления использовать электроды близкие по свойствам к стали ШХ15 – высокохромистые стали и непосредственно эту же сталь.

Промышленное использование метода электроискровой обработки (ЭИО) было разработано Лазаренко Б.Р. и Лазаренко Н.И. Исследованиями этих специалистов показано, что электроискровым методом можно сформировать покрытие любыми токопроводящими материалами. Эффективность этого метода заключается в том, что он позволяет [2-5]:

- получать пары трения с заданными физико-механическими свойствами;
- упрочнять и наращивать слой при сохранении свойств сердцевины детали;
- наращивать слой на детали из нетехнологичных, но износостойких материалов (высокоуглеродистые сплавы – заэвтектоидные стали и чугуны);
- обеспечить нанесение покрытия небольшой величины равного износу при эксплуатации;
- получать упрочненный слой без значительной химической сегрегации примесей;
- обеспечивать формирование упрочненного слоя с очень мелким зерном;
- в результате быстрой кристаллизации повышать предел растворимости легирующих элементов, упрочнять матрицу, увеличивать долю дисперсной карбидной фазы, в том числе и на стадии вторичного твердения;
- обеспечивать формирование новых метастабильных фаз, расширяющих возможность использования последующей термической обработки и пластической деформации.

Особенностью структур, полученных при электроискровой обработке (ЭИО) является то, что они формируются в условиях сверхскоростного охлаждения. При этом осуществляется перенос металла с анода (электрод) на катод (деталь). Скорость кристаллизации по данным [2-4] достигает 10^5 - 10^6 К/с. Такая высокая скорость обеспечивает формирование дисперсного зерна ($\approx 4 \times 10^{-2}$ мкм и менее). При традиционных высокоскоростных методах затвердевания его величина составляет 0,1–10мкм [1-4]. Известно, что с уменьшением размера зерна существенно возрастает твердость, прочность и пластичность материала.

При электроискровом нанесении покрытия практически не прогревается основной металл детали, а в наращиваемом слое формируются растягивающие напряжения. Процесс электроискровой обработки помимо ряда преимуществ перед другими методами получения покрытий имеет и недостатки. К ним относятся: малая толщина наносимых слоев ($\approx 0,2$ – $1,0$ мм); низкая производительность процесса; сложность получения микрорельефа заданной шероховатости.

Целью исследований явилось определение эффективной области применения данной технологии, разработ-

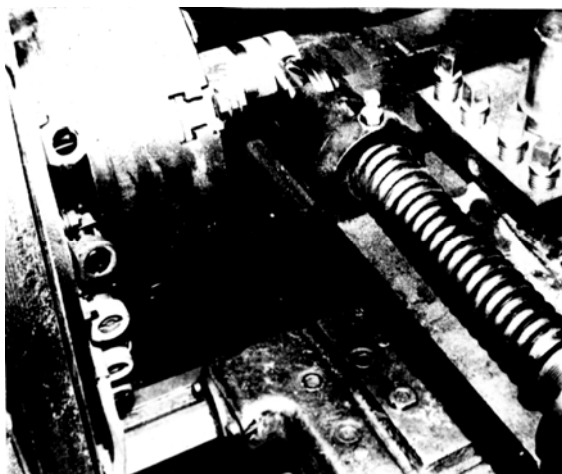


Рис. 1. Общий вид обкатника.

ка технологических операций, оборудования и предложений по их совершенствованию для повышения качества восстановленных деталей. Эти недостатки могут оказаться незначительными при определении рациональных областей использования метода или усовершенствовании оборудования и технологии. Так, например, ЭИО эффективна в случае, когда величина износа детали не превышает формируемого слоя покрытия этим методом ($\leq 1,0$ мм). Из анализа литературы [2-5, 7] видно, что 90% процентов вышедших из строя деталей сопряжений имеют износ до 0,1мм. Как было показано ранее, для увеличения производительности процесса целесообразно использовать одновременно несколько электродов.

Что касается формируемой шероховатости, то ее величина не имеет особого значения в случае использования обкатки или других методов поверхностно-пластической деформации (ППД). Совместное использование методов ЭИО и ППД упрочняет поверхностный слой детали, уменьшает его пористость, снижает уровень растягивающих напряжений, а в ряде случаев обеспечивает формирование – сжимающих.

Для их уменьшения и дополнительного упрочнения поверхностного слоя разработали конструкцию обкатника, который смонтировали на установку для электроискровой обработки поверхностей длинномерных деталей, позволяющий производить обработку одновременно с нанесением покрытия (рис.1). Кроме того, использование обкатника (обеспечивает давление до 50МПа) позволяет повысить не только качество обрабатываемой поверхности - снижение степени шероховатости и уменьшение объемов последующей шлифовки, но и увеличить высоту наращиваемого слоя за счет многослойной обработки при нанесении покрытия.

Проведенные в данной работе исследования были сопоставлены с результатами, полученными ранее по эксплуатационной стойкости покрытий, нанесенных другими методами. По данным литературных источников и лабораторно-промышленных испытаний анализировали различные направления [8, 9] в области повышения эксплуатационной стойкости штоков турбин:

- химико-термическая обработка (азотирование) по высокотемпературному режиму в среде аммиака, разбавленного азотом (карбохромирование);
- электроискровое легирование электродом из стали 10X18H10T, 10X13 с последующей обкаткой обработанной поверхности стальным шариком (роликом). Такой материал электрода для формирования покрытия выбран исходя из требований эксплуатации [8 - 10];
- плазменное напыление с использованием смеси (90% ПН70Х17С4Р4 + 10% Cr₃C₂) по технологии: напыление, термоциклирование напыленного слоя и последующее его оплавление;
- плазменная наплавка.

Методы химико-термической обработки или не обеспечивают требуемый уровень износо- и коррозионной стойкости поверхности (высокотемпературное азотирование в среде аммиака разбавленного азотом), или в 1,5-2 раза снижают прочностные свойства сердцевины (карбохромирование) при высокой температуре эксплуатации.

Технология плазменного напыления также обеспечивает требуемый уровень износо- и коррозионной стойкости штоков в течение заданного срока службы (≈ 40000 ч) и позволяет восстанавливать штоки, бывшие в эксплуатации, с износом поверхности 0,10-0,50мм. Но внедрение данной технологии на АО "Турбоатом" потребует значительно больших экономических затрат по сравнению с технологией электроискрового наращивания покрытия. Плазменная технология требует также высококвалифицированного обслуживающего персонала, кроме того, она более сложная (включает множество операций) и продолжительная. Технологию плазменного напыления целесообразно применять для восстановления деталей непосредственно на электростанциях.

Технология ЭИО обеспечивает требуемый уровень износо- и коррозионной стойкости поверхности штоков в течение заданного срока службы (≈ 40000 ч). Ее внедрение в производство не потребует значительных экономических затрат: использования дорогостоящего оборудования; экологической защиты; высококвалифицированного персонала. Данная технология может быть использована не только в качестве упрочняющей, но и позволит также восстанавливать штоки бывшие в эксплуатации, с износом поверхности не бо-

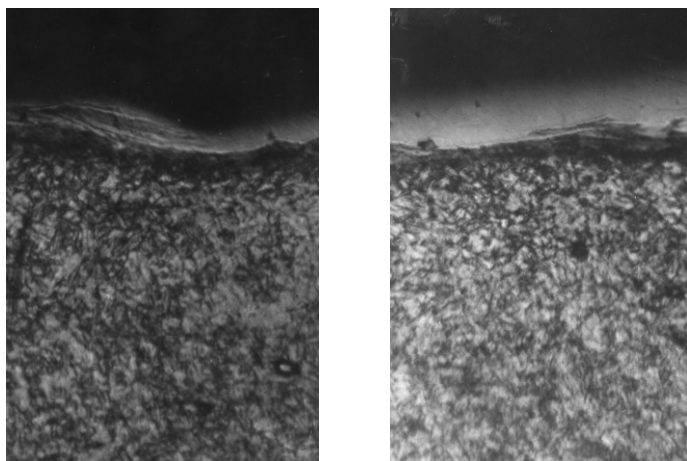


Рис. 2. Структура при ЭИО: а, б $\times 100$; а - до обкатки; б - после обкатки (при нагрузке 300Н).

лее 0,10мм.

На основании проведенного комплекса лабораторных исследований установлены оптимальные параметры нанесения покрытия электроискровым методом штоков узла парораспределения турбин, взамен их азотирования или хромирования и разработана технология процесса:

- предварительная подготовка поверхности штоков (шлифовка и термообработка);
- электроискровая обработка для нанесения покрытия на штоки турбин электродом 10X13, или 10X18H10T за три прохода;
- обкатка роликом (нагрузка 300Н) покрытия до чистоты поверхности $R_z=0,63$ мкм.

После такой обработки высота нанесенного слоя равна 0,15-0,16мм, а микротвердость покрытия – Н-100 – 700-720.

Согласно данным усталостных испытаний, проведенных на производстве, сталь 10X18H10T целесообразно использовать в качестве анода для деталей, работающих в условиях знакопеременных нагрузок. ППД после ЭИО увеличивает усталостную прочность деталей на 4-5% (с $\sigma_{-1}=290-300$ МПа до $\sigma_{-1}=305-315,0$ МПа) и улучшает конфигурацию слоя (рис. 2а, б). ППД не изменяет другие механические характеристики.

Восстановительные покрытия методом ЭИО проводили и для других деталей сельскохозяйственной техники, изготовленных из стали 45. Обработке подвергали ступицу ведомого диска муфты, ось блока шестерен, шатунные паль-

цы, распределительный вал, шестерни трансмиссии (торцевая поверхность), головки шатунов (внутренняя поверхность). ППД деталей, обработанных методом ЭИО, проводили при нагрузках 100-500Н (табл. 1).

Из приведенных данных видно, что оптимальная нагрузка для обкатки составляет 300-400Н. Причем наибольшее упрочнение и более высокое качество поверхности достигаются при использовании электрода на никелевой основе.

Таблица 1

Влияние величины нагрузки на чистоту поверхности и конфигурацию слоя

Материал электрода	Величина нагрузки, Н	Чистота обработки, R_z , мкм	Характеристика конфигурации слоя
30X13	100	2,9-3,3	Не изменяется
	200	2,9-3,3	То же
	300	2,9-3,3	То же
	400	2,9-3,3	То же
	500	2,9-4,2	Волнистость и смятие отдельных участков слоя
10X18H10T	100	1,2-1,9	Не изменяется
	200	0,9-1,15	То же
	300	0,6-0,9	То же
	400	0,35-0,67	То же
	500	0,38-0,69	Волнистость

В связи с тем, что толщина покрытия, наносимого методом ЭИО за три прохода электродом и последующим ППД, не превышала 1мм на диаметр детали, то прочность сцепления его с основным материалом оценивали, не по общепринятой методике, а использовали предложенную в работах А.П. Гуляева и Н.Т. Гудцова.

Оценку уровня прочности производили при нагрузках на индентор $P=50$ и 100г. Оценив прочность сцепления получили, что даже при нанесении хромистого покрытия (электрод из стали 30X13) она обеспечивается на уровне ≥ 800 МПа (80 кг/мм^2). Прочность материала подложки: сталь 40X, 45X – 570-590МПа; Ст.3– 450МПа; ШХ 15–590-730МПа; 20X1M1Ф1ТР – 630МПа; высокопрочный чугун – 400МПа.

В результате выполненных исследований установлено следующее:

- для увеличения толщины слоя покрытия, наносимого методом ЭИО, и его упрочнения рекомендовано применение операции - поверхностного пластического деформирования. Разработано приспособление – ролик обкатчик, который монтируется на установке и обработка производится совместно с нанесением покрытия;
- изучены и предварительно оценены основные технологические параметры ППД, определяющие качество покрытия при которых обеспечивается достаточная прочность сцепления нанесенного покрытия с основой.

Полученные данные будут использованы при разработке технологического процесса восстановления длинномерных деталей на предприятиях машиностроительной отрасли и технического сервиса.

Литература

1. Сверхбыстрая закалка жидких сплавов: //Сб. науч. тр. под ред. Германа Г. - М.: Металлургия, 1986.– 375с.
2. Лазаренко Н.И., Лазаренко Б.Р. Электроискровое легирование металлических поверхностей // Электронная обработка материалов. – 1977. - №3. - С.12-16.
3. Grant N.J. Rapid solidification of metallic particulates // Journal of metals – 1983.–V.35. - №1. - P.20–27.
4. Электроискровое легирование металлических поверхностей. / Гитлевич А.Е., Михайлов В.В., Парканский Н.Я., Ревуцкий В.М. – Кишинев: Штиинца, 1985. – 196с
5. Современные методы, упрочнения поверхности деталей прокатного оборудования. / Скобло Т.С., Рудюк С.И., Шапаренко А.В. и др. // Черная металлургия. – 1988. - №16. - С.2–15.
6. Мартыненко А.Д., Скобло Т.С., Сидашенко А.И. Исследование влияния химического состава анода на величину и качество слоя, восстановленного электроискровым методом. // Сб. науч. тр.: Повышение надежности восстанавливаемых деталей машин: - Харьков: ХГТУСХ, 1997. – С.75-81.
7. Электроискровое легирование металлических поверхностей. / Гитлевич А.Е., Михайлов В.В., Парканский Н.Я., Ревуцкий В.М. - Кишинев: Штиинца, 1985. - 196с
8. Паровая турбина К-300-240 ХТГЗ / Безуглый Г.З., Галацан В.Н., Палей В.А. и др. - М.: Энергоиздат, 1982. - 272с.
9. Паровые и газовые турбины. / Трубило М.А., Арсеньев Г.В., Фролов В.В. и др. - М.: Энергоатомиздат, 1985. - 351с.
10. Правила технической эксплуатации электрических станций и сетей. - Изд. 13-е. - М.: Энергия, 1977. - 288с.

УДК 621.797

**АНАЛИЗ ФАКТОРОВ ВЛИЯЮЩИХ НА КАЧЕСТВО И ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ
ГИЛЬЗ ЦИЛИНДРОВ ИЗ СЕРОГО ЧУГУНА****Скобло Т.С., докт. техн. наук, проф., Марченко М.В.***(г. Харьков, Украина)*

In work the analysis grey iron their qualities and wear resistance for a choice of a material of ship cartridges of cylinders is carried out

Долговечность двигателя, стабильность его рабочих характеристик, экономичность эксплуатации во многом определяются износостойкостью цилиндров.

Интенсивность износа цилиндров зависит от условий трения пары цилиндр - поршневое кольцо, на которые влияют конструктивные особенности двигателя (мощность, числа оборотов, степень сжатия, система подачи и сжигания топлива, система очистки воздуха и масла), качество применяемого топлива и масла, условия эксплуатации и износостойкость материала цилиндров [1 – 11].

Чугун является одним из наиболее широко применяемых материалов в машиностроении. В последние годы наблюдается тенденция к росту производства деталей из чугунов и расширение их марочного состава для изготовления различных конструкций, особенно из - серых. Преимуществами использования чугуна являются достаточно простой и дешёвый технологический процесс получения изделий сложной формы, хорошая обрабатываемость резанием и высокая износостойкость.

В отличие от других литейных материалов для чугуна характерна высокая универсальность вследствие достижения самых разных свойств, что обеспечивается возможностью изменять его свойства технологией отливки. Меняя химический состав расплава, условия затвердевания и охлаждения в твердом состоянии, можно существенно влиять на эксплуатационные характеристики отливки.

Целью анализа по применению серых чугунов являлась необходимость обобщения имеющейся информации о их качестве и износостойкости для выбора эффективного материала судовой втулки (гильзы) цилиндров.

Широкое применение для гильз двигателей массового производства нашёл серый чугун. Это наиболее дешёвый, технологичный материал, обеспечивающий достаточно высокую долговечность цилиндров, особенно в условиях работы двигателя на качественном топливе и моторном масле в нормальных условиях эксплуатации.

Заготовки чугунных втулок (гильз) отливают в сырых песчано-глинистых формах, или центробежным способом.

Преимуществом центробежного метода отливки втулки (гильзы) является меньшая потребность в производственных площадях, поскольку отпадает необходимость в литейных конвейерах, смесеприготовительных системах и системах переработки горелой земли, меньший расход материалов, высокий выход годного литья, плотная структура и высокие механические свойства отливок, повышенная заполняемость форм и возможность получения отливок из сплавов с пониженной жидкотекучестью, возможность получения полых отливок без применения стержней, пониженный расход металла в виду отсутствия литников и прибылей [12].

Структура чугуна в гильзах, отлитых по такой технологии из низколегированных чугунов, преимущественно перлитная с небольшим (до 5%) количеством феррита и графита (среднепластинчатый неориентированный). В гильзах, отлитых из среднелегированного чугуна металлическая основа чисто перлитная, причём перлит и графит имеют более тонкое строение, чем в низколегированном чугуне.

На качество и износостойкость существенное влияние оказывает химический состав втулки, поэтому он строго оговаривается техническими требованиями.

Влияние пяти основных элементов (C, Si, Mn, S и P), а также основных легирующих элементов (Cr и Ni) на свойства и структуру серого чугуна с пластинчатым графитом хорошо известно [13-16].

К примесям относят фосфор, серу, водород, азот, кислород и др. Чугуны, в которых содержание марганца находится в пределах 0,5-1%, серы - 0,05-0,20% и фосфора - 0,05-0,8%, а легирующие добавки отсутствуют, называют нелегированными. Распространёнными легирующими элементами являются никель, хром, алюминий, медь, титан, молибден, вольфрам, ванадий. В роли легирующих элементов для обеспечения специальных свойств могут выступать и примеси (Mn, S, P) при повышенной их концентрации.

Легирование чугуна такими элементами, как хром, вольфрам, молибден и ванадий, сопровождается улучшением его физико-механических свойств. Однако улучшение свойств чугуна достигается лишь при большом содержании этих элементов. Значительное снижение влияния Cr, W, Mo и V, можно получить путем дополнительного легирования графитообразующими элементами. По эффективности влияния элементы располагаются в таком же ряду, как и на активность углерода в Fe-C сплаве, то есть Si, Al, Ni. Cu и Co [17-21].

Структура чугуна в зависимости от содержания основных легирующих элементов, особенности технологии литья может отличаться количеством феррита, размером и формой графитовых включений, дисперсностью перлита, а также количеством, расположением, структурой фосфидной эвтектики.

При изготовлении втулок цилиндра основным оценочным критерием качества является твёрдость. Для определения твёрдости применяют чаще всего метод вдавливания по Бринеллю на кольцах, отобранных от втулки каждой партии. Твёрдость измеряется шариком диаметром 10 мм с нагрузкой 3000 кг. Измерения производятся на полированной плоскости поперечного сечения по обеим сторонам образца. Отпечатки располагаются на расстоянии $1/2 r$ от центра образца и на противоположной стороне темплета на расстоянии $2/3 r$, причём они лежат один против другого. Чтобы получать сравнимые числа твёрдости, необходимо чтобы выполня-

лось требование $P = aD^2$, т. е. чтобы нагрузка была пропорциональна квадрату диаметра шарика, причём для стали и сплавов $a = 30$, а диаметр шарика D равен 2,5; 5 или 10 мм.

Условия проведения измерения твёрдости для сталей и сплавов на основе железа непригодны для серого чугуна, содержащего графит. Измерение твёрдости серого чугуна шариком диаметром 2,5 мм в большинстве случаев даёт неправильные результаты из-за большой гетерогенности структуры. Твёрдость, измеренная шариками диаметром 5 и 10 мм, также оказывается неодинаковой. Рейнигер [22] исследовал машиностроительные и центробежнолитые сплавы различной твёрдости. Серии опытов дали возможность определить соотношение чисел твёрдости, измеренный шариком диаметром 5 и 10 мм. Исследование структуры показало, что влияние размера шарика на твёрдость определяется прежде всего количеством, величиной и распределением включений графита.

Впоследствии Рейнигер подтвердил влияние графита и его количества на различие в результатах замеров и рекомендовал поправку, по которой можно сопоставлять результаты измерений твёрдости при испытаниях (10/3000/30) и (5/750/30). При этом в проведенных исследованиях не приводился химический состав анализируемых чугунов.

Если по каким либо причинам предлагается проводить испытания по схеме (5/750/30), то полученные результаты следует корректировать и соответствующими поправками привести их к числам НВ (10/3000/30). Принятое в практике соотношение: величина НВ (10/3000/30) = величине НВ (5/750/30) в большинстве исследованных случаев не соблюдается и нуждается в корректировке. Для обоснования такого равенства или ввода поправочных коэффициентов в первую очередь следует оценить влияние структурного фактора материала.

Абразивный износ серого чугуна изучен на машине трения Х4Б [23]. Показано, что износостойкость в этих условиях трения увеличивается по мере повышения твердости чугуна. Если износостойкость перлитного серого чугуна с твердостью 217-224 НВ принять за 1, то износостойкость чугуна с твердостью 156-164 НВ (феррито - перлитный) составила 0,75-0,8, перлитного с твердостью 206 НВ - 0,96, перлитного с твердостью 229 НВ - 1,12.

Как известно, форма графитовых включений является важнейшим фактором, который определяет физико – механические свойства железоуглеродных сплавов [24]. Также известно [25], что графит и его количество существенно влияют на уровень твёрдости, измеренной по Бринеллю.

Существенное влияние на износостойкость чугуна оказывает форма графита. При трении со смазкой влияние графита проявляется главным образом при „масляном голодании”, т. е. когда смазка ограниченно подаётся на поверхность трения. Удержание её графитом сохраняет режим трения со смазкой и за счёт этого снижает темп износа (по существу по сравнению с сухим трением). Среднепластинчатый графит, получаемый при центробежном литье, в этом смысле имеет несомненное преимущество перед мелкопластинчатым и тем более перед точечным.

Изнашивание от окислительного и механического, характеризующегося малым темпом износа, при отсутствии графита (естественной смазки) переходит к развитию – адгезионного. В этом случае темп износа возрастает в десятки и сотни раз [26].

В работе [26] выполнены сравнительные испытания на износ перлитного серого чугуна, в котором феррит практически отсутствовал; чугун с содержанием феррита 20-30%; а также чугуны, имеющие структуру перлита различной дисперсности. Причём, в одних чугунах дисперсность перлита менялась в результате изменения суммы углерода и кремния, а во вторых – за счёт легирования хромом, никелем и медью. За единицу (100%) принимали износ нелегированного перлитного чугуна.

Этими исследованиями показано, что в условиях сухого трения наличие феррита в микроструктуре увеличивает темп износа чугуна, который в свою очередь зависит от нагрузки. Чем выше нагрузка, тем больше темп износа. Измельчение структуры перлита (независимо от, того вызвано оно легированием или изменением суммы углерода и кремния) приводит к снижению темпа износа чугуна.

При трении со смазкой только при наличии в структуре чугуна 50% феррита и более выявлялись различия в износе перлитного и перлитно - ферритного чугуна. Чугун с 50% феррита имел на 30% более высокий износ, чем чисто перлитный. Чугуны с перлитом различной дисперсностью при трении со смазкой имели одинаковый износ.

Положительное влияние фосфора и фосфидной эвтектики в структуре чугуна на износостойкость отмечается во многих публикациях, посвященных применению фосфористых чугунов [22, 26-30].

В монографии Е. Пивоварского [22] приводятся зависимости, на которых, по данным исследований разных авторов, иллюстрируется, как по мере повышения содержания фосфора снижается износ чугуна.

Характерно, что критическое содержание фосфора, при котором начинается резкое снижение темпа износа, у разных авторов различно и, вероятно, зависит от методики испытаний и способа отливки деталей.

При кратковременных испытаниях, с большими удельными нагрузками в паре с весьма твёрдыми материалами, например, по методу Шарпи, когда стальной закаленный диск врезается в чугун, резкое снижение темпа износа начинается при содержании в металле 0,3-0,4% P. В исследованиях Е.М. Розенберга показано, что критическим является такое содержание фосфора, при котором в чугуне образуется сетка фосфидной эвтектики. Её образование связано не только с содержанием фосфора в чугуне, но и со скоростью охлаждения отливки. Так, при высокой скорости охлаждения (образцы сечением 3 мм) сетка фосфидной эвтектики образовывалась при 0,15% P, а при низкой скорости охлаждения (образцы сечением 20 мм) даже при 0,4% P формировалось лишь разорванная сетка.

При сухом трении с нагрузками не свыше 200 Н/м² снижение износа чугуна, имеющего в структуре 60% феррита, начиналось при 0,53% P, когда в структуре образовалась разорванная сетка фосфидной эвтектики. При 0,8 и 1,06% P, когда в структуре образовывалась замкнутая сетка фосфидной эвтектики, износ чугуна с 60%

феррита снижался до уровня - перлитного.

В перлитном чугуна влияние содержания фосфора и фосфидной эвтектики было менее заметно, чем в перлитно - ферритном чугуна.

Лишь в последние годы вопрос о влиянии микротвердости самой фосфидной эвтектики, цементных игл и пластин в структуре фосфидной эвтектики на износостойкость чугуна стал обсуждаться в технической литературе. В работе японских исследователей [31] утверждается, что при наличии в структуре фосфидной эвтектики, цементитных игл и пластин износостойкость чугуна увеличивается.

В работе Н.Г. Гиршовича [29], наоборот, экспериментально показано, что такая структура фосфидной эвтектики снижает износостойкость чугуна. Следует отметить, что фосфидная эвтектика в экспериментах Н.Г. Гиршовича распределена в металлической основе чугуна не в виде сетки, а в виде отдельных включений. В работе Н.Г. Яковлева [30] утверждается, что цементитные пластины в структуре фосфидной эвтектики снижают износостойкость чугуна гильз. В то же время отмечено, что при исследовании гильз зарубежных судовых дизелей в чугуна наиболее износостойких гильз в структуре фосфидной эвтектики были цементитные пластины. Вероятно роль этого фактора проявляется в совокупности со структурой и свойствами металлической матрицы.

По данным этих исследований, износостойкость и антизадириные свойства фосфористого чугуна при трении со смазкой и сухом трении повышаются по мере легирования чугуна и увеличения микротвердости обычной тройной фосфидной эвтектики (без цементитных пластин).

При появлении в структуре чугуна фосфидной эвтектики с цементитными пластинами износостойкость увеличивается еще больше. Однако при большом количестве таких включений в структуре ухудшаются антизадириные свойства и прирабатываемость чугуна. Это не относится к чугунам с отдельными включениями цементита.

Испытания фосфористых чугунов на машине трения Х4Б (абразивное изнашивание) показало, что относительная износостойкость низкофосфористого перлитного серого чугуна и фосфористого с сеткой фосфидной эвтектики с цементитными пластинами и без нее составляет соответственно 1,0; 1,30; 1,15.

Выполненный анализ качества и износостойкости серых чугунов явился основой для выбора материала стальной втулки (гильзы) цилиндра.

Литература

1. Крагельский И.В. Трение и износ в машинах. М.: Машгиз, 1968, -140 с.
2. Костецкий Б.И. Сопrotивление изнашиванию деталей машин. М.: Машгиз, 1959, -220 с.
3. Хрущев М.М. Классификация условий и видов изнашивания деталей машин. — В сб.: Трение и износ в машинах. Серия УШ, 1953 (АН СССР), -120 с.
4. Кугель Р.В. Долговечность автомобиля. М.: Машгиз, 1961, -165с
5. Григорьев М.А., Пономарев Н.Н., Шанин Е.И. Об износе цилиндров автомобильных двигателей. - "Автомобильная промышленность" 1966, № 3, с. 3-5.
6. Григорьев М.А. и др. Снижение износа автомобильного двигателя путем улучшения защиты от пыли. - "Автомобильная промышленность", 1970, № 10, с. 7.
7. Канарчук В.Е. Исследование интенсивности износа гильз двигателей ЯМЗ-236. - "Автомобильная промышленность", 1970. № 4, с. 11-13.
8. Лакедемонский А. В. и др. Характер износа цилиндров автомобильного двигателя. - "Автомобильная промышленность", 1965, № 4, с. 14-17.
9. Лакедемонский А.В. и др. Износ гильз блока цилиндров. - "Автомобильная промышленность", 1967. № 2, с. 8-9.
10. Шермав А.Д. - Анализ формы эпюры износа цилиндров. - "Автомобильная промышленность", 1969, № 7, с. 10-11.
11. Рутенберг Г. Б. О коррозионном износе цилиндров современных двигателей. - "Автомобильная промышленность", 1971. № 6. с. 6-8.
12. Аксенов Г. Г. Оборудование литейных цехов. М., Машиностроение, 1968.- 458 с.
13. Гиршович Н. Г. Кристаллизация и свойства чугуна в отливках.- М.: Л.: Машиностроение, 1966. – 556 с.
14. Паттерсон В. Влияние присадок, вводимых в ковш, на свойства чугуна. 25 – й международный конгресс литейщиков. Машгиз, 1961.
15. Decrop M. Le magnetisme des Fontes. – Fonderi, 1963, N 209, S. 244 – 256.
16. Ващенко К. И., Суццов В. Ф. Магнитные свойства магниевого чугуна. – Литейное производство, 1964, № 7, с. 28 – 31.
17. Бунин К. П., Малиночка Я. П., Таран Ю. Н. Основы металлографии чугуна. -М.: Металлургия, 1969. - 415 с.
18. Бунин К. П., Таран Ю. Н. Строение чугуна. - М.: Металлургия, 1972.
19. Снаговский В. М., Лучкин В. С., Малик П. В. и др. Влияние комплексного легирования на первичную структуру белых чугунов. - Структура и свойства стали и чугуна. -Сб. тр. Ин-та черной металлургии. - М.: Металлургия, 1970, вып. 38, с. 81-84.
20. Цыпин П. П. Белые износостойкие чугуны. - М.: Металлургия, 1983, -326 с.
21. Гиршович Н. Г. Кристаллизация и свойства чугуна в отливках. - М.: Л.: Машиностроение, 1966. -556 с.
22. Пивоварский Е. Высококачественный чугун. Перевод с нем. Е. К. Захарова. Под ред. И. Н. Богачева и Б.

- Г. Ливишца. Т. 1 М.: Металлургия, 1965. - 650 с.
23. Хрущев М.М., Бабичев М.А. Исследование изнашивания. М.: "Наука", 1970
 24. Юзвак В. М., Волчок И. П. Влияние включений графита на механические свойства чугуна // Литейн. пр-во.- 1981. №2.- С 7 – 8.
 25. Справочник по чугунному литью. /Н. Г. Гиршович, А. А. Жуков, Г. И. Сильман и др./; под ред. д. т. н. проф. Н. Г. Гиршовича. - 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, 1978.- 758 с.
 26. Eyre T.S., William's P., Effect of the' phosphorus on the friction and wear characteristics of gray cast iron.,» Wear", 1973, Vol. 24, №3, p. 337-349.
 27. Angus H.T. The ive of Cast Iron under conditions of abrasive dry and Lubricated i wear. - "BOIRA Journal", 1961, Vol. 10. № 1. p. 80-103.
 28. Angus H.T. Cast Iron in international combustion engines. - "BGIRA Journal". 1962, Vol. 10. №5. P. 610-627.
 29. Гиршович Н.Г., Иоффе А.Я. Фосфидная эвтектика, особенности строения и ее влияние на свойства чугуна. - В сб.: "Современные достижения литейного производства". Труды межвузовской научно-технической конференции. М.: Машгиз, 1960, с. 299-308.
 30. Малиночка Я.Н. и др. Влияние фосфора на структуру и износ чугуна. – "Литейное Производство", 1970, № 9, с. 46.
 31. Totachi T.O., Sito T., Effect of additional elements on structure of steatite Ionone "J. Japan. Foundry men's Soc", 1968, 40, № 6, с. 492.

УДК 620.178.620.18

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ПРИ НАНЕСЕНИИ ПОКРЫТИЯ ДВИЖУЩЕЙСЯ ГОРЕЛКОЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВОДОРОДНО-КИСЛОРОДНОГО ПЛАМЕНИ

Сидашенко А.И., канд. техн. наук, проф., Скобло Т.С., докт. техн. наук, проф., Науменко А.А.
(г. Харьков, Украина)

There are some theoretical research about calculation of thermal fields in parts restoration by moving torch with the help of oxy-hydrogen flame. The calculations which we had done help us to chouse the deeps of the flame influence.

При оценке температурных полей важным является определение температуры и времени остывания первого нанесенного слоя. Этот слой имеет очень малую толщину порядка 0,1-0,2мкм. Расплавленные капли с температурой около 1600⁰С попадают на разогретую до 250⁰С поверхность восстанавливаемой детали и очень быстро остывают. Некоторые капли могут плотно контактировать с металлом детали, другие образовывать прослойку, через которую обмен тепла происходит с помощью излучения. Третьи могут частично контактировать с основным металлом и обмениваться с ним излучением.[1,2] Для таких случаев следует учитывать коэффициент теплопередачи при этом время охлаждения будет занимать промежуточное положение между первым и вторым случаем. Чем быстрее остынет первоначальный слой покрытия, тем раньше в нём начнутся диффузионные процессы, которые, по-видимому, являются основным механизмом сцепления металла детали и первого слоя покрытия. Таким образом, чем меньше времени остывает покрытие, тем вероятно теснее контакт металла и расплавленной капли. В силу огромного поверхностного натяжения расплавленных капель при остывании получается следующая картина:



В точках касания капель с поверхностью детали происходит более быстрое их остывание. В точках касания капель друг с другом остывание происходит наиболее медленно. При нанесении покрытия формируются мелкие и более крупные капли, которые распределены согласно Колмогорову по логарифмически-нормальному закону[3,4]. Это ещё более усложняет картину распределения капель друг с другом. Главное состоит в том, что уже остывшие участки постепенно стягиваются более медленно остывающими зонами касания капель. Происходит это за счет уменьшения длины при остывании и образовании нового поверхностного натяжения между ними и обрабатываемой деталью. В такой картине нельзя точно расписать все элементы стягивания и уменьшения расстояний, но ясно, что адгезионные свойства будут коррелировать с термическими напряжениями. Представляется, что чем большими будут термические напряжения, тем интенсивнее адгезия.

Предложена методика расчета температурного поля при нанесении восстановительного покрытия движущейся горелкой.

Рассчитывали двумерную задачу теплопроводности с учетом конвективного переноса тепла в жидкой фазе:

$$c\gamma \frac{\partial^2 T}{\partial \tau} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \alpha \frac{\partial T}{\partial y}, \quad (1)$$

где $T = T(x, y, \tau)$ - температура, зависящая от координат x, y и времени τ ; λ, c , определены с учетом

$$c = \begin{cases} c_{ж} \\ \frac{c_{ж} + c_{тв}}{2} + \frac{\rho}{T_e - T_s} \\ c_{тв} \end{cases}, \quad (2)$$

где $c_{ж}, c_{тв}$ - удельные теплоёмкости в жидкой и твёрдой фазе; T_e, T_s - температуры ликвидуса и солидуса (начала и конца кристаллизации); ρ - энтальпия, (количество тепла, выделяемого из 1 кг вещества при кристаллизации)

Теплоёмкость λ есть величина, рассчитываемая по эмпирической формуле и зависящая от температуры

$$\begin{aligned} \lambda &= 45 - 25 \cdot (1200 - T), \text{ при } T \leq 1200^\circ\text{C} \\ \lambda &= 45 \text{ при } T > 1200^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (3)$$

γ - плотность материала, $\frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$; α коэффициент конвективного переноса тепла в жидкой фазе.

Начальным условием является

$$T(x, y, 0) = T_n, \quad (4)$$

где T_n - температура нагрева заготовки.

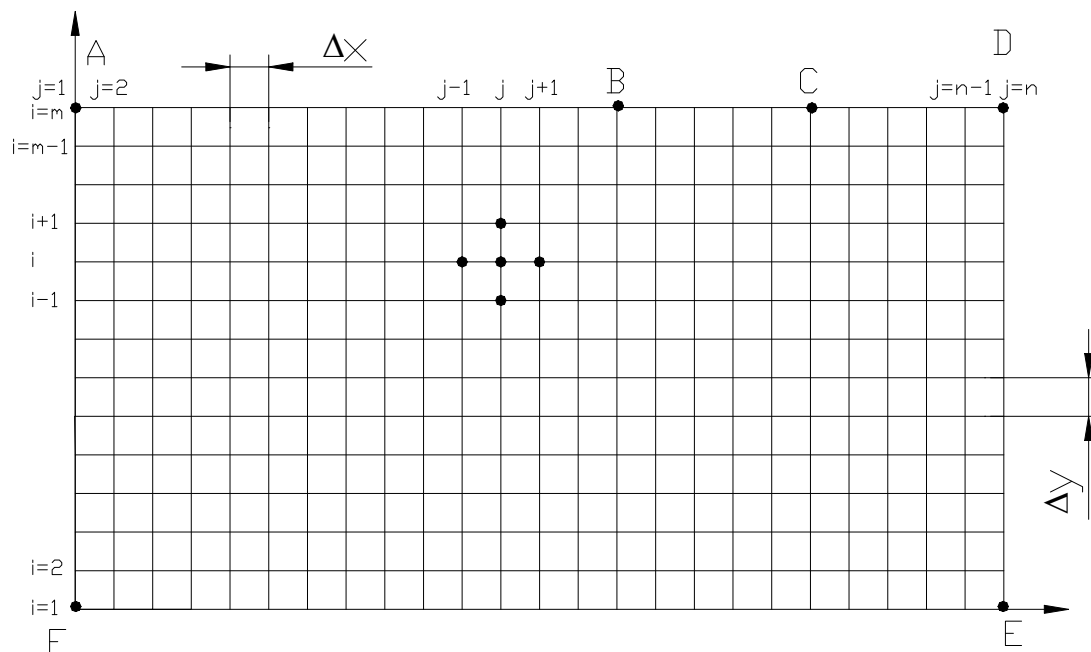


Рис. 1. Схема разбиения области равномерной сеткой с шагом Δx и Δy

Граничными условиями являются (рис. 1):

$$x \frac{\partial T}{\partial y} = Q \quad \left| \text{отрезки AB и CD}, \quad (5)$$

где Q - поток от излучения в окружающую среду согласно закона Ньютона;

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = Q_1 \quad \left| \text{отрезок BC}, \quad (6)$$

где Q_1 - тепловой поток от водородно-кислородной горелки, расположенной над отрезком BC.

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad \left| \text{отрезок FE}, \quad (7)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad \left| \text{отрезок FA}, \quad (8)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad \left| \text{отрезок BE}, \quad (9)$$

Задачу (1-9) решали по разностной схеме. Уравнение в разностной форме представляется аналогично ранее приведенному в виде:

$$c\gamma \frac{T_{ijk+1} - T_{ijk}}{\Delta\tau} = \lambda \left(\frac{T_{ij-1k} - 2T_{ij} + T_{ij+1k}}{\Delta x^2} + \frac{T_{i-1jk} - 2T_{ijk} + T_{i+1k}}{\Delta y^2} \right) + \alpha \frac{T_{i-1jk} - T_{ijk}}{\Delta y},$$

$$T_{ijk+1} = T_{ijk} + \frac{\lambda\Delta\tau}{c\gamma} \left(\frac{T_{ij-1k} - 2T_{ij} + T_{ij+1k}}{\Delta x^2} + \frac{T_{i-1jk} - 2T_{ijk} + T_{i+1k}}{\Delta y^2} \right) + \frac{\alpha\Delta\tau}{c\gamma} \cdot \frac{T_{i-1jk} - T_{ijk}}{\Delta y} \quad (10)$$

$\Delta\tau$ выбираем из условия устойчивости разностной схемы

$$\Delta\tau \leq \max\left(\frac{c\gamma}{\lambda}\right)\Delta x^2. \quad (11)$$

Условие (4) в разностной форме:

$$T_{ijk} = T_n \quad (i=1, \dots, m; j=1, \dots, n). \quad (12)$$

Условие (5) в разностной форме:

$$\lambda \frac{T_{1jk} - T_{2jk}}{\Delta y} = Q \quad (j=2, 3, \dots, j_b - 1; j=j_c + 1, \dots, n - 1) \quad (13)$$

где j_b номер начала поступления тепла при обработке; j_c - номер конца его при обработке.

Условие (6) в разностной форме имеет вид

$$\lambda \frac{T_{nj} - T_{n-1j}}{\Delta y} = 0 \quad (j=2, \dots, n-1). \quad (14)$$

Условие (7) в разностной форме

$$\lambda \frac{T_{ik} - T_{i2k}}{\Delta x} = 0 \quad (i=2, \dots, m-1). \quad (15)$$

Условие (8) в разностной форме

$$\lambda \frac{T_{in-1k} - T_{ink}}{\Delta x} = 0. \quad (16)$$

Температура в следующий момент времени $k+1$ рассчитывали по (10) с учетом разностных граничных условий. Например, пусть $i=5$, а $j=2$. Тогда вместо T_{ij-1k} подставляется T_{i2k} , потому что из (4.45) следует, что $T_{i1k} = T_{i2k}$

Коэффициент α учитывается только для тех i, j , для которых $T_{ijk} > T_s$. Рассчитав значение T_{ijk+1} по (10), величинам T_{ijk} во всех точках i и j присваивается значение T_{ijk+1} и расчет повторяется заново столько раз, сколько условлено шагов выбрано по времени.

Граница ВС подвижная. Через $\frac{\Delta x}{\Delta\tau}$ шагов по времени и величинам j_b и j_c прибавляется единица.

Расчеты тепловых полей при нанесении покрытия горелкой показали следующее.

На рис.2 показано изменение температуры во времени при наплавке в 5 точках: поверхности, на глубине 0,5; 1; 1,5; 2 и 2,5мм и дальнейшего охлаждения на воздухе. Из этого рисунка видно, что за 0,834с поверхность нагревается до 1800-2000°C, на глубине 0,5мм до 1640°C, а на глубине 1мм до температуры солидуса.

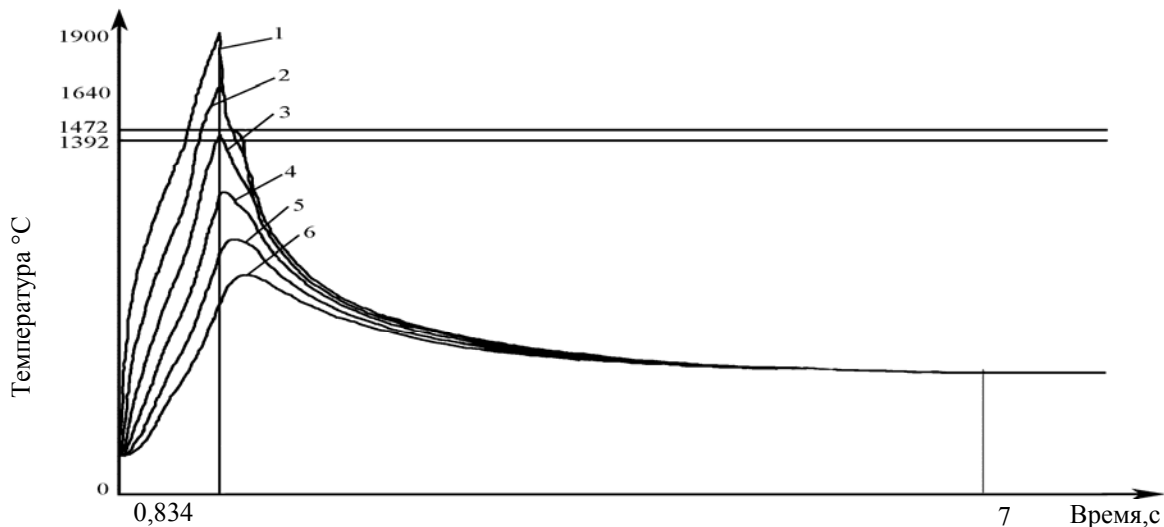


Рис. 2. Изменение температуры во времени при наплавке в 6 точках: 1 – на поверхности; 2 – на глубине 0,5мм; 3 – на глубине 1мм; 4 – на глубине 1,5мм; 5 – на глубине 2мм; 6 – на глубине 2,5мм.

На рис 3-5 показано изменение температуры в указанных выше точках до окончания нагрева при наплавке за 0,834с и разных тепловых потоках от $0,9Q$ до $1,1Q$ с шагом $0,05Q$.

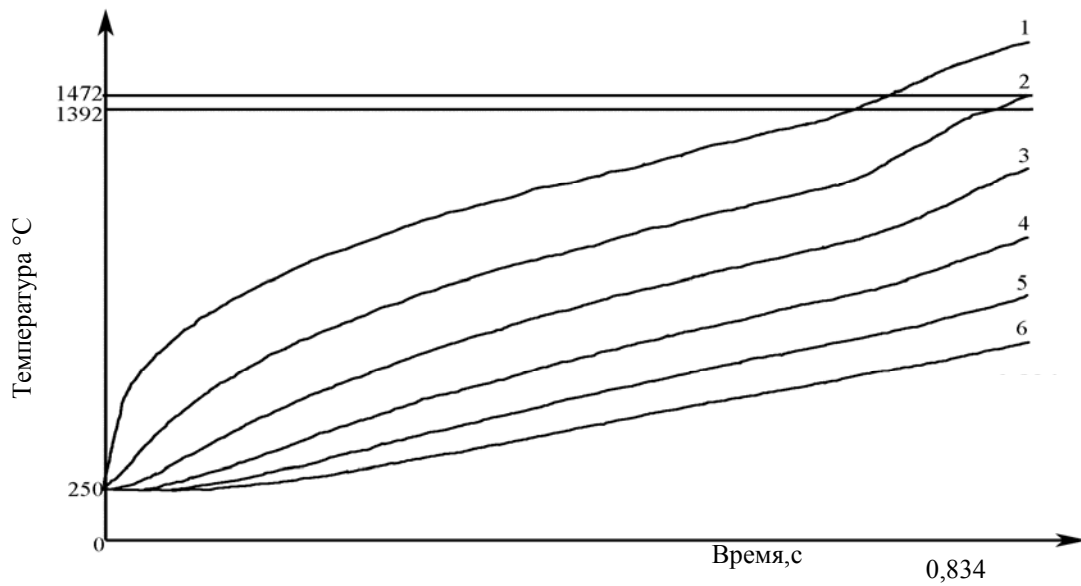


Рис. 3. Изменение температуры во времени при напылении в 6 точках при $Q_1=0,9Q$: 1 – на поверхности; 2 – на глубине 0,5мм; 3 – на глубине 1мм; 4 – на глубине 1,5мм; 5 – на глубине 2мм; 6 – на глубине 2,5мм.

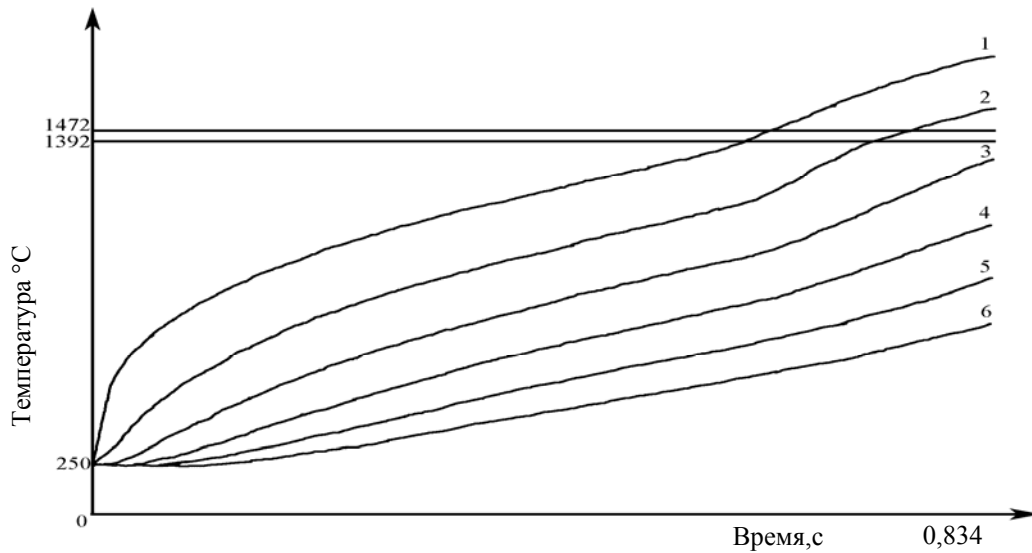


Рис. 4. Изменение температуры во времени при напылении в 6 точках при $Q_1=0,95Q$: 1 – на поверхности; 2 – на глубине 0,5мм; 3 – на глубине 1мм; 4 – на глубине 1,5мм; 5 – на глубине 2мм; 6 – на глубине 2,5мм.

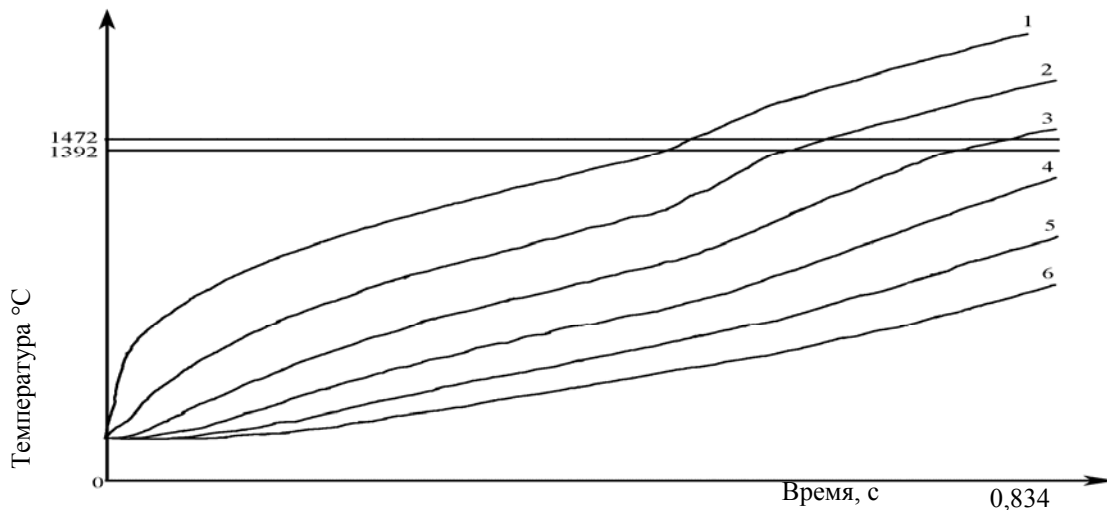


Рис. 5. Изменение температуры во времени при напылении в 6 точках при $Q_1=1,05Q$: 1 – на поверхности; 2 – на глубине 0,5мм; 3 – на глубине 1мм; 4 – на глубине 1,5мм; 5 – на глубине 2мм; 6 – на глубине 2,5мм.

Из рис 3 видно, что при $0,9 Q$ проплавить можно только на глубину $0,5$ мм (вторая кривая достигнет линии солидуса). При $0,95 Q$ проплавляется $0,75$ мм. Для $Q_1 = 1,05 Q$ проплавление может произойти на глубину $1,25$ мм и для $Q_1 = 1,1 Q$ (рисб) - на глубину $1,5$ мм.

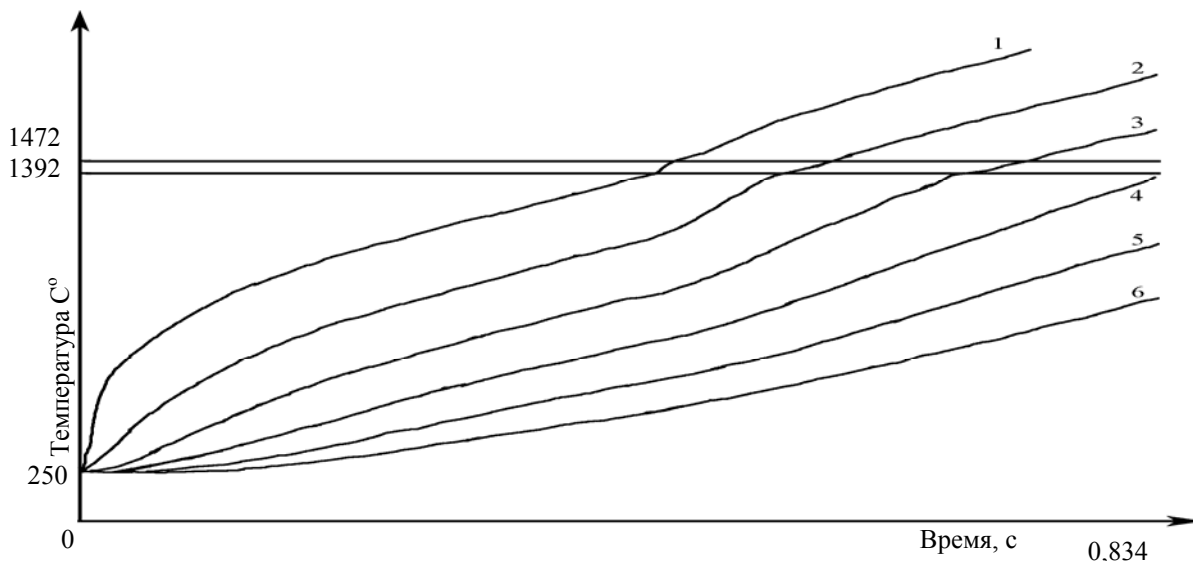


Рис. 6. Изменение температуры во времени при напылении в 6 точках при $Q_1 = 1,1Q$: 1 – на поверхности; 2 – на глубине $0,5$ мм; 3 – на глубине 1 мм; 4 – на глубине $1,5$ мм; 5 – на глубине 2 мм; 6 – на глубине $2,5$ мм.

Таким образом, прирост теплового потока на $0,05 Q$ вызывает увеличение проплавления на $0,25$ мм в диапазоне от $0,95 Q$ до $1,1 Q$. Имеет место прямая пропорциональная зависимость между Q и толщиной проплавленного слоя (h)

$$h = -4 + \frac{5Q_1}{Q} \quad (17)$$

(например при $Q_1 = Q$, $h = 1$; при $Q_1 = 1,1Q$, $h = 1,5$; при $Q_1 = 0,9Q$, $h = 0,5$).

Выполненные расчеты позволяют оценивать и выбирать необходимые параметры как глубины проплавления, так и связанную с ней зону термического влияния.

Литература

1. Борисов Ю.С., Харламов Ю.А. Газотермические покрытия из порошковых материалов. – Киев, Наукова думка, 1987. 210с.
2. Хасуй А., Моригако. Наплавка, напыление. - Москва, Машиностроение, 1985. 201с.
3. Тихонов А.Н., Салярский А.А. Уравнения математической физики. Москва: Наука, 1966.-724с.
4. Салярский А.А., Можеенко И.А. Экономическая схема сквозного счёта задачи кристаллизации. Журнал Вычислительной математики и математической физики. М..1965

УДК 669.018.8+621.78

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ТАРЕЛЬЧАТЫХ ПРУЖИН ИЗ СТАЛИ 40X13

Дьяченко С.С., докт. техн. наук, проф., Мовлян А.А., канд. техн. наук, доц., Бугаев А.М.,
Сиденко В.Н., канд. техн. наук, Телешева Е.М.
(г. Харьков, Украина)

The schedule of heat treatment (quenching and tempering) has been corrected and the fabrication root of Belleville springs manufacturing out of 40Cr13 street forgings has been elaborated. This results in obtaining the necessary characteristics: hardness 43...50 HRC, the sag $1,2 \pm 0,05$ mm under loading 2200 ± 400 N high corrosion resistance. Besides the crack formation during holding under load was excluded.

В шаровом затворе гидротурбин используют пакеты тарельчатых пружин, которые в процессе работы находятся во влажной среде. Для надежной эксплуатации они должны обладать достаточным запасом упругости и коррозионной стойкостью. Этим требованиям отвечает нержавеющая сталь 40X13.

Обычно пружины изготавливают из тонколистовой стали (ГОСТ 5582-75): лист толщиной $3,9$ мм нарезают на заготовки размером 75×75 мм, которые набирают в пакет высотой 100 мм и обрабатывают внутренний и наружный диаметры; затем заготовки деформируют нахолодно (штампуют), после чего пружины подвергают термической обработке на твердость $43-50$ HRC (закалке в масле от 1030 °C и отпуску при температуре $530-540$ °C длительностью 2 часа); термообработанные пружины заневоливают на 12 часов, после чего испытывают на прогиб (при прогибе пружины $1,20 \pm 0,05$ мм усилие должно составлять 2200 ± 400 Н).

В последнее время в процессе заневоливания стало наблюдаться образование трещин в пружинах, иногда приводящие к поломке. Внешний осмотр, макро- и микроанализ пружин в исходном состоянии и после термической обработки показал следующее. Поверхность пружин в исходном состоянии окислена, с участками язвенной коррозии на глубину 0,1-0,5 мм (отдельные язвы до 1 мм), а микроструктура стали состоит из феррита и карбидов, твердость 187 НВ. После термической обработки микроструктура стали - мартенсит и карбиды, как первичные, так и мелкодисперсные вторичные. Границы зерен четко очерчены, что свидетельствует о начале роста зерна аустенита при температуре нагрева под закалку, хотя согласно литературным источникам аустенитное зерно в этой стали начинает расти после нагрева до 1050 °С и выше [1].

Изломы разрушившихся во время заневоливания пружин имеют мелкокристаллическое строение, что говорит о недостаточной пластичности стали. И действительно, испытания на растяжение плоских образцов, вырезанных из того же листа, что и пружины, и подвергнутых такой же термической обработке, дали результаты: $\sigma_b = 1470$ МПа, $\delta = 1,5$ %. При таком низком относительном удлинении сталь не обладает достаточной деформационной способностью.

Цели настоящего исследования: корректировка режимов термической обработки – закалки и отпуска и разработка технологии изготовления пружин из поковок, поскольку полностью удалить следы коррозии с поверхности листа толщиной 3,9 мм невозможно..

Известно, что сталь 40X13 относится к мартенситному классу и при нагреве испытывает полиморфное $\alpha \rightarrow \gamma$ превращение в интервале 820 (A_{C1}) и 860-880 °С (A_{C3}). При нагреве несколько выше точки A_{C3} структура стали состоит из аустенита и карбидов хрома типа $Cr_{23}C_6$. Дальнейшее повышение температуры нагрева ведет к растворению карбидов в аустените, увеличению степени его легированности и повышению твердости закаленной стали. Полное растворение карбидов наступает при 950-1000 °С. Начиная с этой температуры закалки и выше твердость стали не возрастает. Кроме того, дальнейшее повышение температуры закалки приводит к росту зерна аустенита и, следовательно, снижению пластичности стали [2].

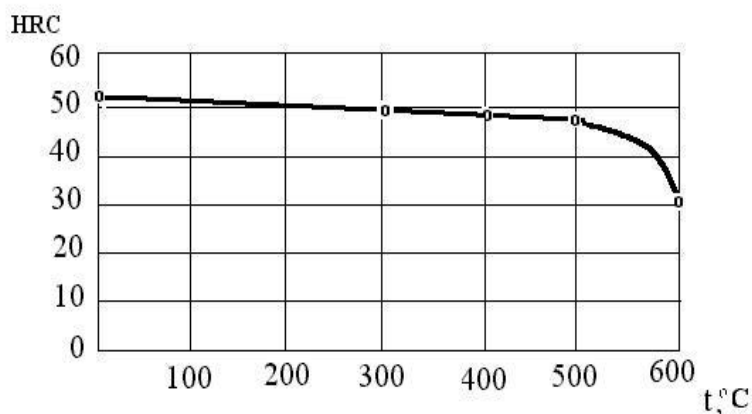


Рис. 1. Зависимость твердости стали 40X13 от температуры отпуска.

то-карбидную смесь. Вследствие высокой легированности мартенсита хромом его распад в стали 40X13 начинается после нагрева до 400 °С. Результаты проведенных экспериментов показали, что после нагрева вплоть до 500 °С твердость закаленной стали снижается монотонно (рис. 1).

Повышение температуры отпуска более 400 °С сопровождается снижением стойкости стали к коррозии. Причиной этого является выделение карбидов хрома, что одновременно приводит к гетерогенизации структуры и обеднению α -твердого раствора хромом. Снижение коррозионной стойкости наблюдается при отпуске до 600

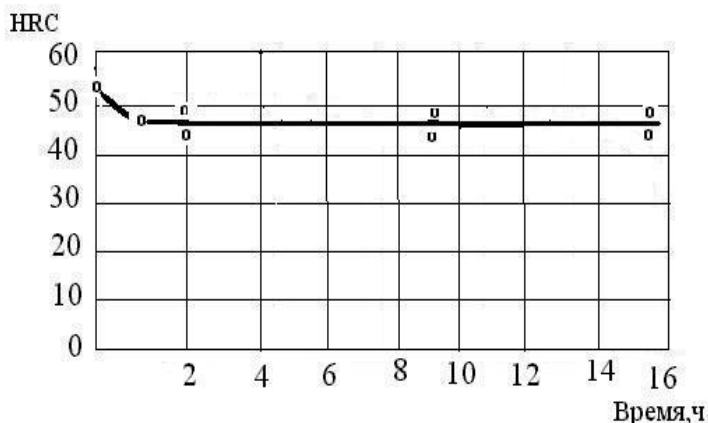


Рис. 2. Влияние длительности отпуска при 300-400 °С на твердость закаленной стали 40X13.

Испытания разрывных образцов показали, что снижение температуры закалки с 1030 до 980 °С незначительно уменьшает твердость стали – с 47-48 HRC до 43-45 HRC, относительно удлинение δ при этом существенно возрастает – с 1,5 до 6,0 %. Поэтому было решено снизить температуру нагрева под закалку с 1030 до 980-1000 °С. В результате закалки от такой температуры в стали 40X13 происходит практически полное превращение аустенита в мартенсит (интервал мартенситного превращения составляет 270-80 °С [2]).

Отпуск закаленной стали приводит к распаду мартенсита на феррито-

карбидную смесь. Вследствие высокой легированности мартенсита хромом его распад в стали 40X13 начинается после нагрева до 400 °С. Результаты проведенных экспериментов показали, что после нагрева вплоть до 500 °С твердость закаленной стали снижается монотонно (рис. 1). Повышение температуры отпуска более 400 °С сопровождается снижением стойкости стали к коррозии. Причиной этого является выделение карбидов хрома, что одновременно приводит к гетерогенизации структуры и обеднению α -твердого раствора хромом. Снижение коррозионной стойкости наблюдается при отпуске до 600 °С, после чего происходит некоторое ее увеличение, связанное с коагуляцией карбидной фазы, хотя она не достигает уровня, который имеет сталь в закаленном и низкоотпущенном состоянии ($t_{отп} \leq 400$ °С). Таким образом, для обеспечения максимальной коррозионной стойкости и требуемой высокой твердости – 43-50 HRC отпуск пружины следует выполнять в интервале 200-400 °С. Изменение твердости от времени выдержки при температуре 300...400 °С показано на рис. 2

В связи с тем, что непосредственно после закалки на воздухе или в масле у высокохромистой стали появляются большие внутренние напряжения, могущие вызвать саморастрескивание, закаленные пружины

подвергали отпуску немедленно после закалки, как рекомендуют авторы [3].

Для снятия внутренних напряжений достаточно длительность отпуска в 2 часа.

Откорректированные режимы термической обработки: закалка от $t = 980-1000$ °С в масле, отпуск при $t = 300-400$ °С длительностью 2 часа. Микроструктура стали после такой обработки – скрытоугольчатый мартенсит с небольшим количеством первичных карбидов.

Для изготовления тарельчатых пружин из поковок использовали прокат (ГОСТ 5949-75) диаметром 45 мм. Штангу для удаления следов коррозии перековывали на полосы шириной 80 мм, толщиной 10 мм, фрезеровали, после чего разрезали на заготовки 80x80 мм. Далее следовали те же операции, что и в случае изготовления пружин из листовой стали.

После термической обработки введена операция полирования плоских поверхностей для повышения коррозионной стойкости. Получению высококачественной поверхности и соответственно хорошей коррозионной стойкости способствует повышенная чистота стали по неметаллическим включениям. Операцияковки в новом технологическом процессе изготовления пружин позволяет при неизменной чистоте измельчить неметаллические включения, что также положительно влияет на коррозионную стойкость стали.

Изготовление из поковок и термическая обработка по откорректированным режимам позволили получить тарельчатые пружины из стали 40X13 с необходимыми характеристиками – твердость 43-50 HRC, прогиб $1,2 \pm 0,05$ мм при усилии 2200 ± 400 Н, высокую коррозионную стойкость, что устранило образование трещин при заневоливании и обеспечило надежную и долговечную работу пружин в шаровом затворе гидротурбин.

Литература

1. А.Г. Рахштадт. Пружинные стали и сплавы. М.: Металлургия, 1982.-400 с.
2. Е.А. Ульянин. Коррозионностойкие стали и сплавы. Справочник, М: Металлургия, 1980.-208 с.
3. М.И. Гольдштейн. С.В. Грачев, Ю.Г. Векслер. Специальные стали. М.: Металлургия, 1985.-271 с.

УДК 669.14.018:621.78

ВЛИЯНИЕ МЕТОДОВ ОБЪЕМНОЙ ДЕФОРМАЦИИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СТАЛИ 45ХН2МФА

Дьяченко С.С., докт. техн. наук, проф., Дощечкина И.В., канд. техн. наук, доц.,
Хандримайлов А.А.
(г. Харьков, Украина)

The structures and properties of 45CrNi2MoV steel after different methods of volume deformation and following heat treatment were investigated. The possibility of replacing the workpiece hydropressing by hydrodynamic squeezing-out without properties declining has been found.

Холодная обработка давлением и, в частности ее объемные методы, относятся к прогрессивным технологическим процессам, которые позволяют повысить коэффициент использования металла, получить изделия с высокой чистотой поверхности и точными размерами, снизить трудоемкость изготовления продукции.

Особый интерес представляет гидростатическое прессование (ГП), имеющее ряд неоспоримых технологических преимуществ. За счет высокого гидростатического давления значительно повышается пластичность металлов и появляется возможность обработки даже высокопрочных сплавов с большими степенями деформации (40-60%) за один проход без образования трещин и расслоений. При этом обеспечивается однородность деформации по сечению и длине заготовки и высокое качество ее поверхности. Также существенно улучшаются эксплуатационные характеристики изделий, изготовленных методом ГП. Это связано с явлением барофрагментации – формированием непосредственно в процессе деформации практически свободных от дислокаций ячеек, разделенных границами со значительной разориентировкой (до 12°).

Для изделий, подвергающихся после ГП упрочняющей термической обработке (закалка с отпуском), холодное гидропрессование можно рассматривать как предварительную термомеханическую обработку. В этом случае для повышения термической стабильности дислокационной структуры, созданной деформацией, металл подвергают последеформационному отпуску. Такая термообработка обеспечивает дальнейшее совершенствование барофрагментированной субструктуры, сформировавшейся в процессе ГП, и ее закрепление примесными атомами [1].

В результате при последующем быстром нагреве (в соляных ваннах) изделий под закалку удается подавить рекристаллизацию и повысить их служебные свойства за счет эффекта наследственности при $\alpha \rightarrow \gamma$ превращении.

В данной работе исследовались 2 варианта выдавливания стальных заготовок, схемы которых представлены на рис.1.

Первый вариант представляет собой классическую схему гидропрессования (рис.1,а). Суть метода состоит в выдавливании заготовки через матрицу жидкостью высокого давления, создаваемого плунжером. При этом рабочая жидкость воздействует как на цилиндрическую, так и на торцевую поверхности заготовки, то есть создается всестороннее сжатие. Почти полное исключение растягивающих напряжений позволяет реализовать высокие степени деформации без разрушения изделия.

Для осуществления процесса гидропрессования необходимо сложное оборудование. Давление рабочей жидкости достигает $10^3 \div 10^4$ МПа, что требует многослойных контейнеров, совершенных уплотнительных и тормозящих устройств.

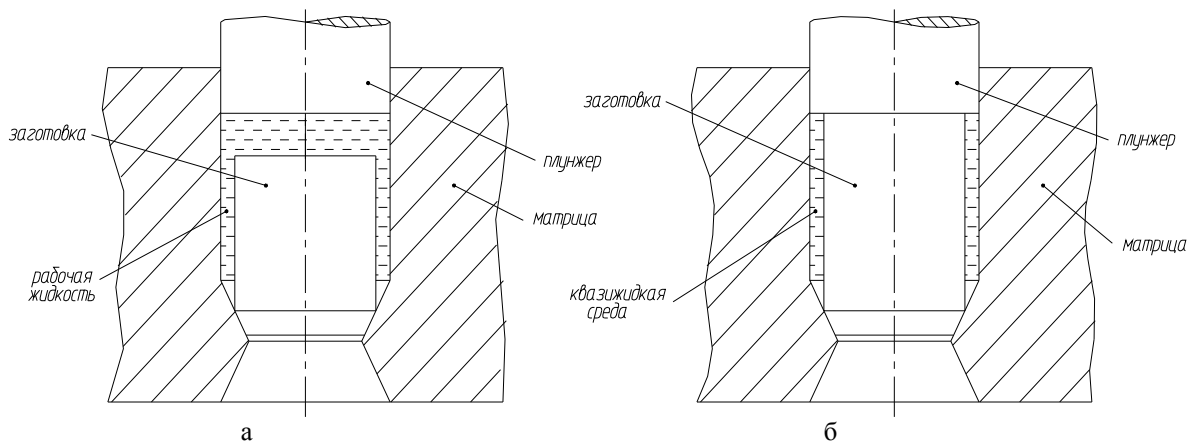


Рис.1. Схемы получения заготовок: а – гидропрессование, б – гидродинамическое выдавливание.

Второй вариант (рис.1,б) технологически проще. Заготовка перед выдавливанием покрывается смазкой определенного состава, которую можно рассматривать как квазижидкую среду. Давление квазижидкой среды передается только на цилиндрическую поверхность заготовки, а верхний ее торец взаимодействует непосредственно с плунжером. Можно ожидать, что при сжатии квазижидкой среды создаются условия гидродинамического выдавливания (ГДВ), что обеспечивает (как и при ГП) равномерность распределения деформации по сечению и снижение усилия прессования.

Следует подчеркнуть, что геометрия деформирующего инструмента и заготовки для обоих вариантов объемной обработки стали, были одинаковы и выбирались из соображений достижения в заготовке степени деформации $\epsilon = 40\%$. По результатам предыдущих исследований авторов такая деформация данной стали обеспечивает наиболее совершенную и стойкую субструктуру, повышающую ее служебные характеристики.

Цель работы: сопоставление двух вариантов выдавливания заготовок по их влиянию на структуру и свойства стали 45ХН2МФА для возможности замены метода ГП на метод ГДВ.

Проведены сравнительные исследования микроструктуры (в продольном и поперечном сечениях) и распределение твердости в двух взаимно-перпендикулярных направлениях по сечению заготовок, полученных указанными методами. Твердость измеряли по Роквеллу (HRC) и Виккерсу (HV) при нагрузке 30 кгс (294,3Н) через каждые 2 мм. Диаметр заготовок 30 мм.

В таблице 1 приведен химический состав стали, подвергнутой исследованию.

Таблица 1.

Химический состав стали 45ХН2МФА.

Содержание элементов, %						
C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	V
0,47 - 0,48	0,5 - 0,7	0,2 - 0,3	0,9 - 1,0	1,5	0,2 - 0,3	0,15 - 0,18

После обоих вариантов деформации металл подвергался стабилизирующему отпуску при температуре 350°C с выдержкой в течении трех часов для обеспечения термической стабильности структуры деформированного металла [2].

Окончательная термическая обработка заготовок состояла из закалки от температуры $870 \pm 10^\circ\text{C}$ в масле и последующего отпуска при $220 \pm 10^\circ\text{C}$ в течении трех часов. Для более полного сохранения субструктуры, созданной в процессе объемной деформации, нагрев под закалку проводился в соляной ванне, что существенно сокращало время пребывания стали при высоких температурах.

После всех видов обработки помимо твердости определились следующие механические характеристики стали: σ_b ; $\sigma_{0,2}$; δ ; ψ ; КСЧ.

В состоянии поставки (охлаждение с прокатного нагрева на воздухе) сталь имеет структуру бейнита с выделениями тростита по границам зерна. Твердость по сечению в двух взаимно перпендикулярных направлениях одинакова (разброс не превышает 4 HV) и ее среднее значение 235 HV.

После термической обработки (закалка и низкий отпуск) сталь, не подвергавшаяся деформации, имеет структуру мартенсита отпуска со средней твердостью 540 HV. Значения твердости на поверхности и в сердцевине заготовки практически одинаковы, что свидетельствует о сквозной прокаливаемости стали в данном сечении. Субструктура мартенсита характеризуется достаточно крупными пластинами с высокой плотностью дислокаций.

У деформированных по разным вариантам заготовок твердость в состоянии после деформации и стабилизирующего отпуска несколько отличается. После ГП среднее значение твердости ~ 320 HV, а после ГДВ ~ 280 HV. Распределение твердости по сечению заготовок и их длине равномерно в обоих случаях (рис.2).

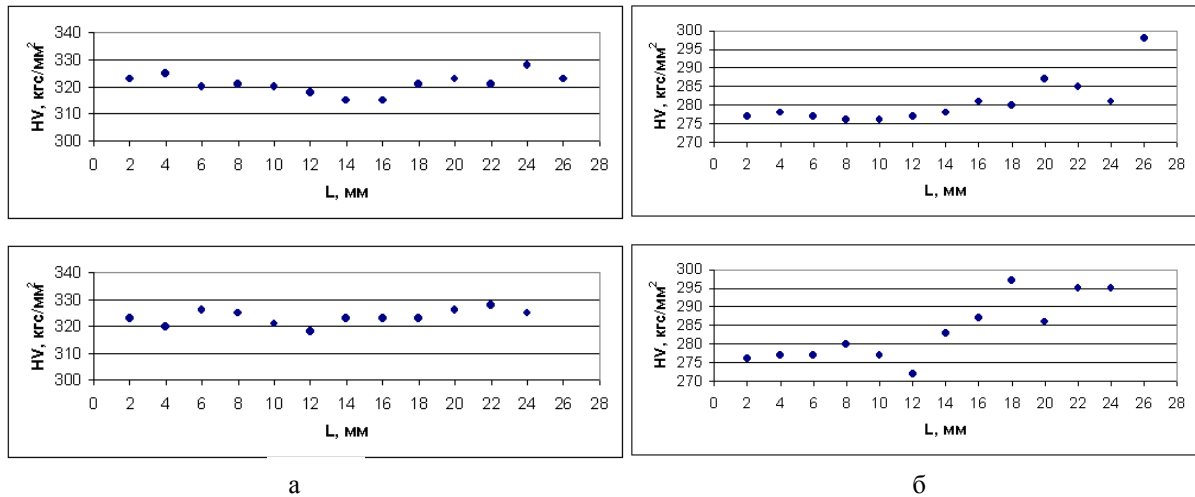


Рис.2. Распределение твердости по сечению заготовок в двух взаимно перпендикулярных направлениях: а – после гидропрессования, б – после гидродинамического выдавливания.

Отличия в вариантах деформирования практически не сказываются и на характере субструктуры: наблюдаются четко очерченные дислокационные ячейки с малой плотностью дислокаций внутри их и значительными разориентировками между ними. Такая субструктура способствует повышению конструкционной прочности.

После окончательной термической обработки (закалка и низкий отпуск) деформированного по двум вариантам (ГП и ГДВ) металла формируется идентичная структура мелкоигльчатого мартенсита с твердостью 540 – 550 HV. По сравнению с термообработанной сталью, не подвергавшейся деформации, иглы мартенсита гораздо мельче, что способствует улучшению механических характеристик.

В таблице 2 приведены механические характеристики стали после объемной деформации и последующей термической обработки.

Таблица 2.

Механические свойства стали 4ХН2МФА после разных вариантов обработки.

Вариант обработки	Механические свойства				
	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	ψ , %	КСУ, Дж/см ²
ГП + зак + н.о.	2210 – 2220	1780 – 1810	12 – 13	48 – 49	52 – 55
ГДВ + зак + н.о.	2180 – 2190	1770 – 1790	14 – 15	52 – 53	52 – 55

Как видно из таблицы, полученные механические свойства после обоих вариантов обработки различаются незначительно и соответствуют эксплуатационным требованиям к изготавливаемым деталям.

Результаты исследований позволяют заключить, что технологически трудный, требующий сложного оборудования метод гидропрессования может быть заменен гидродинамическим выдавливанием для производства заготовок из стали 45ХН2МФА без снижения служебных свойств.

Литература

1. Дьяченко С.С., Александров Н.Г., Милославская Е.Л., Золотко В.А. Гидропрессование как малоотходный способ изготовления изделий с улучшенными свойствами. – Харьков.: Изд-во “Основа” при Харьковском государственном университете, 1991. – 105с.
2. Дьяченко С.С., Золотко В.А. Принципы реализации наследственности упрочнения при фазовых превращениях // Известия вузов. Черная металлургия. 1991. №10.С.106-109.

УДК 621.9.047.7/785.5

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ПРОЦЕССА ПАРООКСИДИРОВАНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ

Комарова А.Л., канд. техн. наук, Тимофеева Л.А., докт. техн. наук,
Мартыненко Л.Г., канд. техн. наук, Федченко И.И.
(г. Харьков, Украина)

The influence of an electrical field on the oxide film deposition to articles of iron alloys at the vapour-oxidation is researched in thesis. The influence of an electrical field on element phase structure, morphology of the obtained oxide film is investigated.

В настоящее время в зарубежной и отечественной практике разработан ряд методов повышения триботехнических свойств материалов, таких как износостойкость, задиростойкость, значения коэффициента трения, прирабатываемость.

Особое внимание на Украине и за рубежом уделяется тем методам и способам, которые обеспечивают не только заданные свойства, но и гарантируют экологическую чистоту технологического процесса.

Среди современных методов термохимического воздействия на железоуглеродистые сплавы, наиболее экологически чистым, финишным процессом, является пароокисление [1], где в качестве насыщающей среды используется перегретый водяной пар. В тоже время, эти методы не находят должного применения в промышленности из-за ограничения температурных параметров.

При пароокислении для получения оксидных пленок толщиной примерно 6 мкм, изделия из сплавов железа в течение одного часа обрабатывают в атмосфере перегретого пара при температуре 600⁰С.

Образовавшаяся на поверхности изделия оксидная пленка имеет сложное строение: состоит из слоя вюстит-а, прилегающего к металлу, магнетита и внешнего слоя гематита. Такие оксидные пленки повышают износостойкость изделий, снижают коэффициент трения и время прирабатываемости.

Важным фактором при получении оксидной пленки является температурный режим обработки изделия: при температуре ниже 575⁰С в обычных условиях образуется оксидная пленка с другим фазовым составом и морфологией, при температуре 450⁰С процесс пароокисления протекает очень слабо и при 400⁰С практически прекращается.

Так как пароокисление является финишной операцией, то этот метод позволяет получить оксидные пленки с хорошими триботехническими параметрами на изделиях, которые подвергаются термической обработке: закалке и высокому отпуску. Многие изделия, применяемые в машиностроении, подвергаются другой термической обработке: закалке и среднему отпуску.

Чтобы получить оксидную пленку необходимой морфологии и триботехнических свойств в атмосфере перегретого пара при температуре более низкой чем 600⁰С, в течение одного часа, процесс пароокисления необходимо интенсифицировать.

Сформировать защитную пленку на поверхности сплавов железа необходимого фазового состава в атмосфере перегретого водного пара при температуре ниже 575⁰С можно только в сочетании с другими физическими явлениями. Например, физические явления, которые происходят на границе оксид-насыщающая среда под воздействием электрического поля [2].

Физическую модель окисления железоуглеродистых сплавов под воздействием электрического поля можно представить следующим образом. С одной стороны на имеющийся слой оксида на поверхности железа поступают нейтральные атомы и ионы кислорода, получившие дополнительную энергию со стороны электрического поля, а с другой - положительные ионы железа. Внутри оксида ионы железа и кислорода перемещаются согласно законам Фика и Кулона, формируя слои оксида. Ионы железа в оксиде под воздействием электрического поля получают дополнительную энергию, в результате чего внутри оксида увеличивается вероятность образования вакансий. При положительном потенциале, поданном на металл, электрическое поле интенсифицирует потоки ионов железа и кислорода в оксиде, а также поступление отрицательных ионов кислорода на поверхность оксида из насыщающей среды.

Количественные закономерности кинетики формирования покрытий в среде перегретого водного пара под воздействием электрического поля исследованы в работе [3].

Целью настоящей работы является исследование влияния электрического поля на химический, фазовый составы и морфологию оксидных пленок.

Для решения поставленной цели была разработана опытно-промышленная установка [4] для обработки металлических изделий в среде перегретого пара с наложением электрического поля с напряженностью от 0 до 3·10⁶ В/м. Установка состоит из печи для химико-термической обработки, которая содержит футерованную камеру с крышкой и расположенными в ее середине нагревательными элементами и реторту, которая установлена на подставку с расположенным в середине металлическим изделием. Установка также имеет термоду, паропровод, распылитель пара и магистраль его отвода. В крышке камеры установлен изолированный от нее электрод, который одним концом соединен через измерительные приборы с источником электрического напряжения, а вторым - с проводником в середине реторты.

Электрическое поле в этом устройстве возникает в пространстве между металлическим изделием и металлическим корпусом реторты. В этом же пространстве распыляется перегретый пар.

Методика нанесения покрытий заключалась в следующем: печь нагревалась до необходимой температуры. Цилиндрический образец из стали 20 помещался в печь. Одновременно с этим в печь на исследуемый образец подавалась дистиллированная вода и электрическое напряжение. Через час образец вынимался из печи и охлаждался на воздухе.

Исследование морфологии и химического состава покрытий проводилось методом сканирующей электронной микроскопии с рентгеновским микроанализом на электронном микроскопе ISM - 820 с системой энергодисперсионного рентгеновского микроанализа lihk AN 101859.

Исследование фазового состава полученных защитных покрытий осуществлялось методом дифракции рентгеновского излучения на их кристаллических решетках при помощи дифрактометра ДРОН - 3.

Обработка полученных дифрактограмм показала, что фазами оксидной пленки являются окислы FeO, Fe₃O₄ и Fe₂O₃. Других фаз в структуре окисной пленки не обнаружено.

Электрическое поле наиболее сильно влияет на количественное распределение окисных фаз в оксидной пленке при низких температурах обработки изделия, с увеличением температуры это влияние ослабевает.

Окисная пленка полученная пароксидированием из стали 20 при температуре 450⁰С обладает следующим фазовым составом: гематит 15%, магнетит 85% (без применения электрического поля); гематит 15%, магнетит 85% (с применением электрического поля).

Окисная пленка, полученная пароксидированием из стали 20 при температуре 600⁰С обладает следующим фазовым составом: гематит 10%, магнетит 55%, вюстит 35% (без применения электрического поля); гематит 12%, магнетит 56%, вюстит 32% (с применением электрического поля).

Эта закономерность хорошо объясняется разработанной физической моделью. С понижением температуры, при которой обрабатывается образец, тепловое воздействие на физико-химические процессы уменьшается, по сравнению с электрическим воздействием на эти же процессы. В результате действия электрического поля увеличивается поток ионов кислорода к поверхности оксидной пленки. Следовательно, повышается концентрация ионов кислорода в оксиде, что приводит в конечном итоге к незначительному повешению гематита в соответствии с диаграммой состояния системы железо-кислород.

Следует обратить внимание на тот факт, что защитные покрытия, полученные при 600⁰ С и без электрического поля, и защитные покрытия, полученные при 450⁰ С при наложении электрического поля, имеют одинаковые толщины слоя гематита и практически одинаковые толщины слоя магнетита.

На рис.1 приведен элементный состав покрытий, сформированных в перегретых парах воды и под воздействием электрического поля:

- а) соответствует случаю, когда на изделие подан отрицательный потенциал;
- б) на изделие подан положительный потенциал;
- в) электрическое поле отсутствует.

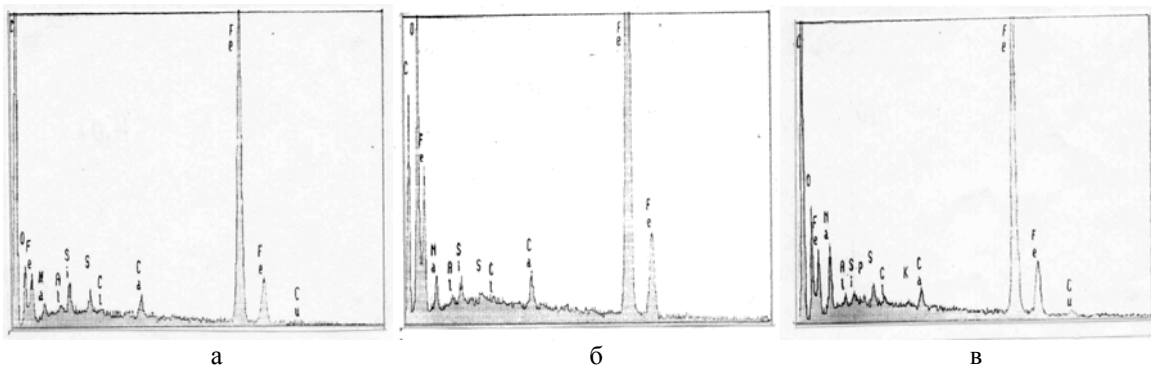


Рис. 1. Элементный состав покрытий, полученных в перегретом паре с наложением электрического поля.

Анализ спектральных линий, приведенных на рис. 1, показывает, что электрическое поле влияет на элементный состав покрытия. Если на изделие подан положительный потенциал (рис. 1-а), то в оксидном слое увеличивается концентрация атомов кислорода.

Этот факт хорошо согласуется с результатами исследований фазового состава оксидной пленки.

Сравнение интенсивности линий, приведенных на рис. 1 (а, б), соответствующих кислороду, показывает, что концентрация кислорода в оксиде уменьшается, когда на изделие подан отрицательный потенциал.

На рис. 2 приведены изображения покрытий, полученных в перегретом водном паре и электрическом поле на стали 20 при следующих параметрах обработки: температура 450⁰ С; времени выдержки 1 час.

- а) положительный потенциал на изделии;
- б) отрицательный потенциал на изделии;
- в) электрическое поле отсутствует.

Анализ поверхностных изображений покрытий показывает, что применение электрического поля влияет и на морфологию пароксидированного слоя.

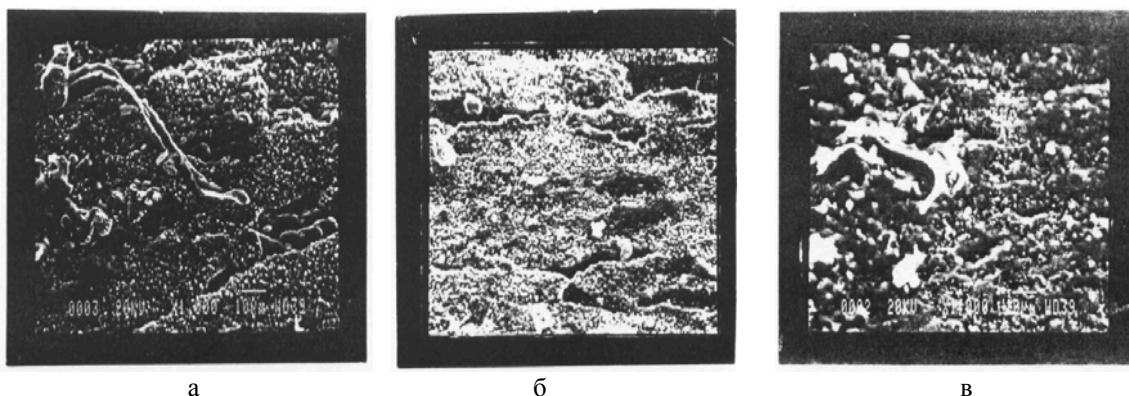


Рис. 2. Морфология покрытий, полученных в перегретом паре с наложением электрического поля.

Во-первых, оксидный слой становится более мелкозернистым, более плотным, более ярко выражено слоистое строение нанесенного слоя.

При этом благоприятнее на строение защитного слоя действует наложение на изделие положительного потенциала. А именно: дисперснее структура, мельче включения оксидов, более плотная защитная пленка.

В этом отношении наложение отрицательного потенциала на покрытие не столь благоприятно: слой менее плотный, чем при положительном заряде, не столь заметное измельчение структуры. Однако благоприятное влияние электрического поля наблюдается.

Тот факт, что под воздействием электрического поля оксидный слой становится более дисперсным и более плотным, объясняется возникновением в оксидном слое электрических микропробоев. Гематит имеет большое удельное сопротивление $5 \cdot 10^6$ Ом·м. Под действием электрического поля на поверхности гематита скапливаются свободные заряды, эти заряды приводят к электрическому микропробою тонкого слоя гематита и образованию электрического тока в цепи.

В результате проведенных исследований установлено влияние электрического поля на химический, фазовый составы, морфологию оксидных пленок.

Электрическое поле повышает концентрацию кислорода в оксидной пленке, она становится более дисперсная, более плотная.

Литература

1. Гладкова Е.Н. Теоретические основы и технология паротермического оксидирования. - Саратов: СГУ, 1973.-103с.
2. Бабад-Захряпин А.А., Кузнецов Г.Д. Химико-термическая обработка в тлеющем разряде. М.: Атомиздат, 1975. - 175 с.
3. Механизм окисления железа под воздействием электрического поля / Л.А. Тимофеева, Л.А. Солнцев, А.Л. Комарова и др. // Вестник ХГАДТУ.- 1998. - Вып. 7. - С. 46-49.
4. Пат. № 25737А Україна, Тимофеева Л.А., Солнцев Л.О., Комарова Г.Л., Мартиненко Л.Г. Спосіб нанесення поверхневого шару на вироби з металів та пристрій для його здійснення.

УДК 621.793

ПОВЫШЕНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ЧУГУННЫХ ИЗДЕЛИЙ

Нестеренко Е.А., Тимофеева Л.А., докт. техн. наук, проф.

(г. Харьков, Украина)

The abstract. Improvement of materials properties at expense of the vapour-oxidation refinement.

Условия работы узлов трения определяют ряд требований к их материалу: высокая прочность при достаточном запасе пластичности, повышенная износостойкость и хорошая прирабатываемость.

В машиностроении для деталей подобных узлов широко применяют серый чугун с пластинчатым графитом и высокопрочный чугун с графитом шаровидной формы. Чугун, как литой материал, обладает гетерогенностью структуры, пористостью, не подвержен пластической деформации, короблению – свойствами, необходимыми при работе в условиях трения. Чугун является дешевым и недефицитным материалом. Успешная работа в условиях сухого трения и трения со смазкой предопределила возможность его использования в качестве материала деталей, работающих при трении. Однако при длительной эксплуатации чугунные детали не вырабатывают своего ресурса из-за отказов за счет ускоренного износа поверхности, что в основном вызывается образованием узлов схватывания.

Обычно между трущимися поверхностями имеется тонкая пленка оксидов, которая изолирует поверхности соприкасающихся металлов. Для обеспечения надежной безотказной работы чугунных деталей, работающих в условиях трения и изнашивания, необходимо на поверхности получить такой слой, который одновременно обеспечивал бы хорошую и быструю прирабатываемость, низкий коэффициент трения и малый износ, имел бы способность удерживать масляную пленку и противостоять задиру и схватыванию.

Всем этим требованиям может удовлетворять многофазный поверхностный слой, в котором присутствуют как твердые фазы, воспринимающие высокие давления, так и мягкие составляющие, способствующие улучшению антифрикционных свойств чугуна. В то же время для хорошего удаления продуктов износа материал поверхностного слоя должен быть относительно хрупким.

Выбор способа повышения износостойкости деталей узлов трения является сложной задачей, требующей комплексного подхода. В настоящее время при разработке новых технологических процессов больше внимания уделяется вопросам охраны окружающей среды. Внедрение новых технологических процессов должно осуществляться с учетом их экологической чистоты.

К числу общеизвестных методов повышения износостойкости относится способ оксидирования при средних температурах в атмосфере водяного пара. При этом на поверхности железоуглеродистого сплава образуется покрытие, состоящее из смеси окислов железа. Образующееся покрытие отличается от окалина, получающейся на воздухе, отсутствием слоя Fe_2O_3 . Наружным слоем в этом случае является Fe_3O_4 (рис. 1). При окислении на воздухе кристаллы Fe_3O_4 вырастают напряженными вследствие объемного увеличения и стесненными, т.к. они зажаты между прочными слоями ранее образовавшегося Fe_3O_4 и Fe_2O_3 . В то же время, в атмосфере водяного перегретого пара, ввиду отсутствия слоя Fe_2O_3 , кристаллы Fe_3O_4 растут на открытой наружной поверхности.

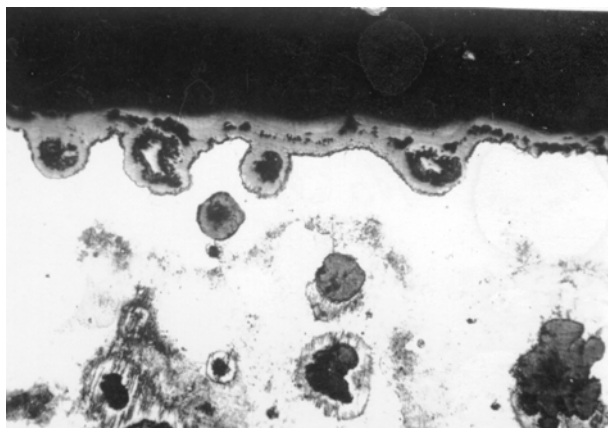
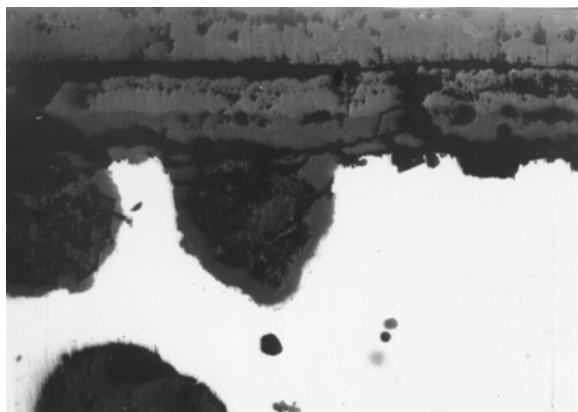


Рис.1. Оксидное покрытие на чугуне, образующееся после обработки пароксидированием, температура 600° С, время выдержки 1 ч, (×120).

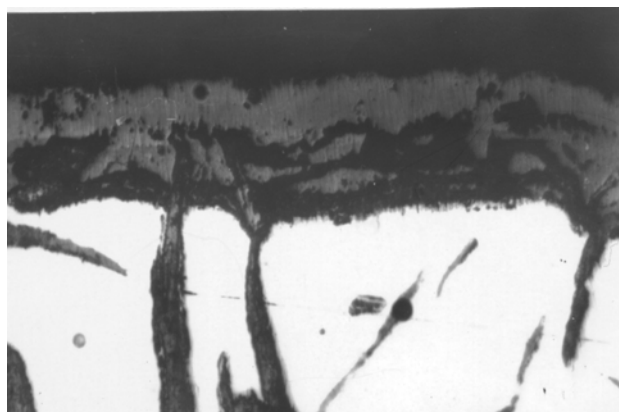
При повышенной температуре в контакте с металлической поверхностью происходит диссоциация раствора и химических соединений с образованием атомарных кислорода, хлора. Элементы адсорбируются поверхностью, увеличивают износостойкость и улучшают прирабатываемость. Процесс поверхностной обработки деталей из чугуна под воздействием перегретого пара водного раствора соли с определенной выдержкой и температурой дает возможность вносить в насыщающую среду легирующие элементы. В свою очередь возникает возможность изменить состав оксидного слоя в зависимости от условий работы пар трения.

В работе рассматривается влияние оксидирования на качество формирования покрытий на поверхности чугунов. Исследования проводились на чугунах с перлитной металлической матрицей и различной формой графита: СЧ 25 – чугун с мелкими пластинчатыми графитными включениями; ВЧ 80 – чугун с шаровидными графитными включениями. Процесс нанесения покрытий на поверхность деталей из чугуна, осуществляемый с помощью термической печи с герметичным сосудом, характеризуется следующими технологическими параметрами: температура 550°- 660°С; длительность насыщения образцов элементами парогазовой среды 50-60 мин; расход водного раствора соли 500 мл. Для эксперимента использованы водный раствор соли NaCl. Основная рабочая среда – перегретый пар водного солевого раствора, время выдержки не должно превышать 60 мин (это время необходимо для формирования многослойного покрытия).

Формирование поверхностного слоя происходит не только на металлической основе, но и по границам графита как пластинчатого, так и шаровидного, выходящего на поверхность металла без разрыва сплошного слоя (рис. 2). Такое строение покрытия обеспечивает необходимый комплекс свойств чугуна, работающего в условиях трения и изнашивания. На рис. 2 показаны микрофотографии покрытия на сером и высокопрочном чугунах. Граница «чугун-покрытие» нечеткая и извилистая, отдельные ветви окислов глубоко пронизывают металлическую основу. Это обуславливает достаточную адгезию окисла и металла – отделить покрытие от металла механическим путем нельзя.



а)



б)

Рис.2. Оксидное покрытие на чугунах, образующееся после обработки оксидированием, насыщающая среда перегретый пар водного раствора NaCl температура 550° С, время выдержки 1 ч: а – высокопрочный чугун, (×340); б – серый чугун (×340)

Для выявления эффективности применения предлагаемой технологии были проведены сравнительные испытания защитных покрытий на триботехнические свойства (износостойкость, задиростойкость, прирабатываемость, коэффициент трения). На образцы наносили защитные покрытия по технологии оксидирования и тех-

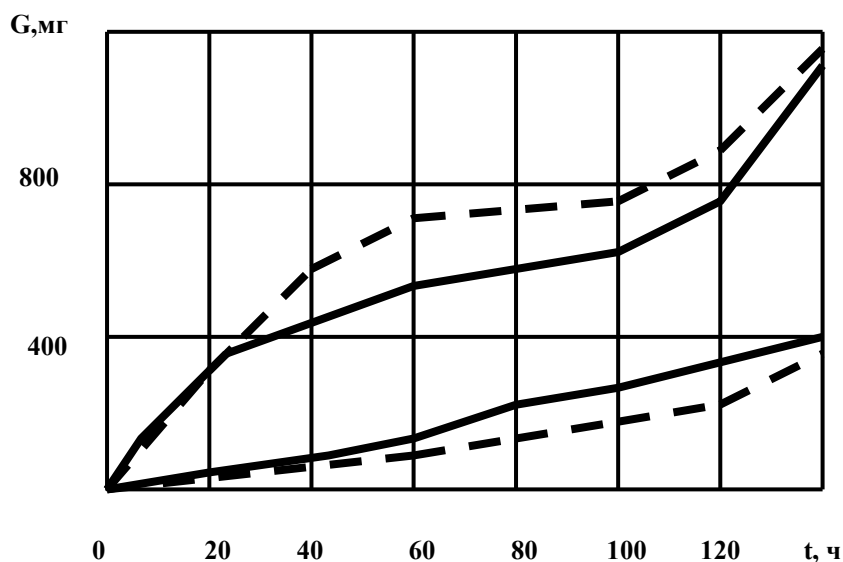


Рис.3. Износ G чугунных образцов в зависимости от продолжительности t испытаний (при $T=550^{\circ}\text{C}$): 1 - ВЧ 80 (окислегирование); 2 - СЧ 25 (окислегирование); 3 - ВЧ 80 (парооксидирование); 4 - СЧ 25 (парооксидирование).

нологии чистого парооксидирования. Для проведения испытаний на износ указанных материалов использовали машину трения СМЦ-2 по схеме испытания «диск-колодка». Скорость скольжения была постоянной и равной 1,04 м/с. Величина нагрузки изменялась от 5 до 70 кгс. Износостойкость материалов пар трения оценивали по потере массы образцов, которая определялась взвешиванием их до и после испытаний на аналитических весах типа ВЛА 200. Зная потерю массы образца, находили скорость его изнашивания. В таблице 1 приведены усредненные величины суммарного износа и скорости изнашивания исследуемых материалов. В процессе окислегирования железоуглеродистых сплавов в перегретом паре водного раствора соли поверхностный слой имеет высокие антифрикционные характеристики за счет насыщения его оксидами железа и элементами, входящими в состав соли.

Таблица 1

№	Материалы пары трения (колодка/диск)	Наличие покрытия	Нагрузка P , кгс (Н)	Величина суммарного износа	Скорость изнашивания
1	серый чугун высокопрочный чугун	<u>без покрытия</u> без покрытия	5 (50)	0,0156	$\frac{27,5}{5,9}$
2	серый чугун высокопрочный чугун	<u>парооксидирование</u> парооксидирование	5 (50)	0,0090	$\frac{1,14}{0,664}$
3	серый чугун высокопрочный чугун	<u>окислегирование</u> окислегирование	5 (50)	0,0072	$\frac{0,089}{0,008}$

Сравнительный анализ приведенных результатов исследования показывает, что в результате применения новой технологии нанесения покрытий повысились эксплуатационные характеристики изделий.

Проведенные исследования триботехнических свойств показали, что в результате процесса обработки поверхности изделий по технологии окислегирования полученный слой обладает антифрикционными свойствами, коэффициент трения μ в 1,5-2 раза ниже по сравнению с коэффициентом трения слоя, полученного способом парооксидирования.

Выявлены особенности формирования покрытий на чугунах с различной структурой матрицы и различной формой графита, которые заключаются в том, что в результате окислительно-восстановительного процесса, проходящего на поверхности «металл - насыщающая среда» формируется слой вокруг графита. Этот процесс протекает интенсивнее на чугунной поверхности с шаровидным графитом.

Наличие графита в поверхностном слое обеспечивает чугунным изделиям антифрикционные свойства. В зависимости от наличия элементов, находящихся в насыщающей среде в сформированном слое, может иметь фрикционные либо антифрикционные свойства, то есть, регулируя состав насыщающей среды, возможно получение покрытия с априори заданными свойствами.

Литература

1. Тимофеева Л.А., Солнцев Л.А. Повышение триботехнических свойств поверхностного слоя чугуна с помощью обработки в среде перегретого пара // Физика и химия обработки материалов. 1991. №12, С.12-14
2. А.С. №1737931. Кл С 23 С 14/32, 1992. Л.А. Тимофеева, Л.А. Солнцев, С.А. Катрич, А.Т. Мацак. Способ нанесения антифрикционного покрытия.

УДК 621.91.01

ВЛИЯНИЕ НЕОДНОРОДНОСТИ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА НА ИЗНОС РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Солнцев Л.А., канд. техн. наук, проф., Мощенко В.И., канд. техн. наук, доц.,
Лалазарова Н.А., канд. техн. наук, Арутюнян С.А.
(г. Харьков, Украина)

High-strength spheroidal graphite cast iron is characterized by considerable structural and chemical inhomogeneity which affects on the wear resistance of metal cutting tools from super strength material, cutting hard alloy and oxide ceramics.

В настоящее время всё более широкое применение в качестве материала деталей двигателей тракторов и комбайнов находит высокопрочный чугун с шаровидным графитом (ВЧШГ), который сочетает технологичность серого чугуна с комплексом свойств более высоких, чем у ковкого чугуна и в ряде случаев даже литой и ковкой стали [1]. Высокопрочный чугун может иметь разнообразный комплекс свойств благодаря наличию большого количества структур металлической матрицы, которые создаются различными видами термической обработки.

Исследовали чугун следующего химического состава: 3,3-3,8% С; 2,4-3,2% Si; C+1/3 Si=4,25-4,35%; 0,004-0,007% S; 0,5-0,9% Mn; 0,045-0,008% P; 0,05-0,1% Cr; 0,1-0,15% Ni; 0,04-0,09% Mg. Высокопрочный чугун с шаровидным графитом, особенно в литом состоянии, относится к неоднородным материалам:

1. твёрдая металлическая матрица пронизана мягкими включениями графита различных размеров;
2. неравномерное распределение феррита, который сосредоточен, в основном, в околографитной зоне;
3. ликвация химических элементов, в основном, кремния, который расположен, в основном, в феррите околографитной зоны.

Структурная и химическая неоднородность играют существенную роль в изменении механических и технологических свойств. Неоднородность, которую оценивали по колебаниям микротвёрдости, приводит к возникновению колебаний мгновенных значений силы резания, что интенсифицирует усталостный износ инструмента. Структурную и химическую неоднородность чугуна можно изменять, регулируя температуру нагрева, время выдержки, скорость охлаждения, количество переходов через критические точки. В работе изменение неоднородности достигалось за счёт изменения температуры, скорости охлаждения и количества переходов через критические точки. ВЧШГ подвергали отжигу, нормализации из межкритического интервала (МКИ), закалке с последующим низким и высоким отпуском, двойной нормализации (таблица 1).

Таблица 1

Характеристика ВЧШГ

Условный номер чугуна	Режимы термической обработки ВЧШГ	Твёрдость НВ	Коэффициент неоднородности, k_n
1	Отжиг: нагрев до 890°C, выдержка 4 часа, охлаждение с печью	170-180	1,14
2	Литое состояние	210-220	1,7
3	Двойная нормализация: нагрев до 890°C, выдержка 1,5 часа, охлаждение на воздухе, нагрев до 860°C, выдержка 1,5 часа, охлаждение на воздухе	260-270	1,26 1,9
4	Нормализация из МКИ: нагрев до 860°C, выдержка 1,5 часа, охлаждение в струе воздуха	275-285	1,36
5	Закалка и высокий отпуск: нагрев до 860°C, охлаждение в масле. Отпуск при 550°C в течение 2-х часов	330-340	1,77
6	Закалка и низкий отпуск: нагрев до 860°C, охлаждение в масле, отпуск при 220°C в течение 2-х часов	470-480	1,9

Неоднородность чугуна характеризовали коэффициентом неоднородности, который определяли как отношение коэффициентов вариации мгновенных значений силы резания для исследуемого ВЧШГ и выбранного за эталон серого чугуна. Результаты исследований неоднородности ВЧШГ сведены в таблицу 1.

В литом состоянии (№2 - условный номер чугуна) ВЧШГ отличается значительной структурной и химической неоднородностью ($k_n=1,7$). Литой чугун имеет перлитно-ферритную структуру, причём феррит расположен в виде оторочки вокруг шаровидных включений графита, наблюдается значительная ликвация кремния в ферритной оторочке.

В процессе механической обработки неоднородность чугуна оказывает значительное влияние на износ инструментов из различных марок инструментальных материалов.

При обработке всех чугунов наблюдаются следующие формы износа у твёрдых сплавов: износ по задней поверхности, лунка износа по передней поверхности, опускание вершины, размерный износ. Эта схема износа твёрдых сплавов характерна при обработке всех рассматриваемых чугунов. При обработке инструментами из СТМ и керамики

износ наблюдается, в основном, по задней поверхности. Большая неоднородность ВЧШГ в литом состоянии ($k_t=1,7$) способствует интенсификации усталостного изнашивания твёрдых сплавов, например, ВК8. Имеет место выкрашивание режущих кромок. Циклические нагрузки способствуют периодическому изменению на контактных поверхностях режущего инструмента касательных и нормальных напряжений. Эти напряжения неодинаково воздействуют на неоднородную структуру твёрдого сплава вследствие различия в свойствах фаз связки и карбидов. Изнашивание твёрдого сплава в области больших стойкостей происходит или в результате усталостного разрушения зёрен карбидов, с изнашиваемой поверхности которых удаляются мелкие частицы, или за счёт удаления зёрен карбидов в результате усталостного разрушения связки.

Литой чугун, благодаря наличию пластичного феррита, вступает в адгезионное взаимодействие с твёрдым сплавом с образованием нароста (рис.1). Разрушение адгезионных связей может происходить как по обрабатываемому, так и по инструментальному материалу. В этом случае образуются вырывы на поверхности износа. Нарост сохраняется при обработке литого чугуна до скорости 3,0 м/с и более. С ростом скорости резания нарост становится нестабильным, непрерывно появляется и исчезает.

При обработке литого чугуна инструментами из СТМ наблюдается налипание обрабатываемого материала на заднюю поверхность. Это явление сохраняется до скоростей резания 5,5-6,0 м/с.

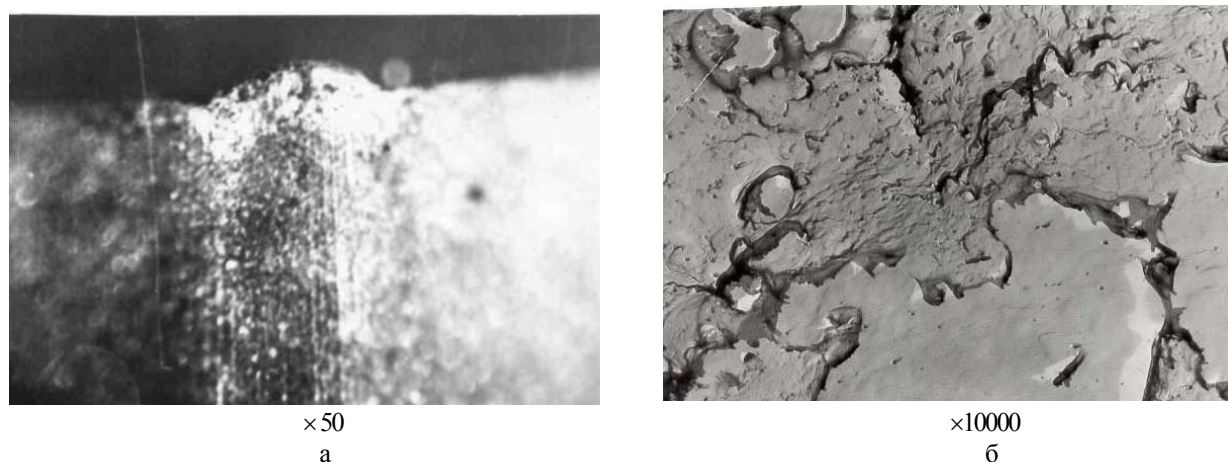


Рис. 1 Нарост (а) на резце из твёрдого сплава ВК8 и микротрещины на поверхности износа (б) при точении чугуна в литом состоянии: $V=1,0$ м/мин, $s=0,07$ мм/об, $t=0,4$ мм.

Исследования поверхностей износа твёрдых сплавов ВК60М и ВК8 после обработки термообработанных чугунов показали, что в этом случае имеет место также усталостное изнашивание: изношенные поверхности покрыты сетью микротрещин, развитие которых приводит к сколам. Поверхность износа твёрдого сплава ВК60М в меньшей степени покрыта микротрещинами, чем у ВК8, что объясняется более плотной мелкозернистой структурой.

Изношенные поверхности твёрдого сплава ВК8 после точения нормализованного чугуна ($k_t=1,36$) имеют более высокую степень разрушения, чем после двойной нормализации (k_n). В обоих случаях обрабатывается чугун с перлитно-ферритной основой. Однако степень износа твёрдого сплава после обработки чугунов подвергнутых двойной нормализации и нормализации из МКИ значительно меньше, чем после обработки более неоднородных чугунов – в литом состоянии.

При обработке термообработанных чугунов сверхтвёрдым инструментальным материалом томалом-10 наблюдается аналогичная картина: поверхность износа томала-10 после точения чугуна с $k_t=1,26$, подвергнутого двойной нормализации, имеет ме-

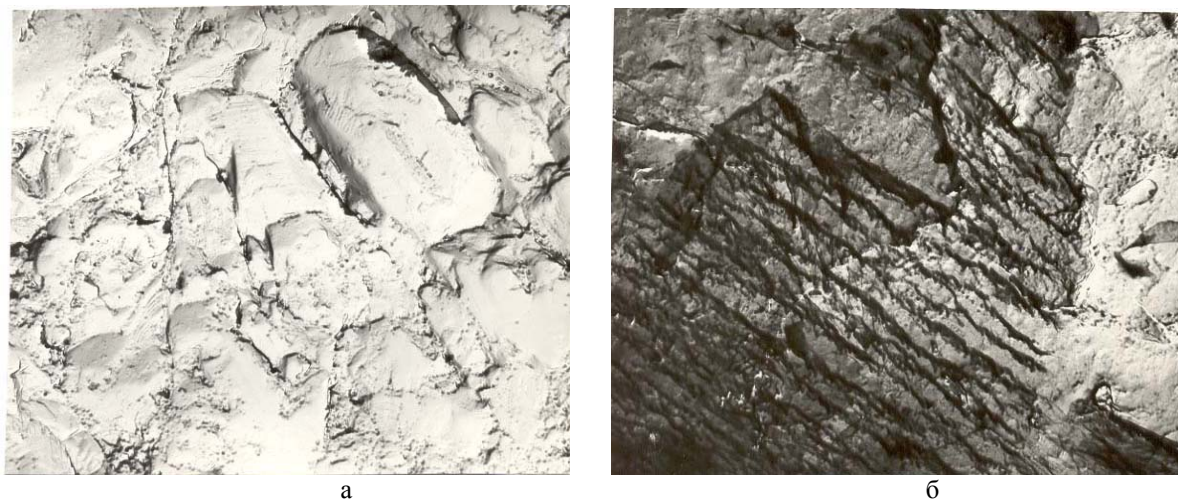


Рис.2 Микротрещины и сколы (а) и абразивный износ (б) резцов из томала-10 после точения чугуна, подвергнутого закалке и низкому отпуску, $\times 10000$.

нее грубый рельеф, чем после одинарной нормализации с $k_n=1,36$. Характер поверхности износа позволяет говорить о превалирующей роли усталостных явлений в процессе изнашивания.

Обработка закалённого чугуна, имеющего наибольшую степень неоднородности ($K_n=1,9$), сопровождается интенсивным износом всех инструментальных материалов. Поверхности износа свехтвёрдого инструментального материала марки томал-10 (рис. 2) после обработки закалённого чугуна несут следы разрушений. Усталостные явления проявляются в микровыкрашивании, сколах поверхности износа (рис.2, а). Особенности микроструктуры этого чугуна способствуют интенсификации циклических нагружений режущей кромки инструмента, что вызывает активный усталостный износ инструментов. Наблюдается также абразивный износ поверхностей износа - царапание продуктами усталостного износа. самого инструмента (рис.2, б).

Таким образом при обработке высокопрочного чугуна – достаточно неоднородного материала – различными инструментальными материалами наблюдается усталостный износ. Рост степени неоднородности ВЧШГ способствует интенсификации этого вида износа: растёт число сколов поверхности, выкрашиваний поверхностей износа и режущих кромок. Интенсивность износа может быть уменьшена путём снижения степени неоднородности ВЧШГ – применением различных режимов термической обработки. Наиболее перспективными с этой точки зрения являются двойная нормализация и нормализация из МКИ. Нормализация из МКИ является наиболее просто технологически выполняемой обработкой, позволяющей получать высокие служебные характеристики чугуна и невысокий уровень неоднородности. В результате нормализации образуется достаточно однородная перлитно-ферритная структура. Повторный нагрев ВЧШГ при двойной нормализации позволяет также получить дисперсную перлитно-ферритную структуру с ещё более тонкой неоднородностью по кремнию, что благоприятно сказывается как на служебных свойствах чугуна, так и на уровне его неоднородности.

Литература

1. Солнцев Л.А., Зайденберг А.М., Малый А.Ф. Получение чугунов повышенной прочности.-Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1986.-152 с.
2. Гуревич Д.М. Адгезионно усталостное изнашивание твердосплавного режущего инструмента // Вестник машиностроения.-1986.-№ 5.-С.43-45.
3. Кочеровский Е.В. Стойкость инструмента из композитов и минералокерамики при чистовой обработке закалённого чугуна // Станки и инструмент.-1985.-№9.-С.21-22.

УДК 631.333

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ СОЛОМЕННОГО ФИЛЬТРА НА ЕГО РАБОТОСПОСОБНОСТЬ

Ридный В.Ф., канд. техн. наук, Скобло Ю.С., канд. техн. наук,
Присяжная Л.П., канд. техн. наук
(г.Харьков, Украина)

The analysis of influence of depth and density of the straw filter on its transmissive capacity is carried out.

Основу технологий переработки жидкого навоза составляет процесс его разделения на твердую и жидкую фракции. Широко распространенные фильтрующие технические средства не лишены недостатков: они либо не обеспечивают высокой производительности и высокого эффекта осветления, либо не достигают необходимой влажности твердой фракции [1]. Среди фильтрующих технических средств интерес представляют фильтры со сменным фильтрующим элементом. Если в качестве фильтрующего слоя использовать слой соломы, то такой фильтр наряду с разделением жидкого навоза на фракции обеспечит получение ценного органического удобрения – смеси соломы с твердой фракцией навоза [2]. Однако ввиду недостаточной изученности соломенный фильтр не получил распространения в качестве фильтрующего элемента жидкого навоза.

Основным недостатком этих фильтров была потеря их работоспособности ввиду быстрой потери пропускной способности.

Под пропускной способностью следует понимать количество исходной смеси, прошедшей через фильтр до потери его фильтрующей способности. Потеря имеет место вследствие полного забивания пор, при этом наблюдается преимущественное забивание верхнего слоя фильтра. Для устранения забивания целесообразно использовать рыхлители, обеспечивающие прохождение навоза в нижние слои и заполнение пор частицами твердой фракции по всему объему.

Целью настоящей работы является исследование влияния параметров соломенного слоя на его работоспособность, в частности на пропускную способность.

Пропускная способность соломенного фильтра определяется, главным образом, такими параметрами его пористой структуры как размеры пор и пористость. Исследования показали, что эти параметры в первую очередь зависят от плотности и толщины соломенного фильтра.

В настоящей работе приведены результаты изучения влияния плотности и толщины соломенного слоя на пропускную способность фильтра.

Исследования выполнялись на лабораторной установке, представляющей собой элемент фильтра, заключенный в прямоугольном коробе высотой 0,5 м и размерами по основанию 0,5x0,5 м. Снизу короб ограничен

решетом с размерами отверстий 13,5 мм, а по бокам – прозрачными стенками. Устройство позволяло изменять толщину слоя соломы в пределах от 0,01 до 0,04 м и плотность фильтра от 20 до 100 кг/м³. Плотность соломы изменялась ее сжатием через рамку специальными грузами массой по 20±0,01 кг.

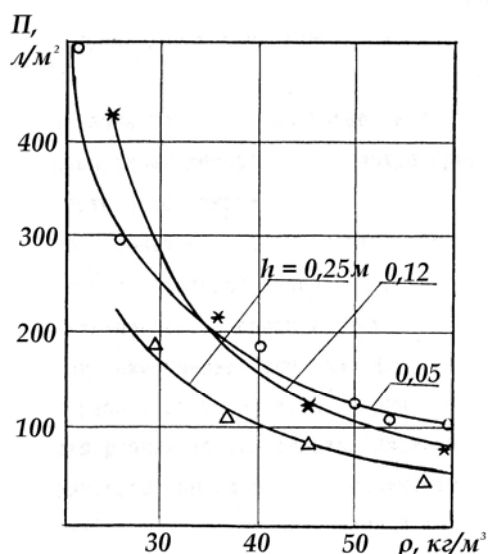


Рис. 1. Изменение пропускной способности фильтра Π от его плотности ρ .

Работоспособность фильтра оценивается не столько его мгновенной производительностью, которая во время работы фильтра в результате забивания пор не остается постоянной, сколько количеством исходной смеси заданной концентрации, которую способен переработать фильтр, то есть пропускной способностью фильтра. Плотность фильтра играет решающую роль в его пропускной способности. Так для всех толщин фильтра от 5 до 25 см значения пропускной способности находятся в определенной зоне (рис. 1). При значениях плотностей фильтра более 35-40 кг/м³ пропускная способность фильтра низкая. Таким образом, нельзя рекомендовать плотность выше 35 кг/м³ в реальных фильтрующих устройствах. Снижение плотности ниже 25-30 кг/м³ приводит к возрастанию пропускной способности фильтра, но при этом значительно увеличивается количество твердой фракции, незадержанной фильтром. При наименьшей реально достижимой плотности соломы равной 20 кг/м³ пропускная способность резко возрастает, но при таких плотностях он не способен выполнять функции фильтра ввиду низкого качества разделения.

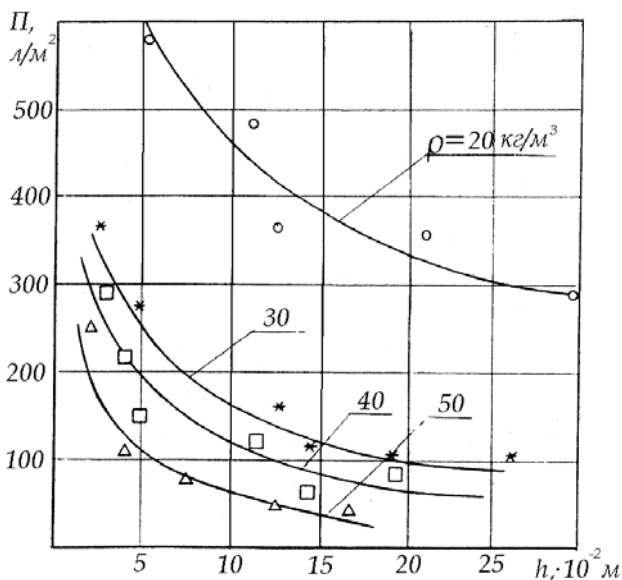


Рис. 2 Изменение пропускной способности фильтра Π от его толщины h .

При проведении экспериментальных исследований навеску соломы закладывали в экспериментальное устройство. Слой выравнивался, уплотнялся грузами до заданной толщины, обеспечивающей требуемую плотность. Затем через испытуемый фильтр пропускался жидкий навоз до полной потери им фильтровальной способности в результате закрытия его пор. Она отмечалась удерживанием жидкости над фильтром и легко фиксировалась визуально. Объем подаваемого жидкого навоза замерялся оттарированной емкостью и в разных опытах составил от 60 до 200 л.

В течение серии из пяти опытов одинаковые навески соломы исследовались при плотностях равных 20, 30, 40, 60, 80 кг/м³. После завершения серии опытов бралась другая навеска и серия повторялась. Были исследованы фильтры с навеской соломы равной 0,25; 0,5; 1,0; 1,5; 2,5 кг, обеспечивающих изменение исследуемой толщины фильтра от 0,02 до 0,30 м при различной его плотности. Повторность опытов принималась трехкратной.

Увеличение толщины слоя, также как и повышение плотности, снижает пропускную способность фильтра, однако влияние плотности более выражено (рис. 2).

Кроме проведенных исследований однофакторных моделей, позволяющих более точно выяснить характер влияния каждого фактора в отдельности на величину пропускной способности фильтра, в работе были выполнены исследования и многофакторных моделей [3]. Необходимость этих исследований вызывалась тем, что, с одной стороны, зависимости однофакторных моделей были нелинейными, а с другой – явным наличием совокупного влияния исследуемых факторов на работоспособность соломенного фильтра.

Был использован метод анализа регрессионных моделей. Исследование проводилось с помощью полиномиальной зависимости вида:

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_{11}x_1^2 + b_{12}x_1x_2 + b_{22}x_2^2,$$

где y – функция отклика; в принятой серии опытов – пропускная способность фильтра; x_1, x_2 – исследуемые факторы – плотность и толщина фильтра.

Величины исследуемых факторов изменялись в тех же пределах, что и однофакторных моделях. Планирование эксперимента для двухуровневого изменения факторов проводилось путем построения центрально-

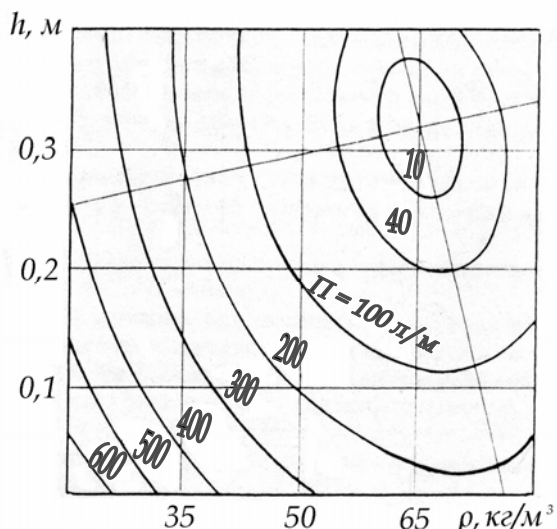


Рис. 3. Влияние толщины h и плотности ρ фильтра на его пропускную способность Π .

го композиционного плана [4]. Число опытов в эксперименте равнялось 9. В каждой точке плана опыты проводились с трехкратной повторностью.

Анализ взаимного влияния плотности и толщины фильтра на показатели его пропускной способности выполнен расчетным методом с помощью ЭВМ.

Графики сечений поверхности отклика, характеризующие взаимное влияние плотности и толщины соломенного фильтра на его пропускную способность (рис.3) свидетельствуют, что увеличение плотности фильтра и увеличение толщины, как и в случае однофакторных моделей, уменьшает его пропускную способность. Поскольку эллипсы более вытянуты вдоль вертикальной оси, то влияние плотности более существенно. Реальный процесс описывается нисходящей частью поверхности эллиптического параболоида, т.к. очевидно, что при увеличении толщины свыше 0,32 м значения пропускной способности фильтра не будут возрастать. В области исследуемых факторов значения плотности минимизирующей его пропускную способность изменяются от 65 кг/м³ при высоте 0,32 м до 73 кг/м³ при высоте 0,02 м.

Выводы

1. Полученные результаты согласовываются с результатами исследований однофакторных моделей, а их анализ позволяет сделать вывод о том, что плотность и толщина соломенного фильтра определяют его работоспособность.
2. Проведенные исследования могут быть использованы при оптимизации параметров фильтра по его пропускной способности, однако с учетом того, что с уменьшением плотности и толщины пропускная способность возрастает, окончательные рекомендации по выбору толщины и плотности фильтра должны быть согласованы с требованиями по обеспечению заданной эффективности разделения жидкого навоза.

Литература

1. Лукьяненко В.П. Перспективные системы утилизации навоза. -М.: Россельхозиздат.-1989, 165 с.
2. Присяжная Л.П. Экологические аспекты воздействия бесподстилочного навоза на окружающую среду /Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 4-й международной научно-технической конференции. -Харьков, 23-24 октября 2001 г.- С.256-259.
3. Налимов В.В. Теория эксперимента.-М.: Наука, 1971.-207с.
4. Тихомиров В.Б. Планирование и анализ эксперимента.-М.: Легкая индустрия, 1974.-262с.

УДК 669.018.45 – 14:539.4.015

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ ОТЛИВОК ТЕПЛОУСТОЙЧИВОЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ ТУРБИНЫ 100 ТЫС. ЧАСОВ НА ВЕЛИЧИНУ КРИТИЧЕСКОГО РАСКРЫТИЯ ТРЕЩИНЫ

Гладкий И.П., канд. техн. наук, проф., Мощенок В.И., канд. техн. наук, доц.,
Глушкова Д.Б., канд. техн. наук, доц., Тарабанова В.П., канд. техн. наук, доц.,
Мищенко Л.Д., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

It is established, that the state of grain boundary and the degree of the homogeneity of the structure are the principal factors that define the tendency of the metal to the cracking under the tests on the critical opening of the crack and after operation.

В последнее время исследованию вязкости разрушения уделяется большое внимание. Существующие в лабораторной практике методы оценки характеристик вязкости весьма разнообразны [1]. Нами была использована методика исследования сопротивления развитию трещин, которая предусматривает оценку критического раскрытия трещин при рабочей температуре t_p в случае ударного нагружения образца с двумя специальными надрезами. Величина критического раскрытия δ^{cr} в каждом надрезе определяется как разность между шириной дна надреза после испытания и его начальной шириной.

За величину критического раскрытия трещины принимается среднее из двух измерений, эта величина δ^{cr} характеризует локальную пластичность металла: чем меньше значение, тем менее пластичен в месте надреза металл.

В настоящее время приведены результаты исследования связи величины критического раскрытия трещины и структуры металла корпусных деталей турбины, выполненных из хромомолибденованадиевой стали

15X1M1ФЛ, после эксплуатации свыше 100 тыс. часов при температуре свежего пара 540 °С и давлении 13 МПа.

Для исследуемого металла получены следующие значения величины критического раскрытия трещины: для образца от стопорного клапана $\delta c^{565} = 0,31$ мм (клеймо 1), для образцов от нижней и верхней половины корпуса $\delta c^{565} = 0,13$ мм (клейма 4 и 5). Металл стопорного клапана удовлетворяет, а металл корпуса не удовлетворяет требованиям критериев для длительного работавшего металла в связи с тем, что для данной стали удовлетворительным критерием является $\delta c^{565} \geq 0,3$.

В таблице 1 приведены размеры некоторых зон исследуемых образцов.

Таблица 1

Клеймо	Ширина образца, мм	Длина надреза, мм		Длина трещины от надреза, мм	
		A ₁	A ₂	B ₁	B ₂
1	9,77	3,15	3,11	2,14	2,14
4	9,85	3,20	3,16	2,20	2,23
5	9,87	3,22	3,19	2,25	2,24

На рис. 1 представлена макроструктура металла корпусных деталей после проведения испытаний.

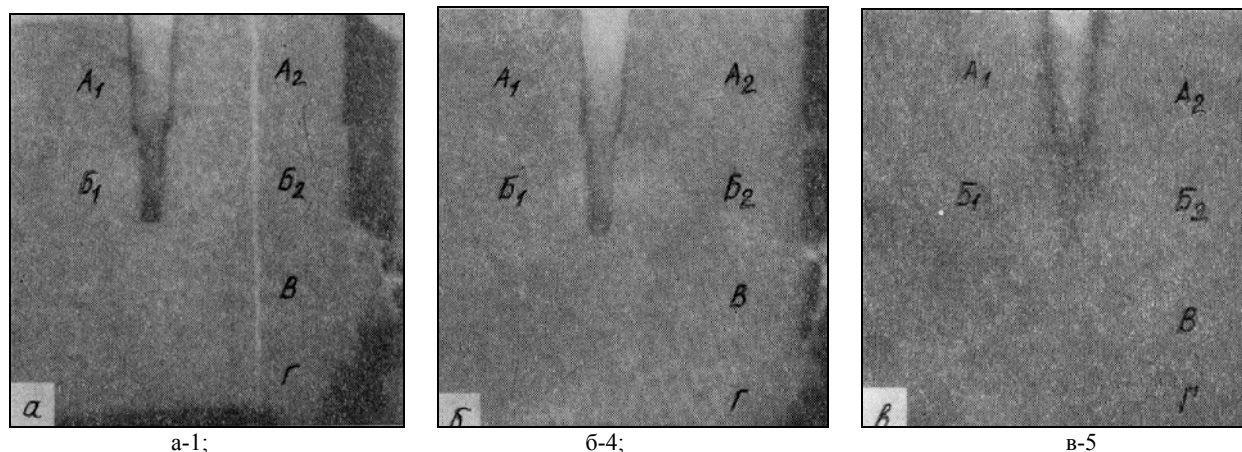


Рис. 1. Макроструктура металла корпусных деталей после проведения исследования сопротивления развитию трещины, х 5

Можно отметить, что в пределах одного образца длина трещин, идущих от надрезов, одинакова. Кроме того, при сравнении образцов прослеживается тенденция к увеличению длины трещин от надрезов с уменьшением значения критического раскрытия.

Структуру металла исследовали на оптическом микроскопе при увеличениях в 100 и 600 раз и на электронном микроскопе.

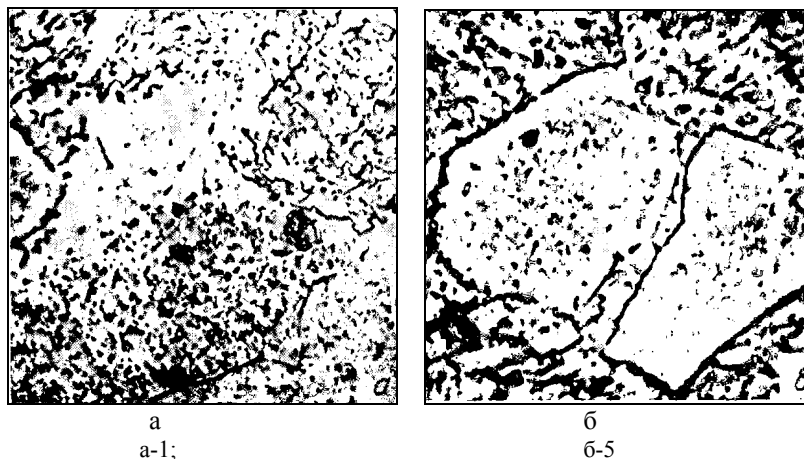


Рис. 2- Микроструктура металла образцов, х 600.

До травления шлифов было проведено изучение распределения неметаллических включений в металле. Включения представляют собой сульфиды и сложные сульфидосиликаты круглой и овальной формы. Размер включений 4÷6 мкм, встречаются отдельные крупные сульфиды размером 15÷20 мкм. Неметаллические включения расположены хаотически, лишь в металле образца 4 имеются цепочки из 7÷12 штук сульфидов. Следует отметить, что вокруг неметаллических

включений наблюдается разрыхление металла и скопление карбидов, что характерно для металла после дли-

тельных сроков эксплуатации. Такое разрыхление металла вблизи включений является причиной их легкого выкрашивания при полировке и травлении образцов.

Микроструктура металла образца 1 (рис. 2, а) представляет собой феррит разной травимости, карбиды мелкие равномерно распределены по полю зерна. На границах зерен карбидов мало. В металле образца 4 наряду с феррито-карбидной структурой наблюдаются участки бейнита (приблизительно 20 %) в стадии распада. Примерно на 50 % протяженности границ зерен выделились карбиды, размер их $(3\div 5) \cdot 10^{-4}$ мм. Карбиды крупнее, чем образец 1. Для структуры образца 5 характерно наличие крупных карбидов размером $(7\div 10) \cdot 10^{-4}$ мм, расположенных на границах, субграницах и в теле зерен. Границы с выделившимися крупными карбидами составляют примерно 80 % от общей протяженности.

Изучение характера трещинообразования на оптическом микроскопе при небольшом увеличении позволило определить форму трещин, идущих от надрезов (зона Б) и в местах разрушения образцов (зона В). На всех образцах трещины от надрезов имеют ровные края, концы трещин овальной формы. Трещины от надрезов проходят как по зерну, так и по границам зерен. Случайно расположенные вблизи трещин от надрезов неметаллические включения не инициируют образование микротрещины. В образце 1 наблюдаются на конце трещины от надрезов очень мелкие трещины, идущие по границам зерен. В образцах 4 и 5 на концах трещин от надрезов не наблюдается микроповреждений. Трещины, по которым произошло разрушение образцов (зона В), имеют неровные с выступом

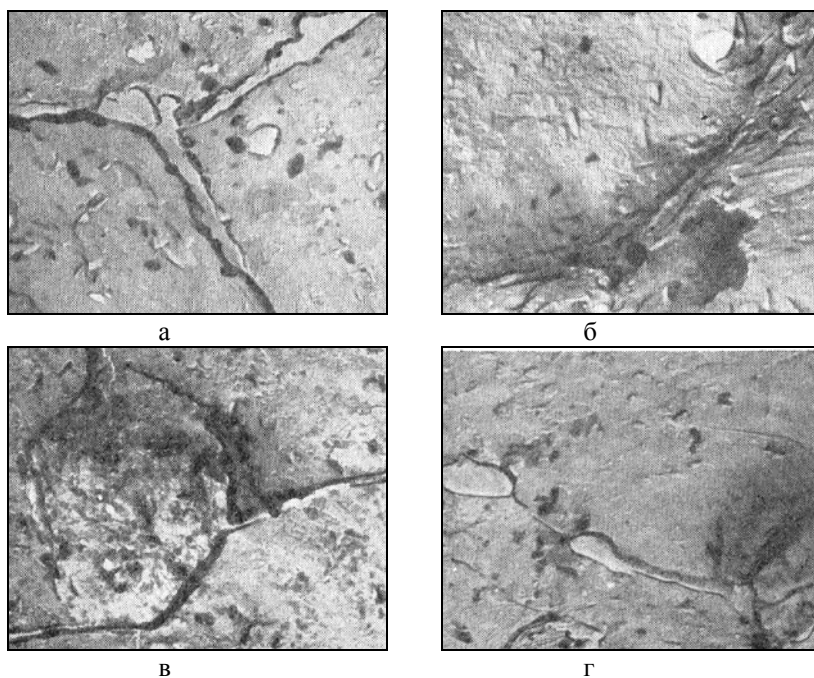


Рис. 3. Электронномикроскопические фотографии структуры металла, демонстрирующие характер распространения микротрещины, $\times 10000$.

края, при этом в образцах 1 и 4 выступы закруглены, а в образце 5 заострены. В образце 1 в зоне В доли межзеренного и внутреннего разрушения примерно одинаковы, в образцах 4 и 5 можно отметить незначительное превышение доли межзеренного разрушения. Как и вблизи трещин от надреза в зоне Б, неметаллические включения вблизи трещин разрушения в зоне В расположены случайно и не являются источником микротрещин. В зоне утяжки (зона Г) на всех образцах наблюдается вытянутость зерен параллельно направлению трещины разрушения (зона В) и наличие микротрещин, идущих в том же направлении от края образца по границам зерен. Зоны утяжки в образцах отличаются величиной, минимальная зона утяжки в образце 5. Микротрещин в зоне утяжки больше всего в образце 4.

Как следует из результатов

электронномикроскопических исследований (рис. 3, а-г), трещина распространяется по участкам предпочтительного скопления карбидных выделений.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Проведенные исследования позволили установить, что наиболее пластичным является металл образца 1, который удовлетворяет критериям по критическому раскрытию трещины. Структура металла этого образца характеризуется однородностью и отсутствием скоплений карбидов по границам зерен. Характер образования трещин от надрезов позволяет говорить о том, что разрушение металла подготовлено действием сильного концентратора напряжений. Наличие в образце 1 микротрещин на концах в зоне Б и зоны деформации вблизи трещин разрушения в зоне Б свидетельствует о том, что разрушение металла сопровождается его пластической деформацией. Металл образцов 4 и 5 не удовлетворяет требованиям критериев по критическому раскрытию. Низкая пластичность образца 4 может быть объяснена неоднородностью структуры: наличием бейнитных участков и скоплением карбидов по границам зерен. Причина весьма низкой пластичности металла образца 5 связана с наличием по границам зерен более крупных, чем в предыдущих образцах карбидов, образующих почти непрерывные цепочки. Разрушение металла практически не сопровождается локальной пластической деформацией.

ВЫВОДЫ

Для металла, не удовлетворяющего критериям по критическому раскрытию трещин, характерна неоднородность структуры и наличие карбидов на половине и более протяженности границ зерен. В металле, отвечающем критериям по критическому раскрытию трещин, обнаруживаются в структуре признаки локальной пластической деформации, сопровождающей разрушение.

Состояние границ зерен и степень однородности структуры являются главными факторами, определяющими локальную пластичность металла, и, следовательно, склонность его к трещинообразованию как при испытаниях на критическое раскрытие трещины, так и при эксплуатации.

Литература

1. В.В. Панасюк. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами. Киев, "Наукова думка", 1998, 132 с., с чл.

УДК 539.3, 533.9

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНАЯ ПАЙКА ИМПУЛЬСОМ ТОКА

Вакуленко К.В., Чернобрышко М.В., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

Process of the high-temperature soldering is considered by the example of the soldering two plates. Warming up of solder is offered to be made a pulse of a strong current. The problem of non-stationary heat conductivity in a two dimensional kind is investigated.

Постановка задачи

В современном производстве, наряду со сваркой широкое распространение также получила пайка. Важнейшее достоинство пайки – возможность проведения процесса с сохранением механической структуры и прочности соединяемых элементов. С появлением высокопрочных припоев стала возможной технология высокотемпературной пайки, поскольку прочность получаемого соединения не уступает, а порой и превосходит прочность основного материала.

Применение высокотемпературных припоев требует жесткого контроля за температурой протекающего процесса, так как недостаточный разогрев не даст прочного соединения, а перегрев конструкции ведет к разупрочнению и даже хрупкости основного материала. Этих эффектов можно избежать, используя разогрев конструкции импульсным током, так как кратковременность термонагружения позволяет прогреть слой припоя до необходимых температур, не изменив физических свойств материала основной конструкции в силу теплооттока.

Исследования в области высокоскоростных процессов деформирования контактирующих поверхностей и динамического термоупругопластического напряженного состояния [1, 2], а также в области пайки [3] показали возможность осуществления пайки и сварки-пайки. Однако, прогревание слоя припоя традиционными методами ведет к разрушению основного материала в области нагрева, что вызывает снижение качества получаемой продукции. С этой точки зрения целесообразно применять такой метод разогрева, при котором переход припоя в расплавленное состояние осуществлялся бы за время малое по сравнению со временем изменения состояния паяемых конструкций. Это можно осуществить путем быстрого введения в припой достаточного количества энергии, и использовать свойство металла претерпевать при этом резкое фазовое превращение, что обычно имеет место при сообщении проводнику импульса тока большой плотности. Подобные эксперименты по свариванию деталей приведены в [4, 5].

Таким образом, предлагается производить разогрев припоя по принципу электрического взрыва фольг в медленном режиме, (что обеспечивает их плавление, и разрыв на более крупные капли).

Широкий круг наиболее распространенных типов соединений рассмотрен в [3]. Такие типы соединений, как внахлестку (телескопические – для труб, оболочек, теплообменников) и стыковые (прямые или скошенные торцы стержней или слоев), можно реализовать, применяя технологию высокотемпературной пайки.

В настоящей статье будем рассматривать задачу пайки двух пластин. Между пластинами прокладывается лента из листового припоя, по которой пропускают сильный импульсный ток от энергетической установки.

В результате слой припоя будет нагреваться до температуры плавления. При этом на одинаковом расстоянии от слоя припоя пластины прогреваются с постоянными тепловыми потоками $q(t)$. Величина теплового потока зависит от величины пропускаемого по припою тока и должна выбираться из результатов численного эксперимента для каждой конкретной толщины слоя припоя и величины тока, достаточной для его расплавления. Исследуя температуру в плоскости припоя, можно прогнозировать поведение последнего под действием температурного нагружения.

Математическая модель

Рассмотрим задачу, построив следующую

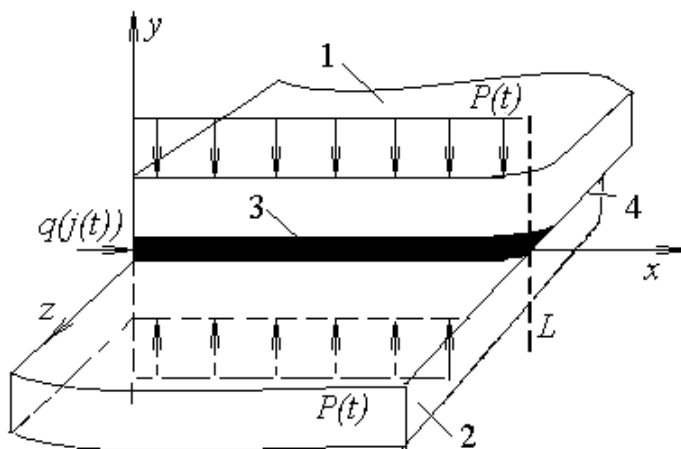


Рис. 1. Расположение составных элементов: 1, 2 – соединяемые пластины; 3 – лента припоя; 4 – зона пайки.

математическую модель. Исследуется задача нестационарной теплопроводности для бесконечно длинных пластин в декартовой системе координат (рис. 1). В силу линейной симметрии конструкции выбираем систему уравнений в двумерной постановке, пренебрегая расчетами в направлении z .

Математическая формулировка задачи имеет следующий вид [6]:

$$\frac{\partial^2 T(x, y, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, t)}{\partial y^2} = \frac{1}{a_T} \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial t} \tag{1}$$

где $T=T(x, y, t)$ - температура системы; t - время; a_T - коэффициент температуропроводности.

Начальное условие:

$$T(x, y, 0) = T_0 = const, \tag{2}$$

где T_0 - начальная температура конструкции.

Граничные условия:

1)

$$\left. \frac{\partial T_{i\delta}}{\partial r} \right|_{\substack{0 \leq x \leq L \\ y=0}} = q(j), \tag{3}$$

где $T_{np}=T_{np}(x, y, t)$ – температура припоя; $q(j(t))$ – интенсивность теплового потока, определяемая из условий прогрева стержней.

$$q(j) = \frac{1}{\lambda} j^2 \tag{4}$$

Ток, протекающий в фольге припоя в твердой и расплавленной фазах, можно принять равным току короткого замыкания цепи и записать как

$$j(t) = \frac{U_0 C}{\omega} e^{i\omega t}, \tag{5}$$

где U_0 – начальное напряжение в контуре, C – емкость конденсаторной батареи, $\omega = \frac{1}{\sqrt{LC}}$ – циклическая частота контура, $\varphi = R/2L$ – коэффициент затухания, R, L – сопротивление и индуктивность контура.

2) В предположении идеального теплового контакта между пластинами и слоем листового припоя, остальные граничные условия запишутся в следующем виде:

$$\begin{aligned} T_I = T_2 = T_{np}; \\ \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial z} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial z} = \lambda_{i\delta} \frac{\partial T_{i\delta}}{\partial z} \end{aligned} \tag{6}$$

где $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_{np}$ – коэффициенты теплопроводности первой, второй пластин и слоя припоя соответственно; T_1, T_2, T_{np} – температура вышеуказанных составляющих конструкции.

Решение уравнения нестационарной теплопроводности (1) с начальным (2) и граничными (3), (6) условиями, выбираем в виде [6]:

$$T = T_{ср} - \frac{1}{T_{ср} - T_0} (T_{ср} - T_I) (T_{ср} - T_{II}), \tag{7}$$

где $T_{ср}$ – температура среды, предполагаем, что $T_{ср} = const$; $T_I = T_I(x, t)$; $T_{II} = T_{II}(y, t)$.

Таким образом, задача распадается на две независимые. Первая — распределение температурного поля вдоль слоя припоя, а вторая — теплообмен между слоями припоя и пластинами.

Численные примеры

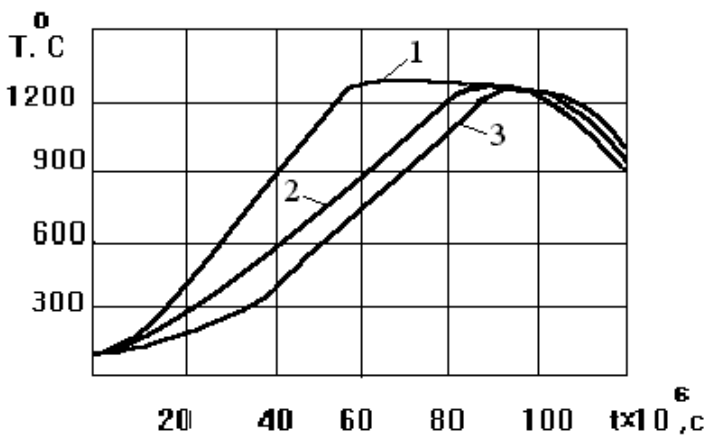


Рис. 2. Температура прогрева слоя припоя.

Дальнейшее решение задачи проводится численно-аналитическими методами согласно известных методик решения задач нестационарной теплопроводности. В частности, был рассмотрен случай сваривания двух металлических пластин из стали X18H10T с линейными размерами $L = 10$ мм и $h = 4$ мм листовым аморфным припоем никелевой группы, толщиной 1,5 мм. Источником импульсного тока служила магнитно-импульсная установка МИУ-20 со следующими основными параметрами: максимальная запасаемая энергия 20 кДж, номинальное напряжение емкостного накопителя 20 кВ, емкость накопителя 100 мкФ, собствен-

ная индуктивность разрядного контура 120 нГн.

На рис. 2 представлены графики разогрева слоя припоя в точках с координатами $x = 0$ (кривая 1), $x = L/2$ (кривая 2) и $x = L$ (кривая 3) при воздействии нагрузки в течение 100 мкс.

Анализ графика дает возможность определить момент прогревания слоя припоя до температуры плавления и отследить интервал времени, необходимый для соединения слоев.

Рассмотренная задача решалась в предположении малости толщины слоя припоя по отношению к величине линейных размеров конструкции. Если же это отношение не мало, то модель задачи необходимо рассматривать с точки зрения прогревания трехслойной конструкции. Поскольку, если толщина припоя окажется много больше толщины скин-слоя (определяющегося, как известно, параметрами установки), разогрев припоя будет происходить неравномерно по его толщине от границ контакта с пластинами до серединной поверхности. В этом случае граничащие с пластинами слои, вследствие концентрации тока будут иметь температуру несколько выше.

Выводы

Проведенное выше моделирование процесса высокотемпературной пайки позволяет определять необходимые технологические параметры таковой для разного рода конструкций в виде тонких пластин, а также устанавливать соответствие с параметрами энергетических установок, применяемых в техпроцессе. При этом желательно, чтобы проведению физического эксперимента предшествовало численное моделирование.

Литература

1. Колодяжный А.В., Вакуленко К.В., Чернобрышко М. Исследование температурных напряжений коаксиальных цилиндров при высокоскоростном деформировании. // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – 2003. вип. 18. “Підвищення надійності відновлюючих деталей машин. Фізичні та комп’ютерні технології”. – С. 120 - 125.
2. Бакчин О.А. Прочность при статическом растяжении сварных соединений с мягкой прослойкой / Бакчин О.А., Шрон Р.З. // Сварочное производство. – 1963. - №5. – С.6-10.
3. Петрунин И.Е. Металловедение пайки./ Петрунин И.Е., Маркова И.Ю., Екатова А.С. – М.: Металлургия, 1976. – 263 с.
4. Шифф Д. Опыты по свариванию деталей с помощью взрывающейся фольги. В кн.Взрывающиеся проволоки под ред. А.А. Рухадзе. М.: изд - во иностр. лит., 1963. - 341 с.
5. Электрический взрыв проводников / под ред. А.А. Рухадзе и И.С. Шпигеля. М.: Мир. - 1965. - 354 с.
6. Коваленко А.Д. Термоупругость пластин и оболочек. – Киев: изд-во Киевского университета. – 1971. – 284 с.
7. Колодяжный А.В., Вакуленко К.В., Чернобрышко М.В. Ярещенко В.Г. Учет тепловыделения при соударении цилиндрических оболочек с различными скоростями скольжения // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: Труды 6-й Международной научно-технической конференции, 10 – 11 октября 2002 г.- Харьков: ХНПК "ФЭД", 2002.- С. 272 - 275.

УДК 668.15:194.2:621.785:621.771:273.01

РОЗБОРКА СПОСОБУ ПІДВИЩЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ ТА ЗНИЖЕННЯ СОБІВАРТОСТІ РІЗАЛЬНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ЗЕМЛЕРИЙНИХ МАШИН

Браташевський О.Ю., канд. техн. наук, Польшотов В.А., Полякова А.Г.,

Горбачова Л.В., Каплуновський В.О.

(м. Харків, Україна)

It was showed the way for increasing of wear resistance for cutting elements of daggers.

Відомо [1], що різальні елементи землерийних машин в процесі експлуатації зношуються швидше, ніж інші деталі, що потребує частішої заміни різальних елементів і призводить до значних витрат металу. Наприклад [2], при роботі вітчизняних бульдозерів протягом року витрачається в середньому 3 комплекти ножів на один бульдозер.

Разом з тим, при роботі зарубіжних бульдозерів, у рівних умовах, витрачається не більш 1,5 комплекти ножів. У вітчизняному виробництві ножі виготовляють в основному із сталей 35, 40, 15ХСНД, а їх робочі частини, що зношуються, піддають наплавленню твердими сплавами (сормайт, сталініт з карбідом бору тощо), а в інших країнах ножі виготовляють з більш дорогих сталей типу 28Г, 37ГМ (США), 33ХС2, 33ХС2М (Японія) та 36Г2, 30ХГ2 (Германія) і піддають їх об'ємному термозміцненню. В результаті, стійкість різальних елементів визначається маркою сталі, з якої вони виготовлені, і фізико-механічними властивостями після кінцевої обробки (наплавлення і термообробки).

Таким чином, підвищити стійкість вітчизняних різальних елементів і знизити витрати металу можливо шляхом розробки складу сталі і режимів її термообробки, що і є метою даної роботи.

Додатковою умовою до складу сталі, крім її зносостійкості, було економне легування, тобто необхідно було, по можливості, не використовувати в складі сталі, у порівнянні із зарубіжними сталями, такі елементи, як молібден і хром.

З цією метою за базову вибрали сталь 36Г2С, у якій вар'ювали хімічний склад і для підвищення зносо-

стійкості додавали бор. Зразки цієї сталі піддавали термічній обробці. Після термообробки зразки випробували на абразивну зносостійкість в лабораторних умовах за методикою, викладеною в роботі [3], у порівнянні з кращими зарубіжними сталями для ножів бульдозерів, що наведені вище.

Результати випробувань досліджених сталей на абразивну зносостійкість наведені в таблиці; причому, з цих сталей з однаковим вмістом вуглецю вибрано такі, які показали максимальну зносостійкість.

Таблиця

Результати випробувань сталей на абразивну зносостійкість

Марка сталі, фірма та країна-виробник	Склад сталі	Твердість, НВ	Зносостійкість, хв/мм ³
Сталь 36Г2СР №1	Термооброблена (гартування+високе відпускання)	198	1,5
Сталь 36Г2СР №1	Термооброблена (гартування+низьке відпускання)	373	7,9
Сталь 36Г2СР №2	Термооброблена (гартування+високе відпускання)	289	3,3
Сталь 36Г2СР №2	Термооброблена (гартування+низьке відпускання)	374	10,7
Сталь 36Г2СР №3	Термооброблена (гартування+високе відпускання)	300	5,2
Сталь 36Г2СР №3	Термооброблена (гартування+високе відпускання)	578	19,6
Сталь 36Г2СР №4	Термооброблена (гартування+низьке відпускання)	627	18,8
Сталь 30ХГ2 "Інтертрак" Германія	Термооброблена	289	4,7
Сталь 36Г2 "Інтертрак" Германія	Термооброблена	218	6,0
Сталь 33ХС2 "Комацу" Японія	Термооброблена	367	5,0
Сталь 33ХС2М "Комацу" Японія	Термооброблена	321	11,5
Сталь 28Г "Катерпіллар" США	Термооброблена	504	6,8
Сталь 37 ГМ "Катерпіллар" США	Термооброблена	380	13,4

З аналізу наведених у таблиці результатів можна зробити висновок, що зносостійкість не знаходиться в однозначній залежності від твердості. Так, якщо сталь типу 33ХС2М фірми "Комацу" декілька поступається сталі типу 33ХС2 тієї ж фірми за твердістю (361 НВ і 367 НВ), то зносостійкість сталі, легованої молібденом, вища більш, ніж у два рази, за зносостійкість сталі, не легованої молібденом (11,5хв/мм³ і 5,0 хв/мм³ відповідно). Разом з цим, термічна обробка, яка забезпечує підвищення міцності сталі, відповідно призводить до значного підвищення зносостійкості – у 3-5 рази. Наприклад, зниження температури відпускання сталей 36Г2СР №1 і 2 призводить до підвищення міцності, зумовлює підвищення зносостійкості цих сталей, відповідно, з 1,5; 3,3; 5,2хв/мм³ до 7,9; 10,7; 19,6 хв/мм³.

Крім цього, дослідна сталь показала достатньо високий рівень ударної в'язкості при низьких температурах. Так при –80°С ударна в'язкість сталі в термообробленому стані знаходиться в межах 300-400кДж/м². Сталь американських ножів має таку ж ударну в'язкість тільки до мінус 50°С. Таким чином, виготовлення різальних елементів землерийних машин із сталі 36Г2СР дозволяє досягти рівня зносостійкості кращих зарубіжних зразків, без використання при цьому дорогого легуючого елемента молібдену, а також перевищити показники зносостійкості вітчизняних серійних різальних елементів з наплавленням у 2-2,5 рази. При цьому дана сталь має кращу зносостійкість в порівнянні зі сталлю зарубіжних різальних елементів.

В результаті використання сталі 36Г2СР скорочуються річні витрати різальних елементів, наприклад на одному бульдозері, в середньому на 1,5-1,8 комплектів або на 150-180кг і досягається економія металу для ножів у порівнянні з найкращими зарубіжними зразками у 2,5 рази.

Література

1. Боголюбов Б.Н. Долговечность землеройных и дорожных машин. М: Машиностроение, 1964, с. 397.
2. Браташевський А.Ю., Легейда Н.Ф., Дмитриев В.Д., Булкина Н.И., Романов В.С. Технология изготовления ножей бульдозеров повышенной износостойкости из сортового проката/ Сб.: Разработка и исследование технологии производства горячекатаных профилей. Харьков: УкрНИИМет, 1985, с.75-78
3. Муро Т. Зависимость между свойствами материалов, используемых для изготовления ножей, и их стойкостью на износ. – ВЦП, №Г-37391, 1982. Эхиме дагайку кие. Дайсанбу когаку, 1981, т. №4, 1387-1398.

УДК 621.18:66.096.5:662.62–192.

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ПЕРЕВОДА КОТЛОВ НА ТЕХНОЛОГИЮ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОГО КИПЯЩЕГО СЛОЯ

Воинов А. П., докт. техн. наук, проф., Воинова С. А., канд. техн. наук, доц.
(г. Одесса, Украина)

The modernization of boiler to technology of a low-temperature fluidized bed is the most effective method of renewal boiler fleet of Ukraine in requirements of incineration of bad quality solid combustible.

В энергетике Украины сложилась структура топливного баланса, которая характеризуется долей твердого топлива, лишь немного превышающей 50 %. Ее целесообразное развитие направлено в сторону увеличения доли твердого топлива, которое является основой отечественного топливного запаса. Этому процессу будет сопутствовать снижение качества энергетического твердого топлива, из-за возрастания содержания золы. В связи с этим предстоит часть котельно-топочных систем (КТС), работающих на газовом топливе, перевести на твердое топливо. Для тех из них, которые в 60-х годах прошлого столетия были переведены с твердого топлива на газовое, предстоящий перевод окажется повторным.

Действующие ныне КТС (особенно невысокой единичной мощности [1]) не в состоянии подобное топливо сжигать с надлежащей технологической (то есть, экологической, экономической и общетехнической) эффективностью. Известные, традиционные котельно-топочные технологии использования твердого топлива позволяют высоко эффективно его сжигать только при относительно высоком его качестве, в частности, при низкой зольности.

В плане неизбежного предстоящего перевода части парка паровых котлов и водогрейных котлов (КТ) на сжигание твердого низкокачественного топлива единственно целесообразным является применение технологии котельно-топочного низкотемпературного кипящего (псевдооживленного) слоя (КС) [1–3].

КТ, действующие по этой технологии, обладают набором свойств, как положительных, так и отрицательных. Однако, важно то, что положительные свойства сочетаются в особый, уникальный комплекс, у которого нет даже отдаленных аналогов среди ПК традиционных типов. Достоинства рассматриваемых ПК многократно превосходят их недостатки. Знание закономерностей влияния различных факторов на показатели функционирования этих агрегатов позволяет усилить использование их достоинств и ослабить влияние недостатков. Все это подняло технологию КС на уровень приоритетной в мировом котлостроении, особенно, в сфере сжигания твердого низкокачественного топлива [4].

Надежность (включая долговечность) КТ с КС, в общем случае, в сильной степени зависит от интенсивности процесса внешней эрозии, то есть процесса эрозионно-коррозионного поражения (износа) труб поверхностей нагрева, погруженных в объем КС [5].

Технология КС является фундаментальной целесообразной основой перевода КТ традиционных типов на более высокий уровень технологической эффективности. В частности, она является уникальной основой перевода на твердое низкокачественное топливо, с обеспечением показателей функционирования, характерных для аналогичных агрегатов традиционных типов, работающих на топливе высокого качества.

Технология КС в условиях Украины оказалась приоритетной вообще, а при использовании твердого топлива, особенно низкокачественного, она оказалась вне конкуренции. Указанное свойство этой технологии обусловлено тем, что инерт (вещество КС) содержит 97–98 % золы (то есть содержит горючих веществ всего 2–3 %). Поэтому содержание золы в поступающем в топку свежем топливе относительно мало влияет на показатели ее функционирования. Это свойство уникально.

Отметим то важное обстоятельство, что предстоящее освоение в энергетике сжигания горючего сланца отечественных месторождений, есть основание утверждать, окажется целесообразным только в топках с КС, пузырьковым или циркулирующим, поскольку наиболее характерной особенностью этого топлива является высокая зольность ($A^p > 40\%$) и ее изменчивость в широком диапазоне значений.

В процессе переводе КТ на технологию КС сталкиваются с ее особенностями, выдвигающими ряд нетрадиционных задач и вынуждающими искать пути и средства их целесообразного решения. Эти задачи непросты, а найденные варианты их решения далеко не всегда удовлетворяют предъявляемым требованиям. Поэтому исследование котельно-топочного технологического процесса, протекающего в КС, поиск методов, путей и средств его совершенствования являются актуальной научно-технической задачей ныне и в перспективе.

Анализ доступной информации в области теплоэнергетики убеждает в том, что низкотемпературный КС занимает приоритетное положение среди известных котельно-топочных технологий, а интерес к нему в мировой энергетике продолжает расти. Причем, интерес тем больше, чем выше цена топлива на мировом рынке, чем ниже качество доступного топлива, чем выше вероятность и целесообразность (экономическая и конъюнктурная) сжигания твердого низкокачественного топлива. На фоне этих объективных обстоятельств технология КС в условиях Украины оказалась приоритетной вообще, а при использовании твердого топлива, особенно низкокачественного, она оказалась вне конкуренции.

Новые важные возможности открывает совмещение в одном котельном агрегате технологии объемно-охлаждаемых топков (ООТ) и технологии КС.

Еще более широкие возможности открывает совмещение технологий ООТ, КС и технологии двухступенчатого сжигания топлива (ДСС) (в объеме КС и в надслоином пространстве), то есть применение комплексной технологии ООТ-КС-ДСС. Этот весьма продуктивный, перспективный комплекс еще мало исследован, но вы-

полненные первые оценки свидетельствуют о его весьма высоких положительных свойствах.

В системе автоматического управления технологическим процессом (САУ ТП) ПК с КС появляются новые, нетрадиционные задачи. Они связаны, прежде всего, с двойственностью функций воздуха, вводимого в топку, с необычным состоянием активной, тепловыделяющей части объема топки. Оказывает влияние высокая размерность топочного процесса, протекающего в топке с КС. При повторном переводе на твердое топливо, особенно изношенных КТ, необходимо учитывать состояние оборудования (долю израсходованного им ресурса), руководствоваться положениями технической геронтологии [5-8].

Широкие возможности повышения технологической эффективности ПК, работающих по технологии (ООТ+КС+ДСС), могут быть реализованы при их комплексной автоматизации, с использованием средств управления надежностью, то есть обеспечения заданного ее уровня.

Упомянутые положительные возможности комплексной технологии при работе на низкокачественном твердом топливе при высокой степени автоматизации котельного оборудования позволяют вывести его на новый более высокий уровень: на уровень нового, четвертого поколения котельно-топочных систем. Изложенное в равной степени относится и к сфере создания новых КТ, и к сфере перевода (обновления) изношенных КТ традиционных типов на комплексную технологию.

Анализ свидетельствует то, что КТ с КС или КТ (ООТ+КС+ДСС) обладают уникальными свойствами. Важнейшим среди них является беспрецедентно высокая степень экологического совершенства при работе на топливе любого вида и сорта, в том числе на твердом топливе низкого качества. С помощью подобных КТС возможно в наиболее полной степени одновременно решить проблемы сокращения выброса оксидов азота, теплоты и углекислоты, не применяя дополнительных технологий.

Двойственная функция воздуха в КТ с КС и другие особенности их технологического процесса повышают роль управления режимом топки и агрегата в целом. Применение САУ ТП, обеспечивающих высокий уровень надежности (безотказности) КТ, позволяет в условиях потребления низкокачественного недорогого топлива получить высокие технологические показатели функционирования котельно-топочного оборудования.

Техническое перевооружение (обновление) изношенных КТ переводом на приоритетные технологии позволяет повысить их эффективность практически до уровня эффективности современных новых агрегатов равной мощности, сжигающих топливо высокого качества. Важно то, что затраты на подобное обновление изношенного КТ составляют лишь небольшую часть от суммы затрат на замену его новым агрегатом.

Следует особо отметить, что ныне обновление более целесообразно не только в случае, когда КТ еще не израсходовал расчетный ресурс. В условиях дефицита финансовых и материальных возможностей обновление (вместо замены новым) является единственно целесообразным и доступным средством нормализации состояния КТ, израсходовавшего расчетный ресурс.

Выводы

1. Котельно-топочную технологию КС целесообразно широко использовать, а КТ с КС – применять в стационарной и в промышленной энергетике, на топливе любого вида и сорта, но, прежде всего, на твердом низкокачественном топливе.
2. Применение КТ с КС радикально решает задачу обеспечения высокой технологической (экологической, экономической и общетехнической) эффективности процесса получения пара и теплоты (горячей воды).
3. Особо высокий (уникальный) технологический эффект способен обеспечить применение комплексной технологии (ООТ+КС+ДСС).
4. Автоматизация процесса функционирования котельной установки с КС при использовании прогрессивных алгоритмов управления позволяет реализовать ее (установки) высокие потенциальные технологические возможности в полной мере.
5. Применение технологии КС в новых или в обновленных КТ позволяет сжигать твердое топливо любого качества (включая твердое рекордно высокочольное) с высокими показателями. Это чрезвычайно важно для энергетики Украины, т.к. структура ее топливно-энергетического баланса развивается в направлении увеличения доли твердого топлива.
6. Осуществление программы обновления отечественного парка ПК – проблема государственной важности. Применение в ней приоритетных технологий, прежде всего, технологии КС, является наиболее эффективным путем решения задач этой проблемы в каждой из отраслей народного хозяйства.

Литература

1. Кучин Г. П., Скрипко В. Я. Перспективы перевода угольных котлов мощностью до 1 МВт на сжигание угля в кипящем слое. Энергетика и электрификация, 2001, № 6.
2. Воинов А. П. Проблемы нормализации состояния и дальнейшего развития энергетики Украины. Вісник Інженерної академії України, Спец. випуск.– Одеса, 1998. С. 19–20.
3. Воинов А. П. Задача применения котельно-топочных систем с кипящим слоем в энергетике Украины. Тез. докл. Междунар. конф. «Проблемы и пути совершенств. подгот. и сжигания тв. топл. на тепл. эл. станциях». - К.: УкрДЭ и НТЗ, 1994.

- высокая интенсивность турбулентности топочной среды в пределах КС,
- высокая удельная поверхность частиц горящего топлива [1].

Комплекс особых свойств КТ с КС позволяет при работе на топливе любого вида и сорта добиваться глубокого выжига горючих, то есть при низких значениях q_3 , q_4 , при низком уровне α_m , следовательно, при малом α_{yx} . Свойственная КТ с КС высокая прямая отдача топки и низкий α_{yx} позволяют работать при низких t_{yx} и V_{yx} . Все это позволяет поддерживать низкий уровень самой крупной потери теплоты – q_2 . следовательно, – высокий η_k^{op} , а также добиваться малого теплового загрязнения атмосферы – Q .

Высокий η_k^{op} , то есть малый удельный расход топлива, позволяют работать при минимально возможном выбросе CO_2 и Q .

Низкая v_m^m , свойственная рассматриваемым КТ с КС, позволяет обеспечить концентрацию в выбросе NO_x на уровне, менее предельно допустимого.

Описанные потенциальные весьма благоприятные возможности КТ с КС уникальны. Однако, для их реализации, необходимо использование системы управления технологическим процессом (САУ ТП) агрегата, способной обеспечить высокое качество этого процесса. Задача управления КТ с КС, в отличие от задач управления КТ традиционных типов, характеризуется рядом особенностей. Они, в частности, связаны с двойственной функцией потока дутьевого воздуха, псевдооживленным состоянием инерта, высокой чувствительностью состояния инерта к температуре КС. Влияние особенностей технологического процесса и, соответственно, задач управления, обостряется в переходных процессах, то есть при работе КТ в переменном режиме. Степень изученности технологического процесса котельно-топочных систем с КС позволяет осуществлять надежное автоматическое управление ими в реальных производственных условиях. Задача управления усложняется, если оборудование отработало значительную часть расчетного ресурса [2, 3]. Важной задачей АСУ ТП является управление надежностью котельной установки [4].

Следует отметить то, что высокое качество управления котельными установками с КС позволяет добиться предельно низкого выброса NO_x , Q и CO_2 .

Возможность работы с минимально доступным выбросом CO_2 , независимо от вида, сорта и качества топлива, в частности гранулометрического состава его частиц, является уникальным положительным свойством КТ с низкотемпературным КС. Это обстоятельство имеет существенное значение для решения в Украине, в отечественной энергетике задач, сформировавших острейшую проблему ограждения атмосферы от выброса NO_x , Q и CO_2 .

Выводы

1. Котлы с кипящим слоем обладают рядом свойств, обеспечивающих высокую степень их потенциального экологического совершенства.
2. Особое значение имеет тот факт, что котлы с кипящим слоем позволяют снизить до возможного минимума выброс оксидов азота, теплоты и углекислоты.
3. Для реализации уникальных потенциальных возможностей снижения выброса вредных веществ (включая углекислоту), котлы с кипящим слоем необходимо оснащать системами автоматического управления технологическим процессом, способными высоко эффективно использовать благоприятные экологические свойства этих котлов.

Литература

1. Воинов А. П. Проблематика разработки высокоэкологичных котельно-топочных систем на низкокачественном твердом топливе. Тез. докл. семинару “Пробл. преобразов. энергии и рац. использов. органич. топл. в энергетике”. (32–22 сент. 1993). – К.: ИПЭ НАН Украины, 1993.
2. Воинов А. П., Воинова С. А. Техническая геронтология и особенности управления состоянием технических объектов. Вісник Інженерної академії України. Спецвипуск. – Одеса, 2001.
3. Воинов А. П., Воинова С. А. Особенности автоматического управления котлами с низкотемпературным пузырьковым кипящим слоем. Вісник Інженерної академії України, 1997, № 2
4. Воинов А. П. Проблемы надежности котельно-топочных систем с кипящим слоем. Матер. Междунар. конф. “Пробл. тепло- и массообмена в современ. технологии сжигания и газификации твердого топлива”. – Минск, ИТМО АН БССР, 1989. Ч. 3.

УДК 622.778.,662.765

ХАРАКТЕРИСТИКИ И ВОЗМОЖНОСТИ ОБОГАЩЕНИЯ ФОСФОРИТОВ НОВО-АМВРОСИЕВСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ

Савенков А.С., Белогур И.С., Ратушная Л.Н., Рыщенко И.М.

(г. Харьков, Украина)

One of actual problems development an industry of mineral fertilizers in Ukraine is building a domestic source of raw materials phosphorus of keeping products. The possibility of a mechanical activation (enrich) depauperated phosphatic raw material is rotined, the features of decomposing depauperated phosphates allowing to evaluate a possibility their study in modern technologies.

Одной из актуальных проблем развития промышленности минеральных удобрений в Украине является создание отечественной сырьевой базы фосфорсодержащих продуктов.

В зависимости от текстурно-структурных особенностей и минерального состава фосфорных руд для их обогащения могут быть применены в различном сочетании следующие технологические операции: грохочение, промывка,

гравитация, магнитная сепарация, флотация, обжиг, фотометрическая сортировка суспензионное гидроциклонирование [1]. Однако низкое качество, сложный минералогический состав и трудная обогащаемость фосфатных руд Украины с очень низким содержанием P_2O_5 существенно ограничивают их промышленное освоение.

Так минералогический состав руды Ново-Амвросиевского месторождения таков: апатита 18-22%, кварца (SiO_2) приблизительно 25%, кальцита ($CaCO_3$) 30-35%, глауконита 15-20%, полевые шпаты 5-7% гидроксиды Fe и аксессуарные минералы до 1-2 %. В таблице 1 представлен химический состав руды и продуктов обогащения.

Таблица 1.

Химический состав руды и продуктов обогащения

Продукт	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	K_2O	Na_2O	CO_2	H_2O	P_2O_5	F ⁻
Руда	27,52	3,26	4,97	31,0	1,27	2,05	0,17	16,84	4,54	5,88	-
Концентрат	35,93	2,79	8,24	23,06	2,30	3,26	0,35	3,59	-	13,3	1,13
Шламы	27,07	4,13	4,44	28,88	1,18	1,65	0,36	11,51	-	2,64	0,39

Среди различных предлагаемых способов переработки низкосортного фосфатного сырья особый интерес представляет метод механической активации, а также механической активации, совмещенной с химической обработкой. Этот метод приводит к изменению реакционной способности, структуры и растворимости твердого вещества и является одним из перспективных способов получения фосфорных удобрений [3].

Важной задачей при механической активации фосфатных руд является поиск путей регулирования процесса и определение оптимальных режимов обработки в аппарате. Одновременно с этим важны исследования механического обогащения при мокром измельчении.

Установлено, что при механохимической активации в водной среде растворимость фосфатов зависит от pH жидкой фазы [2]. В процессе механохимической обработки разрушается кристаллическая решетка фосфорита и образуется третичное, а затем и вторичные фосфаты кальция, взаимное соотношение между которыми, а также степень гидратации зависят от pH среды.

По данным предварительных экспериментов, переработка фосфоритных Ново-Амвросиевского месторождения методом азотнокислотного выщелачивания позволяет получить вытяжку, состоящую в основном из фосфатной и азотной кислот, нитратов кальция, магния и полуторных окислов. Азотнокислотные разложения может быть отнесено к наиболее современным технологическим процессам, в которых осуществляется комплексное использование сырья [1].

Литература

1. Позин М.Е.. Технология минеральных удобрений. Химия, Л., 1989.
2. Кармышев В.Ф.. Химическая переработка фосфоритов. Химия, М., 1983.
3. Молчанов В.И., Селезнева О.Г., Жирнов Е.Н.. Активация минералов при измельчении. Недра, М., 1989.

УДК 621. 923

НАПРАВЛЕНИЯ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТЕРМИЧЕСКОЙ И ХИМИКО - ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ

Дудин А.Т.

(г. Евпатория, Украина)

Directions of perfection of thermal and chemical thermal processing of metals.

С развитием техники и машиностроения все больше возникает необходимость в создании новых материалов, обладающих повышенной износостойкостью и ударной вязкостью, имеющих одновременно мягкую и твердую поверхности, а также поверхности соприкосновения с заданными свойствами и определенными активными участками.

Разработка новых материалов занимает много времени и средств, экономически не всегда оправдана. Эти и многие другие вопросы можно решить с помощью новых направлений термической и химико-термической обработки металлов. Изменить активность поверхности, продлить срок службы, изменить механические, технологические и эксплуатационные характеристики деталей возможно уже сегодня без существенных затрат.

Кристаллы металлов имеют не одинаковые свойства в разных направлениях. Кристалл меди на сжатие дает разные показатели, кристаллы железа и кобальта в разных направлениях намагничиваются по-разному, цинк по-разному проводит тепло. Направленность зерен в металле определенным образом изменяет его механические свойства.

В научно-технической литературе уделено большое внимание текстуре металлов и сплавов, условиям их получения. Однако, в процессе эксплуатации деталей текстура изменяется, что влияет на износ и срок эксплуатации деталей, приводит к аварийному выходу их из строя. Поэтому возникает необходимость изменять текстуру металла на заготовке направленно, в отдельных местах перед изготовлением детали, а после ее изготовления – изменять текстуру металла в сторону улучшения эксплуатационных характеристик.

На качество магнитных свойств металла влияет не только его текстура, сформированная во время технологического способа получения, но и температурные изменения во время намагничивания. При нагревании и направленных магнитных воздействиях можно изменять направления зерен, а, следовательно, структуру металла и его характеристики.

Исходя из вышесказанного, рассмотрим новые методы формирования структур и текстур металлов и сплавов, как по положению зерен, так и по изменению их размеров при термической и химико-термической обработке металлов и сплавов.

В начале рассмотрим методы получения пятнистых структур при термической обработке.

Поверхностная закалка электроконтактным способом медными электродами с последующим охлаждением струей воздуха, водой, маслом. Форма электрода может быть различной: прямоугольной, изогнутыми пластинками, кольцами, круглыми стержнями. Расположение электродов рядами или в шахматном порядке, размеры электродов, диаметр и расстояние между ними рассчитываются в каждом конкретном случае. Электроды с изделием находятся в непосредственном контакте. Через электроды и изделие пропускается электрический ток, который разогревает поверхность металла до закалочной температуры, после чего изделие подвергается быстрому охлаждению. В результате получается пятнистая плавно переходящая структура с разным размером зерен по всей поверхности “твердая - мягкая”.

Выполняя термическую обработку сталей и других магнитных сплавов в сильном внешнем магнитном поле, кроме изменения размера зерен в местах большего нагрева, ориентируем их в определенном направлении. Получается пятнистая структура и по размеру зерна, и по его ориентации.

При нагревании металла электродами и его медленном охлаждении во внешнем магнитном поле, получается ровная структура зерна, но с пятнистой ориентацией.

Применяя пятнистую термическую обработку электродами в переменном магнитном поле, производим дезориентацию зерен, например, после прокатки, волочения, штамповки и так далее.

Уплотнение и разуплотнение поверхности при термической обработке можно дополнительно производить электрическим полем.

Следующий метод обработки – поверхностная закалка лазерными лучами. Лазерные лучи располагаются узкими пучками, рядами или в шахматном порядке. Расстояние между лучами выбирается согласно требуемых характеристик эксплуатационных свойств. Охлаждение проводится жидким азотом, водой, маслом или на воздухе. Обработка может вестись с применением постоянного или переменного магнитного поля.

Следующий метод обработки – поверхностная закалка с помощью световых лучей. Технология закалки такая же, как и при закалке с помощью лазерных лучей.

Закалка лазерными лучами и световыми лучами с применением жидкого азота может применяться не только для улучшения эксплуатационных свойств материала, но и для покрытия материала микротрещинами перед обработкой резанием или шлифованием, то есть здесь имеет место механика разрушения.

Термомагнитная обработка применяется в настоящее время только для производства магнитов, при этом применяется сильное постоянное магнитное поле.

Переменное магнитное поле при термической и химико-термической обработке позволяет получить новые текстуры, новые свойства, новые эксплуатационные качества.

При нагреве металла в вакууме до закалочных температур в переменном магнитном поле происходит вибрация зерен в структуре, что способствует выводу из металла газов и вредных примесей.

Если применять переменное магнитное поле при химико-термической обработке (цементации, цианирования, нитроцементации и азотирования), то воздействие переменного магнитного поля на зерна металла приводит их в движение, способствует насыщению металла при соответствующей температуре химико-термической обработки азотом, углеродом или азотом и углеродом одновременно. Нагрев изделия может быть полным с воздействием на всё изделие переменного магнитного поля или с воздействием на изделие переменным магнитным полем пятнами, возможно воздействие переменными магнитными полями пятнами с разными частотами. После насыщения поверхности изделия азотом, углеродом или азотом и углеродом одновременно при охлаждении возможна обработка изделия в постоянном магнитном поле с целью формирования текстуры с одинаково повернутыми зернами. Для упрочнения поверхности изделия при остывании применяется электрическое поле, образованное одинаковыми потенциалами на изделии и окружающем изделие электроде. Для получения пятнистой структуры потенциалы могут подаваться на отдельные электроды.

Для получения более выраженной пятнистой текстуры потенциалы на изделие и электроды можно подавать как одинаковыми, так и разными. При разных потенциалах на изделии и электроде происходит разупрочнение структуры.

Такую же обработку электрическими и магнитными полями можно проводить при диффузионной металлизации. Кроме того, уплотнение зерен и разуплотнение их на поверхности детали можно получить разными полюсами магнитных электродов, намагнитив поверхность детали и превратив ее в один из полюсов.

Термическая обработка в инертных газах может вестись с применением переменных магнитных полей, электрических полей, электромагнитных постоянных и переменных полей. Применяя разные варианты воздействия на всё изделие и на его участки, можно получать любые заданные текстуры поверхности сплавов для требуемых эксплуатационных условий, а так же их изменять после определенного срока эксплуатации.

Термическая обработка с нагревом изделия электрическим током набором электродов с подачей в зону

нагрева инертных газов может вестись на изделии непосредственно на местах эксплуатации изделия. Здесь же могут применяться и разные электромагнитные поля.

Рассмотрим еще некоторые возможности термической и химико – термической обработки металлов и сплавов. Возможно на одной поверхности металла или сплава получить пятнистую текстуру с разной направленностью зерен, ориентированных магнитными полями и тепловыми отводами; уплотненную и разуплотненную магнитными и электрическими полюсами и потенциалами; сформированную разным размером зерен, диффузионной металлизацией, силицированием.

Возможности такой технологии раскроем на некоторых простых примерах. Для получения пятнистой поверхности с помощью термической и химико-термической обработки для формирования размера зерен по определенной форме пятна и по тепловой направленности, используем трубчатый электрод. Нагревая электрическим током поверхность металла (сплава) до определенной температуры, выключаем ток и в трубку электрода подаем жидкий азот. Производим закалку пятна с частичным насыщением азотом. Так можно проводить охлаждение и обработку жидким воздухом или другими жидкими и охлажденными газовыми средствами.

Усложним конструкцию электрода. Применим стержневой электрод, помещенный в трубку с внутренним диаметром, большим диаметра стержня. По стержню подводится ток для нагрева поверхности металла пятном. После нагрева по трубке подается охлаждающая среда, которая меняет зерно, а направленность теплоотвода формирует расположением зерен текстуру. Здесь электрод в начале служил для подвода тепла, а затем - для его отвода от поверхности. Стержневой электрод из трубки может удаляться на время обработки пятна холодом, текстура без электрода будет другая.

Можно применять трубчатые электроды, состоящие из нескольких трубок, вставленных один в другой, где между трубками можно подавать разные насыщающие или охлаждающие газы или жидкости. Таким способом можно проводить кольцевое азотирование, цианирование и силицирование одновременно. В одну трубку по температуре насыщения при охлаждении можно подавать разные вещества. Способ позволяет проводить сеточное борирование и силицирование поверхности. Электроды могут быть разной конфигурации, кроме того, при такой термической обработке могут использоваться разные электромагнитные поля. Вариантов получения разнородных текстур так много, что их расписывать просто не имеет смысла. Здесь практически не касались методов совмещения.

Рассмотрим новое направление электромагнитной обработки, термической, химико-термической обработки с применением невысоких температур, а также при обработке холодом.

Новые свойства материалов можно получить, выполняя их обработку постоянным магнитным полем, переменным магнитным полем, постоянным электрическим полем, переменным электрическим полем, а также разными сочетаниями полей при обработке материалов в состоянии различных деформаций: изгиба, растяжения, скручивания, сжатия, а также сложных деформаций. Такая обработка проводится при комнатной температуре или с повышением ее, практически не изменяя упругие свойства металла. Эти виды обработки проводятся в вакууме, в инертных газах, на воздухе и в средах, насыщающих сплавы, и при диффузионной металлизации.

И, наконец, обработка холодом углеродистых и легированных сталей, быстрорежущих сталей, высокохромистых сталей для уменьшения количества остаточного аустенита и увеличения количества мартенсита. Цель – повышение твердости, стабилизации размеров, износостойкости и усталостной прочности; повышение деформационных характеристик и увеличение режущих свойств инструмента после закалки, выполненной с применением обработки вышеизложенными способами, а также при выполнении термической обработки холодом, продолжая воздействие магнитными, электрическими, электромагнитными полями; применяя тот или иной вариант в зависимости от требуемых характеристик.

Далее предлагается новый вид обработки металла холодом в состоянии упругих деформаций. Особое место занимает химико-термическая обработка при нагревании в газовых средах лазерными и световыми лучами.

В получении новых текстур имеет смысл наряду с вышеописанными методами применение ультразвука. Это поверхностный нагрев ультразвуком и поверхностное упрочнение и вибрация зерен в материале, вибрация самого изделия в электромагнитных полях. Все это дает большие перспективы развития термической, химико-термической обработки, развития металлургии и машиностроения, направления поисков новых свойств материалов и областей их применения. Такие методы термической и химико-термической обработки – это начало для получения новых композиционных материалов по методу получения булатной стали, а также совершенно новыми способами.

УДК 621.787

ВЛИЯНИЕ ДИСКРЕТНОГО УПРОЧНЕНИЯ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ВАЛОВ ИЗ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА

Любченко А.П., докт. техн. наук, Пашкова Г.И.

(г. Харьков, Украина)

The influence of electric-spark hardening on wearing, fatigue strength, structure and properties of high-test cast iron was investigated. The increase of wearing of strengthened crankshafts for diesel locomotive diesel engine was determined.

Надёжность работы транспортных дизелей обеспечивается главным образом прочностью и долговечностью

коленчатых валов. Для пары: шейка коленчатого вала – шатунная головка с подшипником скольжения характерным является износоусталостное повреждение, обусловленное взаимодействием влияний механической усталости и трения скольжения [1].

Одним из перспективных методов повышения износостойкости шеек коленчатых валов является нанесение дискретных легирующих покрытий электроискровым способом [2, 3].

В качестве материала, используемого для изготовления таких тяжело нагруженных деталей, выбрали высокопрочный чугун с шаровидной формой зёрен графита (ВПЧ), модифицированный Mg, следующего химического состава, %: С 3,55; Si 2,5; Mn 1,13; Ni 0,54; Mo 0,28; Mg 0,07; Cr 0,08; P 0,05; S 0,005.

Цилиндрические заготовки для образцов из ВПЧ подвергали термической обработке по режиму, принятому для коленчатых валов: нормализация с нагревом до температуры $900 \pm 20^\circ\text{C}$ и охлаждением в струе воздуха, отпуск при $620 \pm 10^\circ\text{C}$. Исследование микроструктуры заготовок показало наличие перлитно-ферритной структуры с содержанием феррита до 3 %. Твёрдость материала HB 229...241.

Для реализации процесса электроискрового упрочнения использовали установку, в которой зазор между электродом и деталью в процессе обработки сохраняется постоянным, а электрический разряд обеспечивается формированием в цепи импульсов тока, создаваемых генератором. Мощность разряда составляла 1...2 кВт. В качестве материала электродов применили нержавеющую сталь 12X18H10T, быстрорежущую сталь P6M5, титановый сплав BT1, подшипниковую сталь ШХ15, пружинную сталь 65Г.

При металлографическом анализе выявлено наличие на поверхности всех исследованных образцов слаботравящейся зоны, резко отличающейся по структуре от основного чугуна. Эта зона имеет вид светлой полосы («белый» слой).

Толщина этого слоя находится в пределах 20...300 мкм. Микротвёрдость H_μ 5...14 ГПа. Данные фазового анализа, металлографии, микрорентгеноспектрального исследования позволяют предположить, что «белый» слой представляет собой смесь материалов электрода и основного чугуна, перемешанных в расплавленном состоянии в момент разряда, а затем закристаллизовавшихся при охлаждении с большой скоростью. Об этом же свидетельствует более высокая по сравнению с сердцевиной микротвёрдость «белого» слоя.

Непосредственно под «белым» слоем в материале ряда образцов выявлены изменения химического состава и повышение микротвёрдости. Таким образом, было установлено существование «подслоя», наличие которого является важным фактором формирования свойств упрочнённых электроискровым методом образцов.

Результаты проведенных исследований показали, что оптимальный вариант упрочняющей обработки – использование электрода из стали 12X18H10T при мощности разряда 1,5 кВт.

Триботехнические испытания образцов из ВПЧ в нормализованном состоянии и упрочнённых электроискровой обработкой производили на машинах трения СМЦ-2 и СМТ-1. Результаты испытаний на износостойкость показали, что электроискровая обработка обеспечивает уменьшение износа образцов в сравнении с нормализованными и повышение нагрузки задиорообразования.

Для оценки эксплуатационной надёжности упрочнённых деталей выполнили сравнительное определение пределов выносливости на машине МУИ-6000 стандартных образцов, изготовленных по типовой технологии и упрочнённых электроискровым способом. База испытаний – 10^7 циклов нагружения. Результаты испытаний показали, что предел выносливости образцов с электроискровым упрочнением на 7 % ниже, чем нормализованных.

С целью проверки влияния электроискрового упрочнения на надёжность натуральных коленчатых валов исследовали ограниченную долговечность при изгибе отсеков упрочнённых и неупрочнённых валов. Испытания проводили на универсальной испытательной машине с гидропульсатором типа МУП-100, обеспечивающей знакопостоянный цикл нагружения в плоскости одного из кривошипов коленчатого вала. Отсеки валов включали 4 коренных и 3 шатунных шейки с различным расположением кривошипов. Коэффициент асимметрии цикла принят равным 0,3. Частота нагружения 7,5 Гц. Уровень напряжений составлял 220 МПа. В результате испытаний получены достаточно близкие значения долговечности упрочнённых и неупрочнённых валов.

Положительные результаты исследований позволили реализовать процесс электроискрового упрочнения шеек коленчатых валов из ВПЧ тепловозных дизелей типа 10Д100М в производственных условиях.

Применение коленчатых валов, упрочнённых электроискровым способом, позволило заменить бронзово-баббитовые подшипники скольжения на сталеалюминиевые. В результате долговечность подшипников увеличилась с 400 тыс. км пробега до 1200 тыс. км. Положительные результаты работы позволяют рекомендовать технологию упрочнения электроискровым способом для повышения работоспособности деталей, работающих на износ.

Литература

1. Сосновский Л.А. Анализ механических состояний силовых систем. Сообщ. 1. Предельное состояние // Пробл. прочности. – 2003. – № 5. – С. 36 – 49.
2. Дехтярь Л. И., Игнатков Д. А., Андрейчук В. К. Выносливость валов с покрытиями. – Кишинёв: Штиинца, 1983. – 175 с.
3. Хворостухин Л. А., Шишкин С. В., Ковалёв А. П., Ишмаков Р. А. Повышение несущей способности деталей машин поверхностным упрочнением. – М.: Машиностроение, 1988. – 142 с.

УДК 621.777.044:669.14.018.27

**ВЫСОКОЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ИЗГОТОВЛЕНИЯ УПРУГИХ ЭЛЕМЕНТОВ
ФОРСИРОВАННЫХ ТРАНСПОРТНЫХ ДИЗЕЛЕЙ****Лобанов В.К., докт. техн. наук, проф., Гулюк А.А., Молчанова Л.В.**
(г. Харьков, Украина)

Presented are the results of the investigation of hydropressing operation's influence structure and mechanical properties of 45XH2MФА-III steel. A new technology of hard-loaded springs manufacturing is elaborated; it provides the 2,4 – fold increase of details' tenacity.

Одной из важнейших задач повышения работоспособности и долговечности форсированных транспортных дизелей является упрочнение рессоры привода компрессора, обеспечивающей передачу переменного по величине крутящего момента к крыльчатке и защищающей привод от крутильных колебаний.

Известная технологическая схема производства упругих элементов, включающая горячую штамповку заготовок, их отжиг, правку, механическую, термическую и упрочняющие обработки, практически исчерпала возможности дальнейшего повышения работоспособности деталей. Это обусловило необходимость поиска новых способов упрочнения деталей, работающих на кручение.

Известно [1], что одним из путей повышения надежности и долговечности деталей из конструкционных сталей является гидропрессование, представляющее собой процесс холодной пластической деформации металла под действием жидкости высокого давления (15...18 кбар).

Выполнение комплекса материаловедческих исследований влияния гидропрессования на структуру и механические свойства стали 45XH2MФА-III позволило разработать новую технологию изготовления упругих элементов машин типа рессор, торсионных валов и т.п. Предложенная технологическая схема включает следующие основные операции: отжиг исходного металлопроката стали 45XH2MФА-III при температуре $700 \pm 20^\circ\text{C}$ на структуру зернистого перлита; механическую обработку наружной поверхности заготовок для удаления металлургических дефектов; гидропрессование со степенью деформации 30...40%; высадку головок детали в холодном состоянии; последеформационный отпуск при температуре 300...350°C в течении 3 ч.; окончательную термическую обработку на мартенсит; шлифовку; обкатку поверхности стержня и галтелей роликами усилием 5,5 кН.

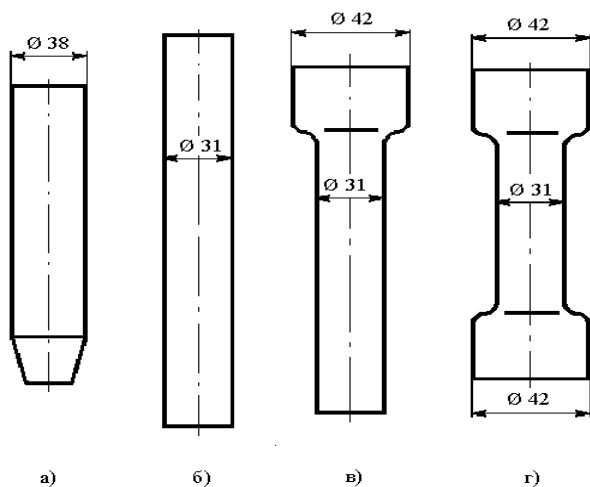


Рис.1 – Технологические переходы формообразования заготовки рессоры: а) – заготовка, подготовленная к гидропрессованию; б) – экструдат (гидропрессованная заготовка); в) – высадка головки; г) – отштампованная заготовка.

Схема технологических переходов формообразования заготовки рессоры представлена на рисунке 1. Исходную заготовку получали из горячекатаных прутков стали 45XH2MФА-III ГОСТ 4543-71. После предварительного отжига при $680...720^\circ\text{C}$, механической обработки на диаметр 38 мм, нанесения цинкофосфатного покрытия, заготовку гидропрессовали на диаметр 31 мм на установке вертикального типа, размещенной на гидравлическом прессе усилием 1,6 МН. Степень деформации материала заготовки составляла 40%, давление рабочей жидкости – 18 кбар., угол конусности деформирующего инструмента – 40° .

Высадку головок (рис. 1 в, г) рессоры производили за два перехода в штампе с разъемной матрицей на гидравлическом прессе П7640 усилием 10 МН.

Полученные гидропрессованием на диаметр 31 мм образцы подвергали комплексному материаловедческому исследованию.

Определяли распределение твердости по сечению заготовок, уровень механических свойств при испытании на растяжение и кручение, микроструктуру материала.

В результате проведенных испытаний установлено, что при степени деформации 40% пределы прочности и текучести стали (σ_b , $\sigma_{0,2}$) увеличиваются по сравнению с исходным состоянием в 1,8 раза, пластические характеристики (δ , ψ) снижаются до 1,5 раз. Распределение твердости (HV_{10}) свидетельствует о равномерной деформации по сечению заготовки. Структура материала после гидропрессования измельчается и становится более однородной. Наблюдается вытянутость дефектных зерен стали в направлении деформации.

Изучение влияния последеформационного отпуска на твердость и уровень механических свойств стали показывает, что отпуск при температурах $300 \pm 25^\circ\text{C}$ обеспечивает повышение прочностных и пластических характеристик металла.

Полученные по новой технологической схеме рессоры испытывались на универсальной испытательной машине УПМ-0,2. Режим испытаний выбирался из условия наибольших нагрузок, действующих на рессору при пуске двигателя – симметричных циклов крутящего момента с амплитудными значениями 2000 Нм.

Проведенные испытания показали, что рессоры, изготовленные по новой технологии имеют срок службы в 2,4 раза дольше, чем полученные по типовой технологической схеме.

Оснащение привода компрессора форсированного транспортного двигателя рессорами, изготовленными с применением операции гидропрессования, показало их высокую работоспособность и эксплуатационную надежность.

Разработанная технология формообразования рекомендуется для изготовления тяжело нагруженных деталей машин, работающих на кручение.

Литература

- 1 Прозоров П.В., Костава А.А., Ревтов В.Д. Прессование металлов жидкостью высокого давления. – М.: Машиностроение, 1972.- 151 с.

УДК 621.73.043.002.

ШТАМПОВКА БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРШНЕЙ ФОРСИРОВАННЫХ ДВС

Лобанов В.К., докт. техн. наук, Босин Е.Е., канд. техн. наук,

Гулюк А.А., Костомаров А.Н., Чуйкова Е.В.

(г. Харьков, Украина)

Presented a new technology of the engine pistons manufacturing. this technology enables to increase their wear-resistance by a factor of 2,8.

Упрочнение канавок поршней под компрессионные кольца является важной задачей повышения долговечности цилиндра-поршневой группы современных ДВС.

В форсированном дизеле энергоагрегата ЭА-8 поршни, изготовленные из алюминиевого сплава, работают в условиях высокой тепловой и механической напряженности при давлении сгорания достигающего 10 МПа. С целью повышения износостойкости и прочности канавок верхних компрессионных колец применена конструкция биметаллического поршня с кольцедержателем.

Для достижения высокой эксплуатационной надежности поршня энергоагрегата разработали цельноштампованную его конструкцию и применили износостойкие материалы: для тронка – деформируемый алюминиевый сплав АК4-1, для кольцедержателя – сталь 40Г18Ю3Ф, отличающуюся высокой прочностью и имеющую коэффициент линейного расширения, близкий к коэффициенту линейного расширения материала поршня.

Для получения цельноштампованных биметаллических поршней разработали оригинальную технологию, базирующуюся на горячей заштамповке кольцедержателя материалом тронка поршня.

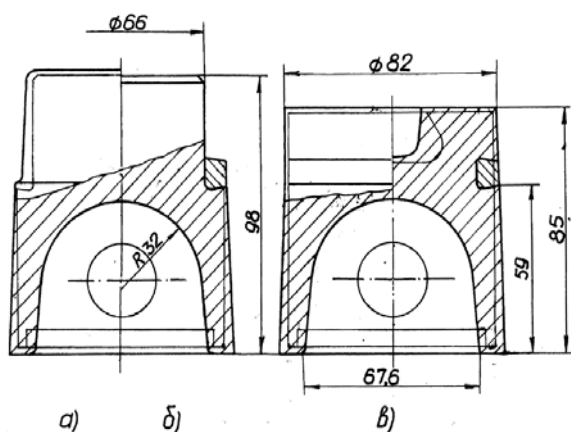


Рис. 1. Технологические переходы штамповки биметаллической заготовки поршня.

На рис.1 показаны переходы формообразования биметаллической заготовки поршня по разработанной технологической схеме. На предварительно отштампованной заготовке тронка поршня (рис.1, а) протачивается посадочное место, на которое с небольшим натягом устанавливается механически обработанный кольцедержатель (рис.1, б). Полученная биметаллическая заготовка нагревается в электропечи до ковочной температуры материала тронка поршня ($470 \pm 10^\circ\text{C}$) и помещается в штамп закрытого типа, размещенный на гидравлическом прессе модели П7640 усилием 10 МН. При рабочем ходе ползуна прессы производится заштамповка кольцедержателя путем деформации выступающей над ним части заготовки тронка (рис.1, в).

Металлографическое исследование биметаллической заготовки показало, что в процессе заштамповки достигается плотное соединение материалов тронка поршня и кольцедержателя. Однако при

нагреве под закалку и последующем охлаждении в воде вследствие различных коэффициентов теплопроводности материалов биметаллической пары, плотность соединения тронка поршня с кольцедержателем нарушается. Зазоры достигают 0,02 мм.

Для устранения зазоров исследовали возможность доштамповки биметаллической заготовки в свежезакаленном состоянии. С этой целью изучили изменение физико-механических свойств сплава АК4-1 в зависимости от времени естественного старения.

Установлено, что сплав в течение 20-22 ч от момента закалки сохраняет достаточно высокие пластические свойства. Это явление использовали при разработке технологии изготовления поршней ДВС с термически упрочненной структурой материала тронка поршня.

Штампованные биметаллические заготовки (см. рис.1, в) подвергали закалке в воду от температуры $530 \pm 5^\circ\text{C}$ и в течение 3-5 часов деформировали при комнатной температуре в штампе, изготовленном по "холодным" размерам. Затем заготовки подвергали старению при температуре $180 \pm 5^\circ\text{C}$ в течение 14 ч.

В результате металлографического исследования заготовок поршней установлено, что металл в сечении плотный, на макрошлифе отчетливо видны деформированные волокна металла исходной заготовки, огибающие кольцедержатель и полость камеры сгорания. Зона стыка корпуса поршня с кольцедержателем выявляется четко, соединение плотное, признаков диффузии не обнаружено.

Испытание поршней на стендах и развернутых энергоагрегатах показывают, что долговечность биметаллических поршней по сравнению с поршнями без кольцедержателей возросла в 2,8 раза.

Положительные результаты выполненной работы позволяют рекомендовать новую технологию для изготовления тяжело нагруженных поршней форсированных ДВС.

Литература

1. Фридляндер И.Н. Алюминиевые деформируемые конструкционные сплавы. –М.: Металлургия, 1979.– 202с.
2. Келли А., Никлеон Р. Дисперсионное твердение. –М.: Металлургия, 1966.–320 с.

УДК 2811.8019.001

РАЗРАБОТКА ПРОГРАММНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ДЛЯ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МЕТОДОВ АКТИВИЗАЦИИ ТЕХНИЧЕСКОГО ТВОРЧЕСТВА

Кузьменко В.И., канд. техн. наук, Пронякин А.В., Чуйкова Е.В.

(г. Харьков, Украина)

Given clause is devoted to acquaintance to a technique of the morphological analysis both synthesis of the technical decisions and program, developed for this method.

Известно значительное количество методов активизации инженерного творчества (эвристических методов) от основанных на случайных ассоциациях (метод каталога 1926 года) до научных алгоритмизируемых методик поиска нового технического решения (АРИЗ - алгоритм решения изобретательских задач, МА - морфологический анализ и синтез). Данная работа посвящена знакомству и освоению методики морфологического анализа и синтеза технических решений. Основоположителем метода является швейцарский астроном Ф.Цвикки, который эффективно использовал свой подход для конструирования ракет и ракетных двигателей в 40-х годах XX столетия.

Рассматриваемый метод основан на комбинаторике. Суть его состоит в том, что в интересующем объекте выделяют группу основных конструктивных, технологических или других признаков. Для каждого признака выбирают альтернативные варианты, т.е. возможные варианты его исполнения или реализации. Затем комбинируя их между собой получают множество решений. При анализе отбирают решения, представляющие практический интерес.

Целью морфологического анализа и синтеза является, с одной стороны, системное исследование всех мыслимых вариантов решения задач, что позволяет учесть, кроме известных, необычные варианты, которые при простом переборе могли быть упущены из вида, с другой стороны, обеспечивается реализация совокупности операций поиска на множестве вариантов, т.е. выбор варианта, который лежит в пределах от понятия «подходящее решение» до понятия «оптимальное решение»

Анализ и выбор рациональных вариантов включает следующие процедуры: 1 – формирование исходной цели проектирования; 2 – построение морфологической таблицы и оценка альтернатив по критериям качества; 3 – перебор и ранжирование критериев качества; 4 – принятие решения о соответствии синтезированного технического решения исходной цели проектирования.

Для иллюстрации данного метода рассмотрим поближе вышеперечисленные процедуры, начиная со второй.

Морфологическая таблица содержит свойства синтезируемого объекта (конкретизированный признак), значения свойств (несколько альтернативных решений по каждому признаку) и цену каждого из значений свойств (оценка альтернативы). Альтернативы оцениваются по шкале оценок, например, пятибалльной с помощью экспертов. Оценка альтернатив проводится по критериям качества.

Затем, комбинируя значения свойств во всех сочетаниях, получают множество решений, которые после ранжирования будут располагаться в морфологической таблице по значимости (баллам). Из полученных комбинаций удаляются наихудшие варианты. В результате морфологического синтеза получается, как правило, несколько рациональных вариантов проектируемой технической системы. Поэтому на заключительном этапе морфологического синтеза выбирается такое техническое решение, которое в наибольшей степени удовлетворяет задаче проектирования.

Для тестовой задачи число решений определяется по формуле:

$$N = \prod_{i=1}^n k_i,$$

где k – число признаков альтернатив по i -му признаку; i – порядковый номер признака; \prod – произведение.

Для данного метода была разработана программа решения инженерных задач с помощью построения и обработки морфологических таблиц. Программа разработана на кафедре обработки металлов давлением НТУ «ХПИ» Пронякиным А.В. и установлена на ее вычислительном центре.

Программа написана в среде RAD-разработки (Rapid Application Development – Быстрая Разработка Прило-

жений) Borland C++ Builder. Программа написана в стиле SDI-приложения (Single Document Interface - Интерфейс Одного Документа).

Программа состоит из 13 модулей, в которых содержатся 2 компонента, 7 форм, множество классов и процедур, которые и обеспечивают работу программы.

Модуль "uUtils" содержит: класс "Задача", используемый для информирования пользователя о выполняемой программой в данный момент работе; класс "Текстовый поток", используемый при создании HTML-отчетов; процедуру кодирования строки в HTML-формат, процедуру преобразования строки в вещественное число; процедуру проверки доступного объема физической памяти.

Модуль "uStruct" содержит: классы "Свойства" и "Варианты". Здесь хранят данные морфологическая таблица и таблица вариантов. Эти классы содержат обширный набор методов для редактирования, обработки, сериализации, сортировки и фильтрации своего содержимого. Данные классы являются сердцем программы. Здесь выполняется вся реальная работа со свойствами и вариантами.

Модуль "uRegistry" содержит класс "Реестр", который обеспечивает интерфейс к системному реестру Windows, он используется при регистрации расширения "*.mgs" за программой.

Модуль "ufVariants" содержит форму "Таблица вариантов". Это дочерняя форма, она содержит экземпляр визуального компонента "Таблица" и класса "Варианты". Определяя события компонента "Таблица", форма превращает его в таблицу вариантов. Форма обеспечивает пользователю выполнение таких операций, как просмотр, редактирование, перемещение столбцов и строк, сортировку, групповые операции, создание отчетов, добавление свойств. В своей работе активно использует класс "Варианты".

Модуль "ufProperties" содержит форму "Морфологическая таблица". Это дочерняя форма, она содержит экземпляр визуального компонента "Таблица" и класса "Свойства". Определяя события компонента "Таблица", форма превращает его в морфологическую таблицу. Форма обеспечивает выполнение операций: просмотр, редактирование, перемещение строк, создание отчетов. В своей работе активно использует класс "Свойства".

Модуль "ufGroup" содержит форму "Группа вариантов". Это диалоговая форма, она реализует пользовательский интерфейс операций над группой вариантов. Запрос пользователя передает текущей форме "Таблица вариантов", которая, после некоторой подготовки, передает его на выполнение в класс "Варианты".

Модуль "ufFrame" содержит форму "Морфологический синтез". Это главная форма, она содержит экземпляр невидимого компонента "Документ". Форма является диспетчером между пользователем, компонентом "Документ", формами "Морфологическая таблица" и "Таблица вариантов". Распределяет запросы пользователя по разным частям программы и периодически обновляет пользовательский интерфейс (запрещает и разрешает различные операции).

Модуль "ufBrowser" содержит форму "Браузер Интернет". Это диалоговая форма, она использует Браузер Интернет Windows для отображения и печати отчетов и помощи программы.

Модуль "ufAddProperties" содержит форму "Добавление свойств". Это диалоговая форма, она реализует пользовательский интерфейс к операции добавления свойств в таблицу вариантов. Она передает запрос пользователя в текущую форму "Таблица вариантов", либо, если таковая отсутствует, создает новую и добавляет уже в нее. Таблица вариантов, после некоторой подготовки передает данный запрос в класс "Варианты".

Модуль "ufAbout" содержит форму "Об авторе". Это диалоговая форма.

Модуль "ucSheet" содержит визуальный компонент "Таблица". Компонент реализует абстрактную таблицу, предназначенную для отображения и редактирования произвольной текстовой информации. Конкретного поведения можно добиться, определяя события компонента.

Модуль "ucDocument" содержит невидимый компонент "Документ". Данный компонент реализует абстрактный документ SDI-приложения. Определяет такие операции, как "Новый", "Открыть", "Сохранить", "Сохранить как", "Закрыть". Реализует такие действия, как: изменение заголовка приложения в зависимости от его состояния, регистрации расширения документа приложения в реестре Windows. Конкретного поведения можно добиться, переопределяя события компонента.

Модуль "uBase" содержит: классы "Поток" и его реализацию - «Файловый поток». Эти классы используются при сериализации документов программы (сериализация - процесс превращения сложных структур данных в/из поток байт).

Документ программы состоит из одной морфологической таблицы и нуля - нескольких таблиц вариантов. Морфологическая таблица содержит свойства синтезируемого объекта (можно использовать более сотни свойств в одной таблице), значения свойств (до 50 значений) и цену каждого из значений свойств. Соответственно таблица вариантов содержит набор вариантов синтезируемого объекта.

Настоящую силу программе придает возможность отсева неинтересующих или малоэффективных вариантов. Фильтровать значения свойств можно лишь по условию равенства со значениями свойств текущего варианта.

Программа позволяет получить отчеты по морфологической таблице и таблицам вариантов. Полученный отчет представляет собой HTML-страницу, которую можно сохранить на диске, скопировать в буфер обмена или сразу распечатать на принтере.

Наиболее целесообразная область применения методов морфологического анализа и синтеза - начальные этапы (этапы формирования технологического предложения, предэскизного и эскизного проектирования) проектирования и конструирования новых эффективных конструкторских, технологических, управленческих и других задач.

Литература

1. Морфологические методы исследования новых технических решений: Учеб. Пособие / А.В. Андрейчиков, В.А. Камаев, О.Н. Андрейчикова; Волгоград. Гос. Техн. ун-т, 1994.
2. Половинкин А.И. Основы инженерного творчества: Учеб. пособие для студентов ВУЗов. - М.: Машиностроение, 1998.
3. Основы технического творчества. Чус А.В., Данченко В.Н. Киев; Донецк: Вища школа. Головное изд-во, 1983.

УДК 667.63.004

НОВОЕ ЗАЩИТНО-ДЕКОРАТИВНОЕ ЛАКОКРАСОЧНОЕ ПОКРЫТИЕ ДЛЯ ОКРАШИВАНИЯ ЗЕРНОУБОРОЧНОГО КОМБАЙНА «ОБРІЙ»

Сатановский Е.А., канд. техн. наук, Бабай Н.П., Дыченко В.М.

(г. Харьков, Украина)

The new protective decorative varnish covering for coloring of a grain harvest combine is offered.

Предлагается новое атмосферное лакокрасочное покрытие естественной сушки, обладающее высокими декоративными и физико-механическими свойствами, водо-, масло-, бензостойкостью, износостойкостью для окрашивания сельскохозяйственной техники.

При освоении выпуска зерноуборочного комбайна «Обрій» для окрашивания деталей и узлов применялись импортные лакокрасочные материалы фирмы «Helios» (Словения): грунтовка Agrohel EE и эмаль Agrohel-2K-PUR. Высокая стоимость этих материалов привела к необходимости поиска их замены. К новым материалам предъявлялись жесткие требования, обусловленные эксплуатацией сельскохозяйственной техники: высокие атмосферостойкость, водо-, масло-, бензостойкость, стойкость к удару, износу, хорошие адгезия и декоративный вид. В целях экономии энергоресурсов преимущественно при отборе красок для испытаний отдавалось материалам, полимеризующимся при цеховой температуре.

Исследуемые на первом этапе эмали ПФ-115, АС-182, МЛ-152, нанесенные по грунтовке ГФ-021, рекомендуемые ГОСТ 6572 для окрашивания сельскохозяйственной техники, не отвечали предъявляемым требованиям. Не удовлетворили и новые разработки ЗАО «Лакма» (г. Киев) – акриловые грунтовка АК-028 и эмаль АК-127. Исследование показало, что эти материалы имеют высокие характеристики, но нетехнологичны: жизнеспособность составов всего 2-3 ч., к тому же необходимо соблюдать очень точное соотношение между компонентами, т.к. при нарушении этого условия резко ухудшаются свойства покрытия. Достаточно высока и их стоимость.

Разрешить все проблемы помогли разработанные Харьковским НПП «Лаурит» лакокрасочные материалы на основе алкидно-уретановых смол: антикоррозионная грунтовка УР-099 ТУУ 02071180-15-00 и эмаль АУ-199 ТУУ 02071180-13-99. Именно эти материалы составили оптимальную систему для окрашивания комбайна.

Грунтовка УР-099 представляет собой суспензию сикциальных пигментов – ингибиторов коррозии и наполнителей в композиции с пленкообразующим на основе пентафталевой и полиуретановой смол, органических растворителей и сиккативов.

Алкидно-уретановая эмаль АУ-199 – это суспензия пигментов и наполнителей в смеси алкидного и полиуретанового лаков с добавлением катализаторов отверждения и органических растворителей.

Опытная система технологична. Полимеризация покрытий происходит при температуре $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$: грунтовочного покрытия не более 12 ч., эмалевого – не более 18 ч. Допускается нанесение эмали по недосушенному грунтовочному слою через 30 мин после его нанесения. Возможно ускорить полимеризацию покрытий горячей сушкой: при температуре $(60 \pm 2)^\circ\text{C}$ в течении 1 ч. или при температуре $(105 \pm 5)^\circ\text{C}$ в течении 20 мин. Жизнеспособность эмали не менее 8 ч и этого времени достаточно для использования приготовленного состава в течение 1-2 рабочих смен. Особенностью полиуретановых материалов является способность формировать покрытия большой толщины (до 100 мкм) при однократном нанесении в то время как для большинства материалов толщина однослойного покрытия не превышает 20-30 мкм.

Испытания опытной системы покрытий в сравнении с системой на основе материалов фирмы «Helios» и наиболее широко применяемой системой на основе эмали ПФ-115 проводили по всему комплексу исследуемых свойств: 1. физико-механические свойства; 2. защитные свойства; 3. атмосферостойкость.

В результате проведенного исследования для окрашивания зерноуборочного комбайна «Обрій» было рекомендовано алкидно-уретановое покрытие естественной сушки, характеризующееся высокой скоростью отверждения, обладающее высокими декоративными свойствами, повышенными твердостью, водо-, масло-, бензостойкостью, атмосферостойкостью.

Внедрение новой системы покрытий (грунтовка УР-099, эмаль АУ-199) позволило получить высококачественное лакокрасочное покрытие и снизить себестоимость окрасочных работ за счет применения более дешевых отечественных лакокрасочных материалов и растворителей, сокращения затрат на сушку покрытий.

Литература

1. Яковлев А.Д. «Химия и технология лакокрасочных покрытий», Л., «Химия», 1989.
2. Кадурина Т.И., Омельченко С.И. «Модифицирование полиуретанов», К., «Наукова думка», 1983.
3. Рейбман А.И. «Защитные лакокрасочные покрытия», Л., «Химия», 1982.
4. Саундерс Дас. Х., Фриш К.К. «Химия полиуретанов», М., «Химия», 1968.

3. ДИНАМИКА И ПРОЧНОСТЬ МАШИН, ПРОБЛЕМЫ МАТЕМАТИКИ, МЕХАНИКИ И УПРАВЛЕНИЯ

УДК 539.3:621

ВЛИЯНИЕ НА СОБСТВЕННЫЕ КОЛЕБАНИЯ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ В ЗАМКОВЫХ СОЕДИНЕНИЯХ

Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, проф. Тишковец Е.В., Стороженко М.А.

(г. Харьков, Украина)

In work the results of research of blade turbine vibrations under various conditions of fastening in lock are given. The influence of features of fastening of lock on natural frequencies and forms of system fluctuations is analyzed. The researches were carried out on three-dimensional finite element models. The reliability of results proves to be true by concurrence to results of experiment.

Проблемы вибрационной прочности лопаточного аппарата не теряют своей актуальности в современном турбостроении. При разработке методов расчета колебаний лопаточного аппарата учет податливости заделки играет важную роль [1, 2]. Использование трехмерных моделей увеличило возможности в описании лопаток сложной геометрии, а конечноэлементный подход к решению задач вибропрочности для таких моделей позволяет получать трехмерные поля перемещений и напряжений с высокой степенью точности. Для повышения достоверности расчетов роль степени соответствия модели закрепления хвостовика реальным условиям в замковом соединении в связи с этим должна возрастать [3, 4]. Для построения адекватной модели замкового соединения кроме подробного описания его геометрии необходим учет реальных контактных зон. Это связано с тем, что условия контакта в замковых соединениях зависят от технологических особенностей изготовления и сборки этих соединений, деформации контактных поверхностей под действием центробежных сил и изменения условий контакта в процессе эксплуатации [3-5]. Поэтому применяются различные способы учета податливости заделки рабочих лопаток [1-4].

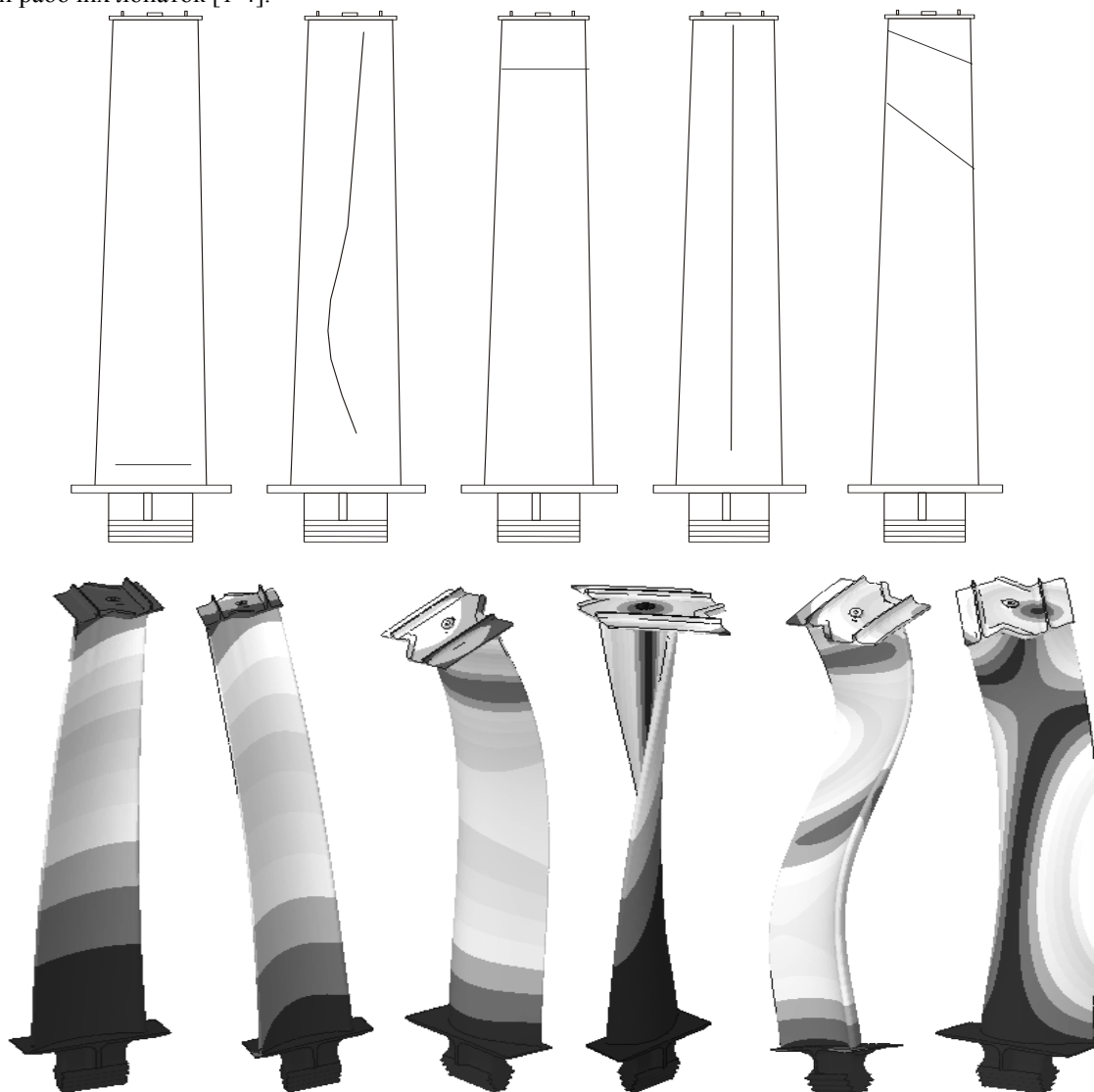


Рис. 1. Экспериментальные (вверху) и расчетные (внизу) формы перемещений.

В данной работе исследовался лопаточный аппарат пятой ступени газовой турбины, для которого были известны экспериментальные частоты и формы перемещений. Лопатка имеет сложную геометрическую форму: бандажная полка на периферии, закрученное перо, полка в корневом сечении, ножка, елочный замок. При экспериментальных исследованиях не осуществлялось закрепление по верхней бандажной полке.

При численных исследованиях рассматривалось три способа закрепления лопаток. В первом случае лопатка закреплялась по полке в корневом сечении (1). Полка в корневом сечении придает большую жесткость закреплению, следовательно, закрепление по граням этой полки существенно влияет на жесткость соединения. Во втором случае закрепление осуществлялось одинаково по всем зубьям по части контактирующей поверхности (2). В третьем случае основное закрепление осуществлялось по контактирующей поверхности первого зуба, а остальные зубья имели частичный контакт (3).

Исследовалось влияние площади контакта и количества зубьев, находящихся в контакте с диском. Такой способ моделирования податливости заделки позволяет выявить наиболее близкие к реальным условия закрепления.

На рис. 1 приведены экспериментальные и расчетные формы перемещений. При экспериментальных исследованиях выявлены узловые линии на поверхности корыта лопатки. Результаты численных исследований представлены в виде полей перемещений также поверхности корыта лопатки.

Все формы колебаний являются изгибно-крутильными. Но можно условно выделить преимущественно крутильные четвертую и шестую формы. Остальные формы колебаний являются преимущественно изгибными. Причем только вторая форма имеет преимущественный изгиб в направлении максимальной жесткости, в связи с чем крутильные перемещения относительно более заметны.

В результате численных исследований получены первые шесть собственных частот и форм колебаний, а также поля перемещений и напряжений.

Расчетные формы колебаний мало изменяются в зависимости от способа закрепления и весьма близки к экспериментальным (рис. 1).

Сравнения расчетных частот для различных вариантов закрепления лопатки в замке с экспериментальными частотами приведены в таблице 1.

Таблица 1

Расчетные и экспериментальные первые шесть собственных частот при различных граничных условиях в замке

Номер формы	Расчетные собственные частоты при различных граничных условиях в замке (Гц)			Экспериментальные собственные частоты (Гц)
	(1)	(2)	(3)	
1	210.1	191.3	187.7	175-191
2	754.7	630.4	528.3	553-678
3	1027.1	916.6	867.8	792-884
4	1189.3	1149.0	1143.7	1022-1078
5	2341.9	2139.0	2108.4	1976-2094
6	2676.8	2603.1	2581.8	-

Наибольшее влияние условия закрепления оказывают на частоты низших форм колебаний, на частоты высших форм колебаний учет заделки влияет значительно слабее.

Результаты проведенных исследований показывают, что при закреплении по нижней полке расчетные частоты значительно превосходят экспериментальные. Во втором и третьем случаях расчетные частоты мало отличались друг от друга и достаточно близки к экспериментальным.

Для преимущественно крутильных форм колебаний (в данном случае четвертой) экспериментальные частоты ниже расчетных, по-видимому, это связано с тем, что даже при втором и третьем способе закрепления они оказываются более жесткими, чем на практике.

Таким образом, при использовании конечно-элементных моделей, достаточно хорошо описывающих форму лопатки, роль учета закрепления лопатки возрастает. Как правило, закрепление по всем контактирующим поверхностям оказывается более жестким, чем на практике вследствие допусков при изготовлении замков, особенностей сборки и эксплуатационных факторов.

Для уточнения граничных условий целесообразно предварительное решение контактной задачи [3,5].

Литература

1. Воробьев Ю.С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин. - К.: Наук. думка, 1988. - 224 с.
2. Левин А.В., Боришанский К.Н., Консон Е.Д. Прочность и вибрация лопаток и дисков паровых турбин. - Л.: Машиностроение. - 1981. - 710 с.
3. Гаврилов С.Н. Влияние податливости в хвостовом соединении на собственные частоты колебаний рабочих лопаток // Вибрации в технике и технологиях. - 2001, № 4 (20). - С. 61-62.
4. Дегтев А.А., Жовдак В.А., Кабанов А.Ф., Степченко А.С. Исследование собственных колебаний пакетов лопаток паровых турбин на основе трехмерных моделей // Вісник Інженерної академії України. - 2000, Спец. Вып. - С. 447-450.

5. Vorobyov Yu.S., Kanilo S.P., Romanenko V.N., Romanenko L.G. Calculation of friction work for cyclic loading of joint structures // Proc. III Intern. Symposium of Tribo-Fatigue. ISTF 2000 (October 22-26, 2000). – Beijing, China. – P. 633-635.

УДК 620.9; 621.165; 539.3:534.1

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ РАБОЧИХ КОЛЕС ПАРОВЫХ ТУРБИН НА ОСНОВЕ СТЕРЖНЕВОЙ МОДЕЛИ ЛОПАТКИ

Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, Гошкодера В.П., канд. техн. наук, Цыба А.Н.
(г. Харьков, Украина)

The problem of research of vibrations of the working wheel of the steam turbine is considered. The model of blades is under construction on the basis of the specified technical theory of rods. The complex of the computing programs differs by simplicity of preparation of the initial data and by high speed of calculating. The initial data on blade are automatically read out from files, which are received as a result of aerodynamic calculations.

Введение

При исследовании колебаний рабочих колес турбомашин используют различные математические модели рабочих лопаток. Наибольшее распространение получили стержневая и трехмерная конечно-элементная модели. Техническая теория естественно закрученных стержней является естественным обобщением теории Кирхгофа-Клебша на закрученные стержни удлиненного профиля. В наиболее общем виде теория закрученных стержней отражена в работе [1]. В работах [2–4] рассматриваются вопросы приближенного учета различных факторов на собственные частоты и формы колебаний. Исследования показали, что существует достаточно обширная область применимости стержневой модели лопатки [1-7]. Следует отметить, что в настоящее время для решения задач о колебаниях рабочих колес турбомашин большое внимание уделяется применению метода конечных элементов (МКЭ). Он имеет целый ряд достоинств и позволяет более полно провести исследования различных форм колебаний рабочих лопаток и облопаченных дисков турбомашин, исследовать локализацию напряжений, учесть конструктивные особенности исследуемого объекта [8, 9]. Однако, наряду с этим, есть ряд причин, которые во многих случаях делают целесообразным использовать более простые модели лопаток. На основе таких моделей разработаны и хорошо зарекомендовали себя целый ряд программ для расчета различных элементов рабочих колес паровых турбин. Они просты в обслуживании, обладают хорошим быстродействием, позволяют осуществлять оперативное управление данными и рассчитывать на колебания сложные системы облопачивания. Особенно это ощутимо на стадии поисковых работ, когда необходимо осуществить некоторое варьирование исходных предпосылок.

Постановка проблемы

В Институте проблем машиностроения им. А. Н. Подгорного Национальной академии наук Украины (ИП-Маш НАНУ) проведен ряд работ по исследованию области применимости технической теории стержней [1-7]. На базе этих исследований установлено, что она с успехом может применяться для ряда задач о колебаниях в турбостроении. При этом сохраняется преимущество по быстродействию, простоте подготовки и отладки исходных данных, оперативности при решении задач «пересчета» с варьированием отдельных параметров. ИП-Маш НАНУ разработано целый ряд программ для расчета на колебания элементов рабочих колес турбомашин. В данной работе поставлена задача - создать единый комплекс, который позволит решать все возможные проблемы, связанные с колебаниями, которые возникают при разработке новых или модернизации имеющихся рабочих колес паровых турбин. С помощью единого подхода он должен позволять осуществлять расчеты на свободные колебания, как всего рабочего колеса, так и отдельных его элементов. При этом может учитываться различный характер связей, тип бандажа и др.

Для решения этой задачи был использован вариационный энергетический метод. Математическая модель лопатки строилась на основе технической теории стержней. Диск моделировался как круглая пластина переменной толщины, обод – как криволинейный брусок.

Потенциальная Π и кинетическая T энергии системы представляют суммы энергий отдельных ее элементов [2].

$$\begin{aligned} \Pi &= \Pi_{\delta} + \sum_{i=1}^{NP} \sum_{j=1}^{NL} \left(\Pi_{ij}^e + \Pi_{ij}^l + \sum_{k=1}^{NS} \Pi_{ijk}^s \right); \\ T &= T_{\delta} + \sum_{i=1}^{NP} \sum_{j=1}^{NL} \left(T_{ij}^l + \sum_{k=1}^{NS} T_{ijk}^s \right), \end{aligned} \quad (1)$$

где Π_{δ} , T_{δ} - потенциальная и кинетическая энергии вращающегося диска; Π_{ij}^l , T_{ij}^l - энергии расположенных на диске лопаток; Π_{ijk}^s , T_{ijk}^s - потенциальная и кинетическая энергии связей; Π_{ij}^e - потенциальная энергия упругой заделки лопаток в диск; NL – число лопаток в пакете; NP – число пакетов на диске; NS – число связей.

Как частные случаи из выражений (1) вытекают соотношения для различных подсистем. В качестве аппроксимируемых функций могут выбираться внутренние усилия, моменты или перемещения. Достаточно хорошо зарекомендовал себя подход, когда для диска аппроксимируются перемещения, а для лопаток – внутренние моменты и усилия [2-6].

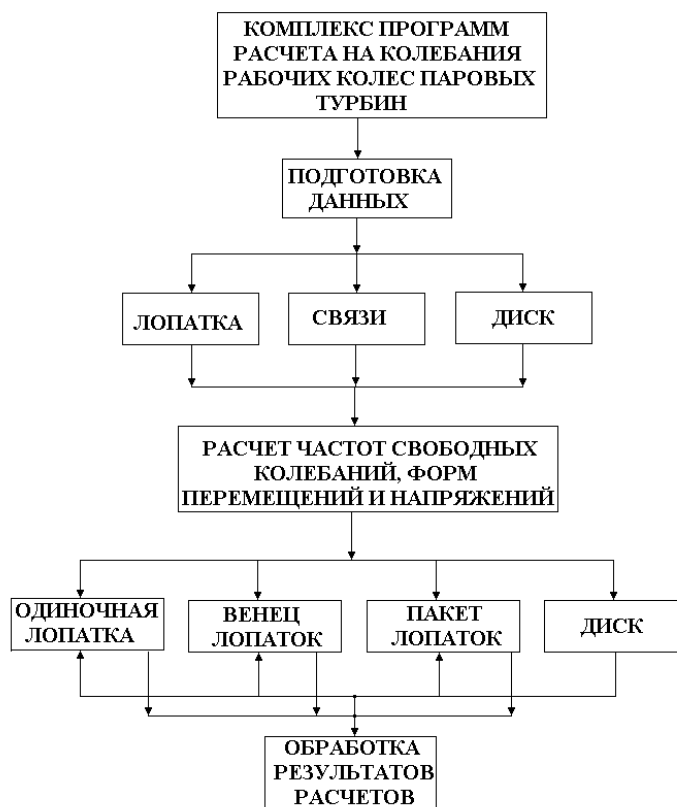


Рис. 1. Схема расчета на колебания рабочих колес паровых турбин.

вить исходные данные. Препроцессор снабжен программой поиска данных из файла, который получен в результате аэродинамических расчетов, и их обработки. Исходные данные лопатки, диска, обода, бандажа могут редактироваться отдельно на любом этапе расчета. Допускается промежуточный контроль исходных данных по результатам расчета геометрических характеристик. Это позволяет оперативно осуществлять расчеты поискового характера.

Тестовые проверки показали хорошее совпадение результатов расчетов, осуществляемых вариационным методом для стержневой модели лопатки, с результатами расчетов по трехмерной конечно-элементной модели и с результатами экспериментальных исследований.

Результаты исследований представляются в виде Кемпбелл-диаграмм, рисунков и таблиц. Частотные диаграммы могут строиться для произвольного числа форм колебаний. По таким диаграммам можно судить об отстройке от резонансных форм колебаний. Формы перемещений и динамических напряжений могут быть представлены как для одномерного тела так и как для трехмерной модели.

Выводы

Для анализа свободных колебаний рабочих колес и их элементов все программы объединены и логически увязаны в единый комплекс программ, который наиболее полно позволяет осуществлять анализ свободных колебаний рабочих колес и их элементов. Использована стержневая модель лопатки. Разработанный комплекс программ обладает высоким быстродействием, позволяет легко корректировать существующие исходные данные, а в некоторых случаях, например, когда необходимо исследовать влияние одного или нескольких параметров на спектр собственных частот облопачивания – эффективно находить рациональные, а в некоторых случаях и оптимальные решения. Отличительной особенностью является то, что в качестве исходных данных для лопатки могут выбираться данные из файлов, содержащих результаты аэродинамических расчетов, полученных при решении задачи обтекания решетки профилей. Комплекс программ успешно используется на ООО «Шкода Энерго»

Литература

- Воробьев Ю. С. Теория закрученных стержней / Ю. С. Воробьев, Б. Ф. Шорр. – Киев: Наук. думка, 1983. – 185 с.
- Воробьев Ю. С. Исследование колебаний систем элементов турбоагрегатов / Ю. С. Воробьев, Н. Г. Шульженко - Киев: Наук. думка, 1978. – 135 с.
- Воробьев Ю. С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин. Киев: Наук. думка, 1988. – 224 с.

В настоящее время разработана новая версия программного комплекса с учетом дополнительных требований. Ставилась задача в пределах комплекса обеспечить возможность расчета диска со свободными лопатками, с пакетом лопаток и с замкнутыми на кольцо связями с учетом сдвига; количество учитываемых связей может быть до трех; количество лопаток в пакете может быть достаточно большим. Доработан ввод исходных данных так, чтобы можно было использовать стандартный формат координат профилей, используемый в группе аэродинамических расчетов при проектировании проточной части.

В результате был разработан расчетный комплекс, который дает возможность осуществлять расчет геометрических характеристик лопаток (ГХЛ), связи, диска и его обода; вычисление собственных частот и форм колебаний для следующих 8-ми типов расчетов: лопатка, лопатка с полкой, пакет лопаток, венец лопаток, диск, диск с лопатками, диск с пакетами лопаток, диск с венцом лопаток, рис.1. Расчет спектра собственных частот, форм перемещений и динамических напряжений осуществляется с учетом вращения ротора.

Управление комплексом осуществляется в интерактивном режиме. Отличительной особенностью является то, что для рабочей лопатки нет необходимости специально гото-

- Воробьев Ю. С. Использование вариационных методов при вибрационных расчетах турбинных и компрессорных лопаток и воздушных винтов / Ю. С. Воробьев, П. П. Гонтаровский // Динамика и прочность машин. – 1971. – Вып. 14. – С. 37–43.
- Бех М. В. Вариационный метод расчета свободных колебаний дисков, облопаченных пакетами лопаток / М. В. Бех, Ю. С. Воробьев, М. Л. Корсунский // Проблемы машиностроения. – 1981. – Вып. 14. – С. 20–24.
- Бех М. В. Расчет частот и форм собственных синфазных и циклически симметричных колебаний лопаточных венцов / М. В. Бех, Ю. С. Воробьев, В. П. Гошкодеря, М. Л. Корсунский // Аэроупругость лопаток турбомашин: Труды ЦИАМ. – М.: ЦИАМ. – 1985. – №1127. – Вып.3. – С. 293-296.
- Воробьев Ю. С. Использование моделей различных уровней при анализе колебаний лопаток последних ступеней паровых турбин / Ю. С. Воробьев, В. П. Гошкодеря, А. Н. Цыба, Л. Тайч, М. Туринский // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: 7-я международная научно-техническая конференция (27–28 мая 2003 г.). – Харьков, 2003. – С. 208–210.
- Vorobev Yu. S. Sharing 3D Finit element and beam model for turbomachine blades dynamic analysis / Yu. S. Vorobev, S. P. Kanilo // Multiple Scale Analysis and Coupled Physical systems. – Paris, 1997. – P. 469-473. Yu. S.
- Воробьев Ю. С. Анализ колебаний турбинного лопаточного аппарата со связями на основе трехмерных моделей / Ю. С. Воробьев, С. Янецки, Е. В. Тишковец, С. П. Канило // Вибрация в технике и технологиях. – 2001, №4(20). – С. 19-23.

УДК 539.43

ПРИМЕНЕНИЕ СПЕЦИАЛЬНОГО РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО МЕТОДА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ КИНЕТИКИ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ И ОЦЕНКИ РЕСУРСА ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

Милешкин М.Б., канд. техн. наук, Библик И.В.

(г. Харьков, Украина)

Possibility of application of the special calculation-experimental method for research of kinetics of fatigue fracture of construction materials is considered. Basic investigations are carried out on the samples of low carbonaceous steel and glass reinforced plastic. It is set, that the developed approach allows to fit for estimation of resource more grounded.

Явление усталости характерно практически для всех конструкционных материалов, при этом механизмы проявления усталости могут существенно различаться. Так, например, многоцикловая усталость характеризуется исключительной сложностью и многообразием процессов, происходящих в материале и большой чувствительностью этих процессов к влиянию различных факторов (конструкционных, технологических, эксплуатационных) [1]. Однако несмотря на огромное количество работ в области многоцикловой усталости, многие вопросы еще не решены, не существует и единого подхода к описанию процесса усталостного повреждения материалов. Оценка остаточного ресурса элементов конструкций также является актуальной научно-технической и социально-экономической задачей. Продление ресурса экономически выгодно в любых условиях, конечно при обеспечении необходимого уровня надежности и безопасности.

В этой связи представляет интерес исследование возможности применения специального расчетно-экспериментального метода (РЭМ) [2] определения прочностной надежности к изучению явления многоцикловой усталости, а также для оценки ресурса элементов конструкций.

Настоящая работа посвящена применению принципов, заложенных в РЭМ, к возможности исследования кинетики усталостного разрушения двух типов конструкционных материалов – низкоуглеродистой стали и однонаправленного стеклопластика.

Механическое поведение этих материалов достаточно хорошо изучено как при статическом, так и при циклическом нагружении. В то же время при оценке индивидуального остаточного ресурса возникают определенные проблемы. Среди них можно выделить следующие.

1. Необходимость наличия физически обоснованной и достаточно адекватной модели процесса разрушения.
2. Наличие экспериментальных средств неразрушающего контроля (НК) и диагностики, позволяющих оценивать степень поврежденности материала и параметры дефектов, необходимые для расчета остаточного ресурса.
3. Наличие метода оценки (расчета) остаточного ресурса по состоянию разрушения.

Ранее [3] было показано, что применение РЭМ позволяет получать диаграммы усталости. Теперь рассмотрим результаты, относящиеся к кинетике усталостного разрушения.

Изменение темпа и характера накопления повреждений в зависимости от числа циклов для образцов низкоуглеродистой стали приведено на рис. 1. Из рис. 1,а видно, что практически одновременно происходит развитие нескольких трещин (по оси ординат откладывается длина максимальной на данный период нагружения трещины), чем и вызван скачкообразный характер кривых, особенно при низкой относительной амплитуде цикла нагружения. Затем происходит локализация разрушения и распространение одной магистральной трещины. На рис. 1,б приведено изменение числа разрушенных структурных элементов от числа циклов.

На рис. 2 приведены зависимости максимальной на данный период длины трещины и числа разрушенных структурных элементов от числа циклов для стеклопластика. Видно, что характер кривых практически одинаков, причем

приблизительно до 10^6 циклов $n_{ш}$ изменяется быстрее, а после 10^6 циклов $n_{ш}$ и $l_{отн}$ – практически одинаково. Видимо, это связано с тем, что после 10^6 циклов появление разрушенных структурных элементов связано только с ростом магистральной трещины.

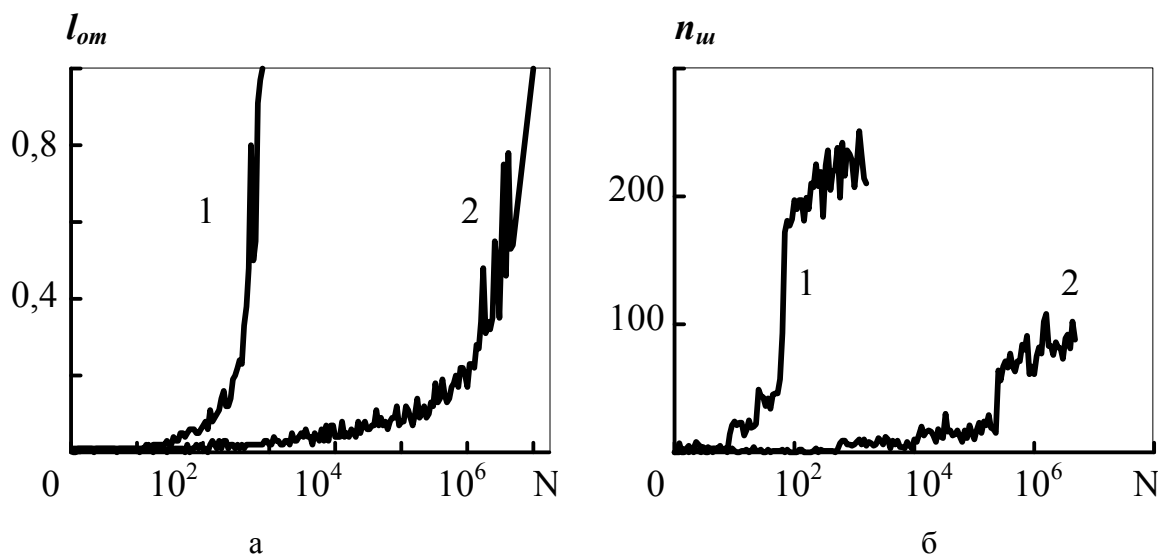


Рис. 1. Изменение относительной длины трещины (а) и числа разрушенных структурных элементов (активность за шаг нагружения $n_{ш}$) (б) при разных амплитудах цикла: 1 – $\sigma_A/\sigma_B = 0,7$; 2 – $\sigma_A/\sigma_B = 0,5$.

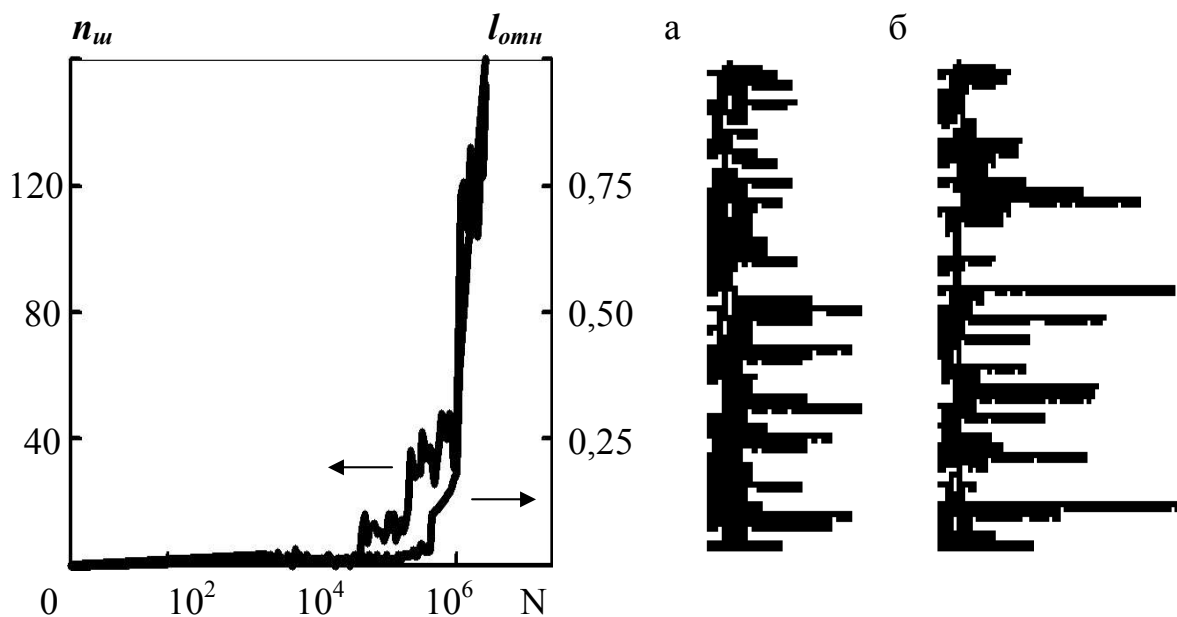


Рис. 2. Изменение относительной длины трещины и числа разрушенных структурных элементов от числа циклов.

Рис. 3. Характер разрушения стеклопластика при нагружении с различной амплитудой цикла: а – $\sigma_A/\sigma_B = 0,5$; б – $\sigma_A/\sigma_B = 0,3$.

На рис. 3 приведен характер разрушения для образцов стеклопластика при их нагружении с разной амплитудой цикла. Видно, что нагружение с амплитудой цикла, соответствующей пределу выносливости (рис. 3,б), приводит к увеличению количества расслоений, которые становятся и более мощными.

Естественно, что кинетика многоциклового усталости должна существенно зависеть как от первоначальных несовершенств в материале, так и от дефектов, появившихся в процессе эксплуатации. В качестве примера на рис. 4 приведено распределение поврежденных кластеров по размерам на определенном этапе циклического нагружения (10^5 циклов) для образцов стеклопластика (рис. 4,а) и низколегированной стали (рис. 4,б). На рис. 4,а рассмотрены три случая: образец без исходной дефектности (1), образец с 20 % разрушенных поверхностей раздела (2) и образец с 20 % предварительно разрушенных волокон (3). На рис. 4,б также приведены три варианта: образец без исходной дефектности (1) и образец с двумя видами утонений - 10 % (2) и 20 % (3) от толщины образца.

Из результатов, приведенных на рис. 4, а также из полученных ранее [3,4] следует, что РЭМ позволяет учи-

тывать влияние исходных состояний разрушения на последующее поведение при усталости, а также определять степень поврежденности на любом этапе эксплуатации. Однако следует иметь в виду, что получаемая при использовании РЭМ картина поврежденности является все-таки расчетной (модельной), поскольку все изменения эксплуатационных факторов в модели нагружения учесть практически невозможно. Поэтому всегда надо стремиться к более точному определению реального состояния материала по состоянию разрушения.

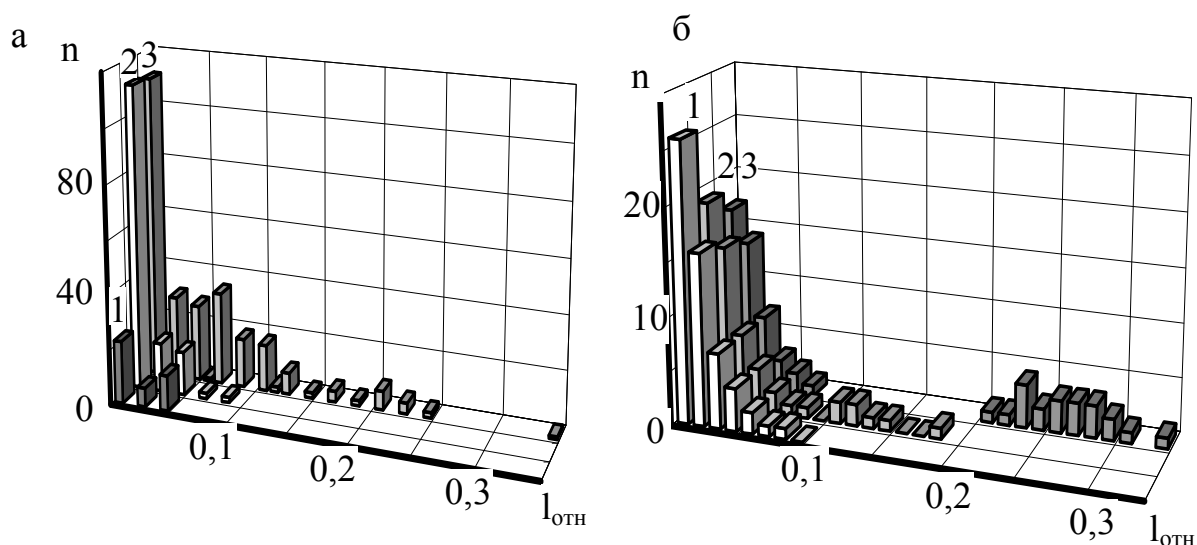


Рис. 4. Распределение поврежденных кластеров (n) по размерам ($l_{отн}$) для стеклопластика (а) и низкоуглеродистой стали (б).

Если связать результаты НК с данными, приведенными на рис. 1-4, то возможна корректировка модели материала на любом этапе циклического (эксплуатационного) нагружения в плане корректировки размеров максимальных трещин, что естественно позволит более точно определить дальнейший ход кривой кинетики усталостной поврежденности и реальный остаточный ресурс. Особенно это относится к полимерным композиционным материалам, в которых трудно выделить локализованные усталостные повреждения. В дальнейшем предполагается провести более детальные исследования для широкого класса материалов и элементов конструкций.

Литература

1. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения / В.Т. Трошенко, А.А. Лебедев, В.А. Стрижало и др. – К.: Логос, 2000. – 571 с.
2. Mileshekin M.B., Biblik I.V. Diagnostics for strength of fibre-epoxy composite material wares using computer modeling of fracture processes // Proceedings 2nd Int. Conf. «Computer Methods and Inverse Problems in Nondestructive Testing and Diagnostics», Minsk, 1998. - P. 123 – 129.
3. Милешкин М.Б., Библик И.В. Исследование кинетики многоциклового усталости методом компьютерного моделирования // Труды 7-й международной научно-технической конференции "Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве". – Харьков, 2003.- С. 210-212.
4. Милешкин М.Б., Библик И.В. Комплексная оценка влияния различных видов повреждений материала на несущую способность элементов конструкций // Сборник научных трудов "Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования".- Харьков, ИПМаш НАНУ.- 2000.- С. 369-374.

УДК 621.891

О НЕКОТОРЫХ ВОЗМОЖНОСТЯХ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ МАТЕРИАЛОВ ПО СХЕМЕ «ПЛОСКОСТЬ-ЦИЛИНДР»

Мацевитый В.М., канд. физ.-мат. наук, Казак И.Б., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

The possibility of proximate definition of significant tribotechnical characteristics has been shown by example of testing several materials on the СМЦ-2 friction machine by the "plane-cylinder" scheme. It is expedient to employ the technique when designing friction assemblies with the usage of new wear-resistant coatings.

Введение

При создании современных машин с тяжело нагруженными узлами трения часто возникают задачи оценки целесообразности применения тех или иных материалов, упрочняющих технологий и покрытий, в том числе ранее неизвестных. Для таких оценок, кроме знаний условий работы узла трения, необходимо иметь информа-

цию о физико-механических свойствах контактирующих материалов и об их триботехнических характеристиках в рабочих (или близких к рабочим) условиях трения.

В триботехнических расчетах обычно используется безразмерная линейная интенсивность изнашивания:

$$I = \frac{V_{\Sigma}}{A_a \cdot L}, \quad (1)$$

где V_{Σ} – объем изношенного материала; L – длина пути трения, на котором произошел износ; A_a – номинальная площадь контакта трущихся поверхностей [1].

На основе опыта эксплуатации узлов трения выделены классы износостойкости и характерные для них значения I [1]. Приведенные в этой же работе наблюдаемые значения I для наиболее распространенных узлов трения машин и механизмов и некоторых материалов могут служить весьма полезным для конструктора справочным материалом. Вместе с тем конкретные значения I для большинства возможных пар трения (с учетом огромного разнообразия используемых режимов трения) неизвестны, в связи с чем при проектировании ответственных узлов трения их следует определять экспериментально.

Постановка задачи

Для предварительных оценок возможностей использования того или иного материала в конкретном узле трения полезно было бы иметь одну или несколько информативных характеристик поведения материалов в некоторых заранее оговоренных (хорошо бы – стандартизированных) условиях трения.

Цель работы

На примере нескольких пар трения проанализировать возможность такой оценки с помощью методики экспрессного определения некоторых характеристик изнашивания на машине трения СМЦ-2 по схеме «плоскость–цилиндр».

Методика эксперимента

Выбор схемы испытаний обусловлен следующим.

1. Интенсивность изнашивания, как известно, существенно зависит от уровня давления в зоне контакта на поверхности трения. Схема «плоскость–цилиндр», реализуемая на машине трения СМЦ-2, позволяет при сравнительно небольших варьируемых (от 200 до 2000 Н) нагрузках изменять давление в широком диапазоне значений.
2. При кратковременных испытаниях весьма износостойких материалов существует проблема достоверности измерений малых износов. Простая оценка показывает, что при износостойкости материалов, соответствующей высшим классам, за несколько часов испытаний изнашиваются столь малые объемы, что без применения весьма сложных методик измерить их просто невозможно. Схема «плоскость – цилиндр» идеально «решает» эту проблему, поскольку на поверхности образца-колодки образуется так называемая «дорожка» (или «канавка») трения (рисунок), объем которой легко подсчитывается, для чего нужно знать диаметр образца-ролика и ширину «дорожки» трения b . Ширину же «дорожки» трения можно определить весьма точно и просто на металлографическом микроскопе после испытаний.

Образцы-колодки, износ которых определяется с высокой точностью, изготавливаются из материалов, износостойкость которых представляет предмет исследования. В работе используются образцы-колодки из латуни ЛМцСКА 58-2-2-1-1 в отожженном состоянии, из стали 40ХН2МА после улучшения (HRC₃ 37...40) и из этой же стали с двухслойным вакуумно-плазменным покрытием TiN+BrO10.

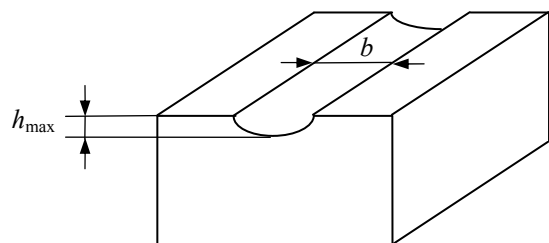


Схема «дорожки» износа образца-колодки:

b – ширина «дорожки» трения; h_{\max} – максимальная глубина «дорожки» трения.

Образцы-ролики изготавливаются из материала, который является базовым для всей методики, подобно тому, как сталь 45 в нормализованном состоянии используется в исследованиях по резанию для оценки работоспособности различных режущих инструментов. Таким материалом для износных испытаний может служить, например, сталь Х12Ф1 после термообработки на твердость HRC₃ 55...62; эта сталь является характерным материалом умеренной износостойкости (в работе используются образцы-ролики из этой стали).

Форма образцов-колодок – куб с ребром 11 мм. После термообработки (для латуни – отжиг, HV 1400) образцы по всем граням сошлифовываются на глубину 0,5 мм. Окончательный рельеф поверхности создается доводкой. На всех образцах (колодках и роликах) R_a после доводки находится в пределах 0,5...0,6 мкм. На часть стальных кубиков наносится вакуумно-плазменное покрытие TiN+BrO10, в котором толщина слоя TiN составляет 3...5 мкм, а толщина слоя бронзы ~0,5 мкм. Покрытия наносятся по оптимальным для этих материалов режимам.

Испытания осуществляются в среде масла М16ИХП-3 (смазка подается методом окунания ролика в масло) при температуре 130 °С и нагрузках (N) 200, 600 и 1000 Н. Скорость скольжения ролика относительно образца колодки – 1 м/с. При каждой нагрузке проводится по три испытания, время каждого испытания – 6 часов. В течение всего времени испытаний фиксируется момент трения, что позволяет посчитать значения коэффициента трения f . После испытаний измеряется ширина «дорожки» трения b . Используя допущение о том, что выработанный «канавка» соответствует по геометрии внедрившемуся в колодку цилиндрическому контртелу, по из-

меренным значениям b с помощью простого расчета определяется объемный износ образцов-колодок V_{Σ} .

Результаты испытаний и их обсуждение

В табл.1 представлены результаты испытаний (средние значения).

Как уже отмечалось, в расчетах обычно используют безразмерную линейную интенсивность изнашивания I . Однако для ее определения необходимо знать номинальную площадь контакта A_a (см. соотношение 1). К сожалению, при заданной схеме трения по мере износа образца-колодки площадь контакта непрерывно растет. Кроме того, темп роста A_a для каждой пары трения свой, и значения A_a в конце испытаний существенно зависят от приложенной нагрузки.

Как известно,

$$I = K \cdot P_a^m, \quad (2)$$

где P_a – номинальное давление в контакте; K – коэффициент, зависящий от условий трения, природы и свойств материала; m – показатель степени, причем $1 < m < 3$ (для приработанных поверхностей $m \approx 1$) [1].

Таблица 1

Результаты триботехнических испытаний

Материал образцов-колодки	N=200 Н			N=600 Н			N=1000 Н		
	b , мм	f^*	$V_{\Sigma} \times 10^3$, мм ³	b , мм	f^*	$V_{\Sigma} \times 10^3$, мм ³	b , мм	f^*	$V_{\Sigma} \times 10^3$, мм ³
ЛМцСКА 58-2-2-1-1	0,72	0,027	15,0	0,95	0,077	37,0	1,40	0,05-0,12	127,0
40ХН2МА	0,40	0,060	2,0	0,63	0,105	10,0	0,90	0,10	30,0
40ХН2МА+TiN+BrO10	0,27	0,035	0,6	0,30	0,050	1,0	0,42	0,065	3,3

f^* – интегрально усредненные значения коэффициента трения (за 6 часов испытаний).

С другой стороны, исходя из соотношения (1), можно записать:

$$I = \frac{V_{\Sigma}}{L \cdot N} \cdot \frac{N}{A_a}. \quad (3)$$

Введя обозначение $j = V_{\Sigma} / L \cdot N$, получим

$$I = j \cdot P_a. \quad (4)$$

Таким образом, для случая, когда $m=1$, величина j имеет смысл коэффициента K в соотношении (2).

Видим, что для определения величины j (в отличие от I) знание номинальной площади контакта не нужно. Исходя из экспериментальных данных, приведенных выше, j можно посчитать (табл.2).

Таблица 2

Значения j (мм²/Н) для исследованных вариантов пар трения

Материал колодки	Нагрузка N , Н			Среднее значение j
	200	600	1000	
ЛМцСКА 58-2-2-1-1	$3,50 \times 10^{-12}$	$2,85 \times 10^{-12}$	$5,90 \times 10^{-12}$	$4,10 \times 10^{-12}$
40ХН2МА	$4,60 \times 10^{-13}$	$7,70 \times 10^{-13}$	$14,00 \times 10^{-13}$	$8,80 \times 10^{-13}$
40ХН2МА+TiN+BrO10	$1,40 \times 10^{-13}$	$0,78 \times 10^{-13}$	$1,52 \times 10^{-13}$	$1,23 \times 10^{-13}$

Анализ таблицы 2 показывает, что j практически не зависит от нагрузки; это говорит о том, что в условиях наших испытаний значение m , действительно, близко к единице.

Введем обозначение $E_u = 1/j$, и перепишем соотношение (4) в новом виде:

$$I = \frac{P_a}{E_u}. \quad (5)$$

Нетрудно убедиться, что размерность $[E_u] = \text{Н/мм}^2$ (МПа). Пользуясь формальной аналогией записи (5) с законом Гука для одноосного нагружения, назовем E_u – модулем износостойкости материала по плоскости, перпендикулярной приложенной нагрузке.

Модуль износостойкости, как и величина $K=j$ в соотношении (2), зависит от условий трения, природы и свойств изнашиваемого материала и характеризует способность материала противостоять разрушению поверхности в заданных условиях трения (подобно тому, как модуль Юнга характеризует способность материала противостоять упругой деформации).

После нахождения E_u представляется возможным посчитать и другую триботехническую характеристику. Поскольку $E_u = L \cdot N / V_{\Sigma}$, справедливо будет и $E_u = L \cdot N \cdot f / V_{\Sigma} \cdot f$, где f – коэффициент трения. Видно, что в числителе мы имеем выражение для работы силы трения $F = N \cdot f$ на пути трения L . Величина $A_u = L \cdot N \cdot f / V_{\Sigma}$ – это работа силы трения, отнесенная к единице изношенного объема одного из контртел. Величина A_u известна в литературе как удельная работа изнашивания [2]. Ее значение можно определить по формуле:

$$A_u = f^* \cdot E_u \quad (6)$$

Для исследованных в настоящей работе материалов образцов-колодок E_u имеет следующие значения: латунь (вариант 1) – $2,44 \times 10^{11}$ МПа; сталь 40ХН2МА (вариант 2) – $1,14 \times 10^{12}$ МПа; сталь 40ХН2МА с покрытием (вариант 3) – $8,1 \times 10^{12}$ МПа. Соответствующие значения A_u при $N=200$ Н: $6,6 \times 10^6$ Дж/мм³; $6,85 \times 10^7$ Дж/мм³ и $2,85 \times 10^8$ Дж/мм³.

Используя соотношение (5), легко определить требование по износостойкости к конкретному узлу трения.

Если известно, например, что узел трения работает при $P_a=10$ МПа и что к нему предъявляются требования по I классу износостойкости ($lg I = -12 \dots -11$), из соотношения (5) следует, что модуль износостойкости материала соответствующей детали должен быть на уровне $10^{12} \dots 10^{13}$ МПа. Из рассматриваемых материалов этим требованиям удовлетворяет сталь 40ХН2МА и эта же сталь с покрытием, а латунь для этого узла трения не годится.

Заключение

Описанная в работе методика экспрессных испытаний позволяет определять важные триботехнические характеристики (f^* , A_u , E_u), которые дают возможность сравнивать износостойкость материалов в заданных условиях трения. Характеристика E_u удобна для определения линейной интенсивности изнашивания I в оценочных триботехнических расчетах узлов при известных значениях номинального давления. Представляется целесообразным создание банка данных по E_u и f^* для различных материалов, в том числе новых износостойких покрытий.

Литература

1. Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2-х кн./ Под ред. Крагельского И.В., Алисина В.В. Кн.1. – М.: Машиностроение, 1978. –400 с.
2. Костецкий Б.И., Носовский И.Г., Караулов А.К. и др. Поверхностная прочность материалов при трении. – К.: Техніка, 1976. –296 с.

УДК 621.664.001.24621.883.6

АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОПОР СКОЛЬЖЕНИЯ ДЛЯ ГЕРОТОРНЫХ НАСОСОВ

Горбатук Р.Н.

(г. Харьков, Украина)

In the article the mathematical model for computer design of sleeve bearings of gerotor pumps is adduced.

В героторных насосах эксцентрично расположенные внутренняя ведущая и внешняя ведомая шестерни постоянно вращаются относительно неподвижных центров. При проектировании подобных насосов после определения геометрических параметров необходимо выбрать параметры подшипника скольжения для внешней шестерни (колеса) насоса - определить зазор между подшипником и колесом (посадку), а также параметры работоспособности.

В подшипниках скольжения встречаются три основных вида смазки: жидкостная, полужидкостная и граничная [1]. При жидкостной смазке поверхности трения разделены между собой сплошным масляным слоем (гидродинамическая смазка). При полужидкостной смазке сплошность масляного слоя нарушена, поверхности колеса и подшипника соприкасаются своими микронеровностями на отдельных участках.

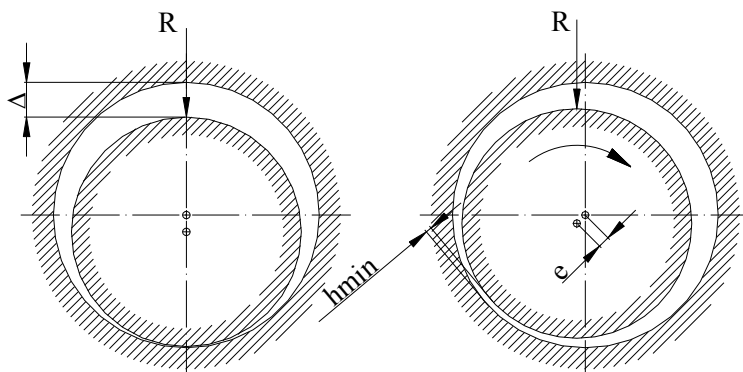


Рис. 1. Положение колеса в подшипнике.

При граничной смазке поверхности колеса и подшипника соприкасаются полностью или на участках большой протяженности. Разделительный масляный слой отсутствует. Наиболее оптимальным вариантом является организация режима гидродинамической смазки для колеса и подшипника скольжения.

Колесо, установленное в подшипнике с диаметральным зазором Δ , под действием нагрузки R занимает эксцентричное положение, (рис. 1).

Нагрузку, действующую на колесо, можно определить по формуле

$$R = dP \cdot \left[dfi - \left(\frac{dfi}{2} - \frac{dii}{2} \right) \right] \cdot b, \quad (1)$$

где dP – перепад давлений на входе и выходе насоса; dfi – диаметр впадин зубьев колеса; b – ширина шестерен насоса; dii – диаметр внутренней окружности зубьев колеса, равен

$$dii = dci - 2 \cdot Ri,$$

Ri – радиус окружности зуба колеса; dci – диаметр окружности центров дуг колеса, определяется по уравнению

$$dci = doe + 2 \cdot a - (dc - dr).$$

Для проверки формулы (1) с использованием пакета SolidWorks была создана объемная модель колеса. В пакете Ansys объемная модель была разбита на конечные элементы, на поверхностях модели были приложены давления, моделирующие нагружение колеса в составе героторного насоса. Суммирование сил от действия давления на все нагруженные конечные элементы подтверждает результаты, полученные по формуле (1) с достаточной для практики точностью. Формула (1) определяет величину силы R на 5-9% больше значения, полученного с помощью пакета Ansys.

Удельная нагрузка, определяется по зависимости

$$k = R / (d \cdot b),$$

где d – диаметр подшипника (определяется исходя из конструктивных соображений и анализа радиуса dfi).

Относительным эксцентриситетом называют расстояние от центра колеса до центра подшипника e , отнесенное к радиальному зазору δ [1]

$$\varepsilon = \frac{e}{\delta} = \frac{2 \cdot e}{\Delta}.$$

Относительной толщиной масляного слоя называют минимальную толщину масляного слоя в точке наибольшего сближения колеса и подшипника h_{min} , отнесенную к радиальному зазору δ

$$\xi = \frac{h_{min}}{\delta} = \frac{2 \cdot h_{min}}{\Delta}.$$

Так как $h_{min} = \delta - e$, то

$$\xi = \frac{\delta - e}{\delta} = 1 - \varepsilon.$$

Относительный эксцентриситет ε и относительная минимальная толщина масляного слоя ξ являются функцией безразмерного числа Зоммерфельда So

$$So_s = \frac{\eta \cdot \omega}{k \cdot \psi_s^2},$$

где η – динамическая вязкость жидкости; ω – угловая скорость; ψ_s – относительный зазор, равный

$$\psi_s = \Delta / d.$$

Для практических целей удобнее пользоваться характеристикой режима

$$\lambda_p = \frac{\eta \cdot n}{60 \cdot k},$$

где n – частота вращения внутренней шестерни.

Для устойчивого положения колеса в подшипнике в режиме гидродинамической смазки значение минимальной толщины масляного слоя ξ должно быть близко к 0,3. Оптимальный относительный зазор для подшипника ψ при условии $\xi=0,3$ аппроксимируется формулой

$$\psi = K_\psi \cdot C_1 \sqrt{\lambda_p} \cdot C_2 \sqrt{\frac{b}{d}},$$

где C_1 , C_2 , K_ψ – коэффициенты, значения которых в зависимости от отношения b/d приведены в табл. 1.

Таблица 1

Коэффициенты формулы оптимального зазора

b/d	0,2	0,3	0,5	1,0	1,5	2,0
K_ψ	3,499192	3,458291	3,500192	3,522364	3,737191	3,535148
C_1	0,524425	0,490235	0,495458	0,49797	0,515874	0,506572
C_2	0,504554	0,676019	0,499535	0,5	0,838821	0,58533

При значениях b/d , отличных от приведенных в табл. 1, для получения относительного зазора ψ используется алгоритм линейной аппроксимации. Если xn_1 и xn_2 два соседних значения b/d из табл. 1 ($xn_1 < xn_2$), между которыми находится значение xn , равное требуемому отношению b/d , тогда оптимальный относительный зазор определяется по формуле

$$\psi = yn_1 + (yn_2 - yn_1) \cdot \frac{xn - xn_1}{xn_2 - xn_1},$$

где yn_1 , yn_2 – значения оптимального относительного зазора, соответствующие соответственно xn_1 и xn_2 .

Минимальная толщина масляного слоя равна

$$h_{min} = \frac{\xi \cdot \psi \cdot d \cdot 10^3}{2}.$$

Критическая относительная толщина масляного слоя определяется по формуле

$$\xi_{кр} = \frac{2 \cdot h_{кр}}{\psi \cdot d} \cdot 10^{-3},$$

где $h_{кр}$ – критическая толщина масляного слоя, при котором наступает соприкосновение микронеровностей колеса и подшипника и возникает полужидкостная смазка (эта величина для хорошо выполненных и жестких подшипников и колес составляет в среднем 5-10 мкм).

Критическое число Зоммерфельда $So_{кр}$, соответствующее $\xi_{кр}$, определяется по формуле, аппроксимирующей графические зависимости, приведенные в [1]

$$So_{кр} = e^{k_1 \cdot e^x + k_2 \cdot \ln x + k_3 \cdot x},$$

где k_1, k_2, k_3 – числовые коэффициенты, значения которых в зависимости от отношения b/d приведены в табл. 2.

Таблица 2

Коэффициенты формулы критического числа Зоммерфельда

b/d	0,2	0,3	0,5	0,75	1,0	2,0
k_1	3,4131965	1,97445827	1,05145594	0,62308662	0,27696458	-0,14077496
k_2	1,68889636	1,39230277	1,21621392	1,14733131	1,09649442	1,02222274
k_3	-3,3153822	-0,5358752	0,48764608	0,47595412	0,65109036	0,86220251

Число Зоммерфельда, соответствующее действующему режиму нагружения подшипника, определяется по формуле

$$So = \frac{\eta \cdot \omega}{k \cdot \psi^2} = \frac{\pi \cdot n \cdot \eta}{30 \cdot k \cdot \psi^2} = \frac{2 \cdot \pi \cdot \lambda}{\psi^2}.$$

Коэффициент надежности подшипника равен

$$\chi = So / So_{кр}.$$

Эта величина должна быть больше единицы. Чем больше χ , тем меньше опасность перехода работы подшипника в область полужидкостной смазки. Если, например, $\chi=3$, то рабочая вязкость масла может уменьшиться в 3 раза или нагрузка на подшипник может увеличиться в 3 раза, прежде чем подшипник перейдет в область полужидкостной смазки.

Валы устанавливают в подшипниках по посадкам [1]: Н7/ф7, Н7/е7, Н7/е8, Н7/д8, Н7/с8. Для выбора посадки колеса в подшипнике используется формула, аппроксимирующая величину среднего относительного зазора ψ_{cp} при различных посадках

$$\psi_{cp} = \psi_{cp}(m) = 10^{-3} \cdot \frac{m}{\sqrt{d}},$$

где m – параметр, значение которого в зависимости от посадки приведено в таблице 3.

При выборе оптимальной посадки необходимо подобрать такую посадку, для которой средний относительный зазор ψ_{cp} наиболее приближен к оптимальному относительному зазору ψ . Эта технология расчета опор скольжения реализована в программном средстве Gerotor для автоматизированного расчета героторного насоса.

Таблица 3

Коэффициент для вычисления среднего относительного зазора

Посадка	Н7/с8	Н7/д9	Н7/д8	Н7/ф9	Н7/е8	Н7/ф8	Н7/ф7	Н7/ф6
m	23	21,5	17	13	12	9	7,5	6

Литература

1. Орлов П.И. Основы конструирования: Справочно-методическое пособие. В 2-х кн. Кн. 2. Под ред. П.Н. Учаева. – 3-е изд., исправл. – М.: Машиностроение, 1988. – 544 с.: ил.

УДК 519.21

РОЗРОБКА ОБЧИСЛЮВАЛЬНИХ ЗАСОБІВ В ТЕОРІЇ ПЕРЕНОСУ

Комкова О.А., аспірантка

(м. Одеса, Україна)

In work was proved the theorem about a derivative of the function of sphere which be equal to local fractal derivative. Laplace's and Fourier's of transformation was define for the function of sphere and its fractal derivative.

Вступ. Будемо говорити, що функція $f(x)$ належить класу функцій G^α , якщо виконуються наступні умови:

- 1) вона неперервна;

2) повний приріст $\Delta f(x) = f(x + \Delta x) - f(x)$ можна подати у вигляді $\Delta f(x) = A(\Delta x)^\alpha + \beta(x)(\Delta x)^\alpha$, ($\lim \beta(x) \rightarrow 0$, якщо $\Delta x \rightarrow 0$); ($\alpha \neq 1$).

До класу функцій G^α відносяться так звані фрактальні функції [1].

Поняття фрактальної функції можна визначити двома способами :

- функція $y = f(x)$ називається фрактальною, якщо її графік являє собою фрактальну множину;
- функція $y = f(x)$ називається фрактальною, якщо існує значення функції y_0 , що є образом фрактальної множини точок, тобто якщо деякий її рівень має фрактальну структуру (має розмірність Хаусдорфа-Безиковича, відмінну від топологічної).

Невід'ємне число $\alpha_0 = \alpha_0(E)$, визначене рівністю $\alpha_0(E) = \sup\{\alpha : H_\alpha(E) \neq 0\} = \inf\{\alpha : H_\alpha(E) = 0\}$, де $H_\alpha(E)$ — α -мірна міра Хаусдорфа множини E , називається розмірністю Хаусдорфа-Безиковича [2].

Фрактальні функції є самоподібні, тобто зі збільшенням масштабу їх структура не змінюється.

Надалі будемо розглядати всюди неперервні, однозначні функції однієї змінної x , для яких не існує похідна, тобто не виконується умова Ліпшица ($\alpha \neq 1$). Найбільш відомими з множини таких функцій є функції:

- Вейерштрасса-Мандельброта [3]

$$W(t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \frac{(1 - e^{ib^n t}) e^{i\varphi_n}}{b^{(2-D)n}},$$

де $b - const$, $1 < D < 2$, φ_n - довільна фаза (кожен вибір фази φ_n відповідає іншій функції $W(t)$).

- функція Ван-дер-Вардена [4]

$$f_v(x) = \sum_{n=1}^{\infty} \langle 10^n x \rangle 10^{-n},$$

де через $\langle y \rangle$ позначений модуль різниці між y і найближчим до нього цілим числом. Функція Ван-дер-Вардена всюди неперервна, але всюди і недиференційовна (не має дотичної);

Необхідно відзначити, що множина функцій, які належать класу G^α набагато більша множини гладких функцій, і в даний час знаходять широке застосування при опису хаотичних систем [5].

Аналогічно локальної дробової похідної [6], можна дати визначення інтеграла від функції $f(x)$, яка належить класу G^α . Складемо інтегральну суму на відрізку $[a, x]$:

$$\sum_f = [f(a) + f(a - \Delta x) + \dots + f(a - (n-1)\Delta x)] [\Delta x]^\alpha = \sum_{k=1}^n f(a - (k-1)\Delta x) [\Delta x]^\alpha, x = a - (n-1)\Delta x.$$

Інтеграл буде дорівнює границі від інтегральної суми

$$\lim_{\substack{n \rightarrow \infty \\ (\Delta x \rightarrow 0)}} \sum_f = I(x), \quad \int_a^x f(x) [dx]^\alpha = \lim_{\substack{n \rightarrow \infty \\ (\Delta x \rightarrow 0)}} \sum_f.$$

На кінцевому відрізку $[a, b]$, маємо

$$\int_a^b f(x) [dx]^\alpha = \lim_{(\Delta x \rightarrow 0, n \rightarrow \infty)} \sum_{k=1}^n f(x_0 - (k-1)\Delta x) [\Delta x]^\alpha, \quad b = a - (n-1)\Delta x,$$

де $\Delta x_1^\alpha + \Delta x_2^\alpha + \dots + \Delta x_n^\alpha = (b-a)^\alpha$.

Згідно визначенню локальної дробової похідної, оператор дробового локального диференціювання D^α визначимо у вигляді

$$D^\alpha f(x) = \frac{d^\alpha f(x)}{[d(x-a)]^\alpha} = \lim_{x \rightarrow a} \frac{f(x) - f(a)}{[x-a]^\alpha}, \quad 0 < \alpha \leq 1.$$

Оператор дробового локального інтегрування I^α визначимо у вигляді

$$I^\alpha f(x) = \int_a^x f(x) [dx]^\alpha = \Phi_\alpha(x),$$

де функція $\Phi_\alpha(x)$ – функція області.

Теорема. Якщо функція $f(x) \in G^\alpha$, то $D^1 \Phi_\alpha(x, a) = D_{x-a}^\alpha f(x)$, де $\Phi_\alpha(x, a) = C \cdot \int_a^x \frac{[f(t) - f(a)]}{(x-t)^\alpha} dt$, де

$$C = \frac{\Gamma(2-\alpha)}{\Gamma(1-\alpha)}, \quad 0 \leq \alpha < 1.$$

Доведення. Розглянемо функцію

$$\Phi_\alpha(x, a) = C \cdot \int_a^x \frac{[f(t) - f(a)]}{(x-t)^\alpha} dt.$$

Зробимо заміну

$$\left[\begin{array}{l} t = (x-a)z + a \\ dt = (x-a)dz \\ z_H = 0 \\ z_B = 1 \end{array} \right]$$

Тоді

$$\Phi_\alpha(x, a) = C \cdot \int_0^1 \frac{[f((x-a)z + a) - f(a)] \cdot (x-a)}{(x - (x-a)z - a)^\alpha} dz = C \cdot (x-a)^{1-\alpha} \int_0^1 \frac{[f((x-a)z + a) - f(a)]}{(1-z)^\alpha} dz \quad \text{Враховуючи, що}$$

$$\Phi_\alpha(a, a) = C \cdot \int_a^a \frac{[f(t) - f(a)]}{(a-t)^\alpha} dt = 0, \text{ отримуємо}$$

$$\begin{aligned} \lim_{x \rightarrow a} \frac{\Phi_\alpha(x, a) - \Phi_\alpha(a, a)}{(x-a)} &= \lim_{x \rightarrow a} \frac{\left(C \cdot (x-a)^{1-\alpha} \int_0^1 \frac{[f((x-a)z + a) - f(a)]}{(1-z)^\alpha} dz \right)}{(x-a)} = \\ &= \lim_{x \rightarrow a} \left(C \cdot (x-a)^{-\alpha} \int_0^1 \frac{[f((x-a)z + a) - f(a)]}{(1-z)^\alpha} dz \right) = C \cdot \lim_{x \rightarrow a} \int_0^1 \frac{[f((x-a)z + a) - f(a)]}{(x-a)^\alpha (1-z)^\alpha} dz = \\ &= C \cdot \int_0^1 \lim_{x \rightarrow a} \frac{[f((x-a)z + a) - f(a)]}{(x-a)^\alpha (1-z)^\alpha} dz = C \cdot \int_0^1 (1-z)^{-\alpha} \lim_{x \rightarrow a} \frac{f((x-a)z + a) - f(a)}{(x-a)^\alpha} dz = \\ &= C \cdot \int_0^1 (1-z)^{-\alpha} D_{x-a}^\alpha f(x) dz = C \cdot D_{x-a}^\alpha f(x) \int_0^1 \frac{dz}{(1-z)^\alpha}. \end{aligned}$$

Враховуючи, що $B(\alpha, \gamma) = \frac{\Gamma(\alpha)\Gamma(\gamma)}{\Gamma(\alpha+\gamma)}$ окремо розглянемо інтеграл

$$\int_0^1 \frac{dz}{(1-z)^\alpha} = B(1, 1-\alpha) = \frac{\Gamma(1-\alpha)}{\Gamma(2-\alpha)} = \frac{1}{C}, \quad \text{де } C = \frac{\Gamma(2-\alpha)}{\Gamma(1-\alpha)}.$$

$$\text{Тоді } C \cdot D_{x-a}^\alpha f(x) \int_0^1 \frac{dz}{(1-z)^\alpha} = D_{x-a}^\alpha f(x).$$

$$\text{Одержали, що } \lim_{x \rightarrow a} \frac{\Phi_\alpha(x, a) - \Phi_\alpha(a, a)}{(x-a)} = D_{x-a}^\alpha f(x) \text{ або } \frac{d\Phi_\alpha(x, a)}{d(x-a)} = D_{x-a}^\alpha f(x).$$

$$\text{Таким чином, отримали формулу } D_{x-a}^\alpha f(x) = \frac{d}{d(x-a)} C \int_a^x \frac{[f(t) - f(a)]}{(x-t)^\alpha} dt.$$

Теорему доведено.

Наслідки:

Перетворенням Лапласа функції дійсної змінної $f(t)$ називається функція комплексної змінної $L[f(t)]$:

$$L[f(t)] = \int_0^\infty f(t) e^{-pt} dt.$$

Перетворенням Фур'є неперіодичної функції $f(t)$ називається комплексна функція $F[f(t)]$:

$$F[f(t)] = \int_{-\infty}^\infty f(t) e^{-i\omega t} dt.$$

Визначимо перетворення Лапласа та Фур'є похідної $D_{x-a}^\alpha f(x)$.

Спочатку визначимо перетворення Лапласа функції $\Phi_\alpha(x, a)$.

Позначимо $\varphi(t) = f(t) - f(a)$, тоді

$$\Phi_{\alpha}(x, a) = C \int_a^x \frac{f(t) - f(a)}{(x-t)^{\alpha}} dt = C \int_a^x \frac{\varphi(t)}{(x-t)^{\alpha}} dt = C \int_a^x \varphi(t)(x-t)^{-\alpha} dt = C \varphi(x) * x^{-\alpha}.$$

Перетворення Лапласа функції $\Phi_{\alpha}(x, a)$ дорівнює

$$\begin{aligned} L[\Phi_{\alpha}(x, a)] &= L[C \varphi(x) * x^{-\alpha}] = CL[\varphi(x) * x^{-\alpha}] = CL[\varphi(x)]L[x^{-\alpha}] = C \frac{\Gamma(1-\alpha)}{p^{1-\alpha}} L[\varphi(x)] = C \frac{\Gamma(1-\alpha)}{p^{1-\alpha}} L[f(x) - f(a)] = \\ &= C \frac{\Gamma(1-\alpha)}{p^{1-\alpha}} L[f(x)] - C \frac{\Gamma(1-\alpha)}{p^{1-\alpha}} L[f(a)]. \end{aligned}$$

Підставимо значення сталої $C = \frac{\Gamma(2-\alpha)}{\Gamma(1-\alpha)}$:

$$L[\Phi_{\alpha}(x, a)] = \frac{\Gamma(2-\alpha)}{\Gamma(1-\alpha)} \frac{\Gamma(1-\alpha)}{p^{1-\alpha}} L[f(x)] - \frac{\Gamma(2-\alpha)}{\Gamma(1-\alpha)} \frac{\Gamma(1-\alpha)}{p^{1-\alpha}} L[f(a)] = \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} L[f(a)].$$

Таким чином

$$L[\Phi_{\alpha}(x, a)] = \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} L[f(a)]. \quad (1)$$

Звідси випливає

$$\lim_{\alpha \rightarrow 1} L[\Phi_{\alpha}(x, a)] = L[f(x)] - L[f(a)].$$

Покажемо, що перетворення Лапласа функції $D_{x-a}^{\alpha} f(x)$ дорівнює

$$L[D_{x-a}^{\alpha} f(x)] = \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha} L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} f(a).$$

Так як $D_{x-a}^{\alpha} f(x) = D_{x-a}^1 \Phi_{\alpha}(x, a) = \frac{d\Phi_{\alpha}(x, a)}{d(x-a)}$, то за теоремою диференціювання оригінала отримаємо

$$L\left[\frac{d\Phi_{\alpha}(x, a)}{d(x-a)}\right] = pL[\Phi_{\alpha}(x, a)] - \Phi_{\alpha}(a, a) = pL[\Phi_{\alpha}(x, a)] - 0 = pL[\Phi_{\alpha}(x, a)].$$

Тоді використовуючи (1)

$$\begin{aligned} L[D_{x-a}^{\alpha} f(x)] &= L[D_{x-a}^1 \Phi_{\alpha}(x, a)] = L\left[\frac{d\Phi_{\alpha}(x, a)}{d(x-a)}\right] = pL[\Phi_{\alpha}(x, a)] = \\ &= \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha} L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha} L[f(a)] = \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha} L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha} f(a) \frac{1}{p} = \\ &= \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha} L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} f(a). \end{aligned}$$

Таким чином

$$L[D_{x-a}^{\alpha} f(x)] = \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha} L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} f(a).$$

Тоді $\lim_{\alpha \rightarrow 1} L[D_{x-a}^{\alpha} f(x)] = pL[f(x)] - f(a)$. Аналогічно перетворення Фур'є функції $\Phi_{\alpha}(x, a)$ дорівнює

$$F[\Phi_{\alpha}(x, a)] = C \frac{\Gamma(1-\alpha)}{(i\omega)^{1-\alpha}} F[f(x)] - C \frac{\Gamma(1-\alpha)}{(i\omega)^{1-\alpha}} F[f(a)] = \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^{\alpha-1} F[f(x)] - \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^{\alpha-1} F[f(a)].$$

Звідси випливає $\lim_{\alpha \rightarrow 1} F[\Phi_{\alpha}(x, a)] = F[f(x)] - F[f(a)]$.

Перетворення Фур'є функції $D_{x-a}^{\alpha} f(x)$ дорівнює

$$F[D_{x-a}^{\alpha} f(x)] = \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^{\alpha} F[f(x)] - \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^{\alpha-1} f(a).$$

Доведення:

$$F[D^{\alpha} f(x)] = \frac{\Gamma(2-\alpha)}{\Gamma(1-\alpha)} \frac{\Gamma(1-\alpha)}{(i\omega)^{-\alpha}} F[f(x) - f(a)] = \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^{\alpha} F[f(x)] - \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^{\alpha-1} f(a).$$

Тоді

$$\lim_{\alpha \rightarrow 1} F[D_{x-a}^{\alpha} f(x)] = (i\omega)F[f(x)] - f(a).$$

Формули дозволяють полегшити розрахунки при розв'язанні задач теплообміну, а також є обчислювальними засобами в теорії переносу [7].

Висновок. Доведена теорема про похідну від функції області, яка дорівнює локальній дробовій похідній. Визначені Лаплас та Фур'є перетворення для функції області та її дробової похідної.

Література

1. Турбин А.Ф. Працевитый Н.В. Фрактальные множества, функции, распределения. – К.: Наукова думка, 1992. – 87с.
2. Фракталы в физике: Тр. VI Междунар. симпози. по фракталам, Триест, 9-12 июля 1985. — М.: Мир,

- 1988.— 672с.
3. Федер Е. Фракталы. —М.: Мир, 1991.— С. 35 — 38.
 4. Дринфельд Г.И. Дополнения к общему курсу математического анализа. — Х.: ХГУ, 1958. — 118 с.
 5. Hilfer R. Applications of Fractional calculus in Physics.—World Scientific, London, 2000.— 362 p.
 6. Комкова О.А., Новиков В.В. До визначення дробової похідної фрактальних функцій. // Вісник Одеськ. держ. ун-ту (в печати).
 7. Бабенко Ю.И. Теплообмен: Метод расчета тепловых и диффузионных потоков. — Л.: Химия, 1986. — 144с.

УДК 536.19; 539.24

АНОМАЛЬНА РЕЛАКСАЦІЯ В ДІЕЛЕКТРИКАХ**Новіков В.В., докт. фіз.-мат. наук, проф., Комкова О.А.***(м. Одеса, Україна)*

The fractional – differential operator is used, through which the frequency dependence of complex susceptibility of Havrilyaka – Negami, Coul – Coul and Coul – Davidson. The analysis of derivative of the fractional order on the time is done.

1. Вступ.

Релаксація дослівно означає «ослаблення» і характеризує реакцію термодинамічної системи на зміну зовнішніх умов. Ґрунтуючись на термодинамічному положенні про те, що швидкість наближення системи до рівноваги пропорційна величині відхилення від рівноваги можна, записати диференціальне рівняння, що описує релаксаційний процес у виді:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\Phi(t)}{dt} + \frac{1}{\tau} \Phi(t) &= g(t) \\ \Phi(t)|_{t=0} &= \Phi_0 \end{aligned} \right\}, \quad (1.1)$$

де τ – час релаксації.Якщо зовнішній вплив відсутній, то $g(t) = 0$ і (1.1) прийме вид

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\Phi(t)}{dt} + \frac{1}{\tau} \Phi(t) &= 0 \\ \Phi(t)|_{t=0} &= \Phi_0 \end{aligned} \right\}. \quad (1.2)$$

Застосуємо перетворення Лапласа до (1.2), дістанемо

$$s\bar{\Phi}(s) + \frac{1}{\tau} \bar{\Phi}(s) = \Phi_0 \quad \text{або} \quad (\tau^{-1} + s)\bar{\Phi}(s) = \Phi_0, \quad \text{де} \quad \Phi(s) = \int_0^{\infty} e^{-st} \Phi(t) dt. \quad (1.3)$$

З (1.3) випливає, що

$$\bar{\Phi}(s) = \Phi_0 \frac{\tau}{1 + s\tau}. \quad (1.4)$$

Таким чином, нормована функція релаксації $f(t) = \frac{\Phi(t)}{\Phi_0}$ має зображення Лапласа у виді

$$f(s) = \frac{\bar{\Phi}(s)}{\Phi_0} = \frac{s^{-1}}{1 + (s\tau)^{-1}} = \tau \sum_{n=0}^{\infty} (-s\tau)^{-(n+1)}. \quad (1.5)$$

Застосовуючи зворотне перетворення Лапласа до (1.5), одержимо:

$$f(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{t}{\tau}\right)^n}{(n+1)!}, \quad \frac{t}{\tau} < \infty. \quad (1.6)$$

З (1.6) випливає, що якщо $\frac{t}{\tau} \rightarrow \infty$, те

$$f(t) = e^{-\frac{t}{\tau}}. \quad (1.7)$$

З огляду на, що $\frac{1}{1+ap} = L\left[e^{-\frac{t}{a}}\right]$ одержимо, що для експонентної релаксації комплексна діелектрична про-

никність дорівнює $\varepsilon^*(i\omega) = \varepsilon_0 \frac{i\omega\tau}{1+i\omega\tau}$, тому що $\chi^*(i\omega) = 1 + i\omega L\left[e^{-\frac{t}{\tau}}\right] = \left(1 + \frac{i\omega}{1+i\omega\tau}\right)\chi_0$.

Функція релаксації $f(t)$ зв'язана з комплексною діелектричною сприйнятливістю $\chi^*(\omega)$ за правилом

$$\chi^*(i\omega) = \chi_0 \left(1 + i\omega \int_0^{\infty} e^{-i\omega t} f(t) dt \right). \quad (1.8)$$

Якщо $(i\omega)$ замінити на s , то одержимо

$$\chi^*(s) = 1 + s \int_0^{\infty} e^{-st} f(t) dt = 1 + s \cdot L[f(t)], \quad (1.9)$$

де $L[f(t)]$ - Лаплас - перетворення $f(t)$: $L[f(t)] = \int_0^{\infty} e^{-st} f(t) dt$.

Таким чином, по вигляду залежності комплексної діелектричної проникності (або сприйнятливості) $\varepsilon^*(i\omega)$ від частоти ω можна визначити Лаплас- образ функції релаксації, і навпаки: по вигляду $L[f(t)]$ можна визначити $\varepsilon^*(i\omega)$.

2. Дебаєвська релаксація.

Розглянемо математичну модель, що описує експонентну (Дебаєвську) релаксацію. Будемо вважати, що поляризація $P(t)$ відстає від напруженості полючи $E(t)$ по наступному закону: якщо $P^* = \chi_0 E$ - максимально досяжний рівень поляризації при фіксованому E , то в будь-який момент часу $P(t)$ намагається досягти цієї величини зі швидкістю, пропорційної різниці $\chi_0 E - P(t)$. Відповідне диференціальне рівняння має форму:

$$\left[\tau^{-1} + D_{0+}^1 \right] P(t) = \frac{\chi_0 E}{\tau} \quad (2.1)$$

або

$$\left(1 + (\tau D_{0+}^1) \right) P(t) = \chi_0 E. \quad (2.2)$$

Запишемо Лаплас-образ для (2.2)

$$[1 + \tau p] \bar{P}(p) = \frac{\chi_0 E}{p}, \quad \bar{P}(p) = \int_0^{\infty} e^{-pt} P(t) dt \quad (2.3)$$

де можна записати

$$\bar{P}(p) = \frac{\chi_0 E}{p} \frac{1}{1 + \tau p}. \quad (2.4)$$

Зробивши перетворення

$$\frac{1}{1 + p\tau} = \frac{(p\tau)^{-1}}{1 + (p\tau)^{-1}} = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n (p\tau)^{-(n+1)} \quad (2.5)$$

можна записати рішення рівняння

$$P(t) = \chi_0 E \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n \left(\frac{t}{\tau} \right)^{n+1}}{\Gamma(n+2)} = \chi_0 E \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right). \quad (2.6)$$

Багато експериментальних досліджень релаксаційних процесів у неупорядкованих середовищах не погодяться з експонентним (Дебаєвським) законом (2.2).

Так ще близько 150 років тому Кольрауш досліджував явище зменшення заряду в "Лейденській банці" [1]: спочатку скляна банка була заряджена протягом деякого проміжку часу, після чого її розряджали через електричний опір. Після розрядки в скляному тілі банки виникав залишковий заряд. Експериментально було встановлено, що зменшення цього заряду проходило неекспоненціально з часом (2.6), за законом :

$$q(t) = q(0) e^{-\left(\frac{t}{\tau} \right)^\beta}. \quad (2.7)$$

Згідно експериментальним даним Кольрауша $\beta = 0.43$, (β - константа Кольрауша).

В даний час отримані різні залежності для функції релаксації $f(t)$ і комплексної діелектричної проникності $\varepsilon^*(i\omega)$, що були встановлені емпірично, такі як Коул - Коула, Коул - Девідсона, Гаврил'яка - Негами.

Розглянемо математичну модель, що описує релаксацію типу (2.7).

Кількісної мікроскопічної теорії, що могла б пояснити залежності, що спостерігаються, у даний час не запропоновано, і все частіше стверджують, що такої теорії не може бути створено. Це зв'язано з тим, що просторова неоднорідність, зв'язана, наприклад, з випадковим розташуванням примесних молекул у матриці, або з розташуванням атомів в аморфних напівпровідниках, і визначальний розподіл межатомних відстаней, приводить до того, що діапазон мікроскопічних швидкостей переходів виявляється досить широким. Таке просторове безладдя приведе до тимчасовому, а іноді і до енергетичного безладдя.

У ряді робіт для опису аномальної релаксації були запропоновані різні моделі, в основі яких лежать фракта-

льні представлення про природу процесів, що породжують аномальну релаксацію.

Для опису і вивчення релаксационних процесів, що породжуються фрактальною структурою, використовувався математична мова дробовій похідній, що базується на представленні оператора дробового диференціювання Римана - Лиувілла

$$D^\alpha [f(t)] = \frac{1}{\Gamma(1-\alpha)} \cdot \frac{d}{dt} \cdot \int_c^t (t-\tau)^{-\alpha} \cdot f(\tau) d\tau,$$

який має більш ніж, двохсотлітню історію.

Проведені дослідження в цьому напрямленні принесли плідні результати. Однак, у такому представленні дробовій похідній утруднене трактування проведених операцій диференціювання і зв'язки їх із фрактальною множиною. Наприклад, дробова похідна від постійної величини відмінна від нуля. При цьому, використання дробової похідної носили феноменологічний і формальний характер, а рівняння з дробової похідної не виводилися, а конструювалися з залученням різних аналогій.

У зв'язку з цим залишаються актуальними спроби побудови дробової похідної й обґрунтування її зв'язку з фрактальною множиною, що породжує аномальну поведінку релаксації.

У [2] при аналізі аномальної діелектричної релаксації було запропоновано використовувати дробовий оператор локального диференціювання D^α у вигляді: $D^\alpha f(x) = \frac{d^\alpha f(x)}{[d(x-a)]^\alpha} = \lim_{x \rightarrow a} \frac{f(x) - f(a)}{[x-a]^\alpha}$, $0 < \alpha \leq 1$.

Оператор дробового локального інтегрування I^α визначимо у виді $I^\alpha f(x) = \int_a^x f(x)[dx]^\alpha = \Phi_\alpha(x)$, де функція

$\Phi_\alpha(x, a) = C \cdot \int_a^x \frac{[f(t) - f(a)]}{(x-t)^\alpha} dt$ - функція області.

У [3] дістали формулу

$$D_{x-a}^\alpha f(x) = \frac{d}{d(x-a)} C \int_a^x \frac{[f(t) - f(a)]}{(x-t)^\alpha} dt,$$

а також формулу перетворення Лапласа функції $D_{x-a}^\alpha f(x)$ у виді

$$L[D_{x-a}^\alpha f(x)] = \Gamma(2-\alpha) p^\alpha L[f(x)] - \Gamma(2-\alpha) p^{\alpha-1} f(a),$$

і перетворення Фур'є функції $D_{x-a}^\alpha f(x)$:

$$F[D_{x-a}^\alpha f(x)] = \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^\alpha F[f(x)] - \Gamma(2-\alpha)(i\omega)^{\alpha-1} f(a).$$

Формули допомагають полегшити розрахунки при рішенні задач тепломасообмена, а також є обчислювальними засобами в теорії переносу [4].

3. Аномальна релаксація.

Розглянемо нерівновагий стан середи, що визначається фрактальною природою, тобто будемо вважати, що нерівновагий стан визначається множиною часів подій, у якій наступна подія трапляється через час τ_j після того, як скінчилася попередня подія. У такому випадку в процесі еволюції з безперервних станів системи виключаються деякі відрізки відповідно до певного закону. Такий процес можна характеризувати як процес, породжений фрактальним станом, з певної фрактальною розмірністю d_f , а рівняння релаксації має наступну операторну форму:

$$(\tau^{-\alpha} + D_{0+}^\alpha)P(t) = \frac{\chi_0 E}{\tau^\alpha}, \quad (3.1)$$

де D^α - оператор дробового диференціювання.

$$D_{0+}^\alpha [f(t)] = \frac{1}{\Gamma(1-\alpha)} \frac{d}{dx} \int_{0+}^x \frac{f(t)}{(x-t)^\alpha} dt. \quad (3.2)$$

Початкова умова рівняння (3.1) має вигляд: $P(0)=0$. Згідно з (3.1) Лаплас-образ функції $P(t)$ можна визначити у виді:

$$\bar{P}(p) = \frac{\chi_0 E}{p} \frac{1}{1+(tp)^\alpha} = \frac{\chi_0 E}{p} \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n (tp)^{-\alpha(n+1)}. \quad (3.3)$$

Виходячи з (3.3) рішення (3.1) у просторі оригіналів має вигляд:

$$P(t) = \chi_0 E \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n \left(\frac{t}{\tau}\right)^{\alpha(n+1)}}{\Gamma(\alpha(n+1)+1)}. \quad (3.4)$$

Якщо $\alpha=1$, маємо звичайну Дебасвську релаксацію:

$$P(t) = \chi_0 E \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n \left(\frac{t}{\tau}\right)^{(n+1)}}{\Gamma(n+2)} = E \chi_0 \left(1 - e^{-\left(\frac{t}{\tau}\right)}\right). \tag{3.5}$$

Для узагальнення отриманих результатів розглянемо оператор :

$$\left(\tau^{-\alpha} + D^{\alpha}\right)^{\nu} = \sum_{n=0}^{\infty} \binom{\nu}{n} \tau^{-\alpha n} D^{\alpha(\nu-n)}, \tag{3.6}$$

де $\binom{\nu}{n}$ - біноміальний коефіцієнт.

Релаксаційне рівняння для комплексної сприйнятливості з використанням оператора (3.6) запишеться у виді:

$$\left(\tau^{-\alpha} + D^{\alpha}\right)^{\nu} \left[\chi(i\omega) E_0 \cdot e^{i\omega t}\right] = \frac{\chi_0 E_0}{\tau^{\alpha\nu}} \cdot e^{i\omega t}. \tag{3.7}$$

Розглянемо функцію Миттаг – Леффера

$$E_{\alpha,\gamma}(z) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{z^n}{\Gamma(\alpha n + \gamma)} \tag{3.8}$$

У рішенні рівнянь із дробовими похідними зручно використовувати функції Фокса (узагальнений інтеграл Миллін – Барнеса), тому що для функцій Фокса можливо легше і швидше інтегрування трансформант Фур'є і Лапласа, хоча функції Фокса містять інші параметри. Зв'язок функцій Миттаг – Леффера з функціями Фокса можливо представити як

$$E_{\alpha,\gamma}(-z) = H_{1,2}^{1,1} \left[z \left| \begin{matrix} (0,1) \\ (0,1), (1-\gamma, \alpha) \end{matrix} \right. \right]. \tag{3.9}$$

Тоді

$$E_{\alpha,0}(-z) = H_{1,2}^{1,1} \left[z \left| \begin{matrix} (0,1) \\ (0,1), (1, \alpha) \end{matrix} \right. \right]. \tag{3.10}$$

Розглянемо деякі окремі випадки:

Закон	Ряд	Функція Фокса	Примітка
Дебасвський	$f(t) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k}{\Gamma(k+1)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^k$	$H_{01}^{10} \left(\left[\frac{t}{\tau} \right] \left \begin{matrix} - \\ (0,1) \end{matrix} \right. \right)$	якщо $\frac{t}{\tau} \rightarrow \infty$ $f(t) = e^{-\frac{t}{\tau}}$
Кольрауша	$f(t) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k}{\Gamma(k+1)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^{\beta k}$	$H_{01}^{10} \left(\left[\frac{t}{\tau} \right]^{\beta} \left \begin{matrix} - \\ (0,1) \end{matrix} \right. \right)$	якщо $\frac{t}{\tau} \rightarrow \infty$ $f(t) = e^{-\left(\frac{t}{\tau}\right)^{\beta}}$
Коул-Коула	$f(t) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k}{\Gamma(\alpha k + 1)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^{\alpha k}$	$H_{12}^{\prime\prime} \left(\left[\frac{t}{\tau} \right]^{\alpha} \left \begin{matrix} (0,1) \\ (0,1), (0, \alpha) \end{matrix} \right. \right)$	якщо $\frac{t}{\tau} \rightarrow \infty$ $f(t) \cong \sum \frac{(-1)^{k+1}}{\Gamma(1-\alpha k)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^{-\alpha k}$
Коула -Девідсона	$f(t) = 1 - \frac{1}{\Gamma(\gamma)} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k}{(k+\gamma)\Gamma(k+1)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^{k+\gamma}$	$1 - \frac{1}{\Gamma(\gamma)} H_{12}^{\prime\prime} \left(\left[\frac{t}{\tau} \right] \left \begin{matrix} (0,1) \\ (\gamma,1), (0,1) \end{matrix} \right. \right)$	якщо $\frac{t}{\tau} \rightarrow \infty$ $f(t) \approx \frac{e^{-\frac{t}{\tau}}}{\Gamma(\gamma)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^{\gamma-1} *$ $* \left[1 + \sum_{k=0}^{\infty} \prod_{j=1}^k (\gamma - j) \left(\frac{t}{\tau}\right)^{-k} \right]$
Гаврил'яка - Негами	$f(t) = -\frac{1}{\Gamma(\gamma)} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k \Gamma(k+\gamma)}{(\alpha k + \alpha \gamma) \Gamma(k+1)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^{\alpha(k+\gamma)}$	$1 - \frac{1}{\Gamma(\gamma)} H_{12}^{\prime\prime} \left(\left[\frac{t}{\tau} \right]^{\alpha} \left \begin{matrix} (0,1) \\ (\gamma,1), (0, \alpha) \end{matrix} \right. \right)$	якщо $\frac{t}{\tau} \rightarrow \infty$ $f(t) \approx \frac{1}{\Gamma(\gamma)} *$ $* \sum_{k=1}^{\infty} \frac{(-1)^{k+1} \Gamma(k+\gamma)}{\Gamma(1-\alpha k) \Gamma(k+1)} \left(\frac{t}{\tau}\right)^{-\alpha k}$

Комплексна сприйнятливність Коул-Коула дорівнює

$$\chi(i\omega) = \frac{\chi_0}{1 + (i\omega\tau)^\alpha} \quad (3.11)$$

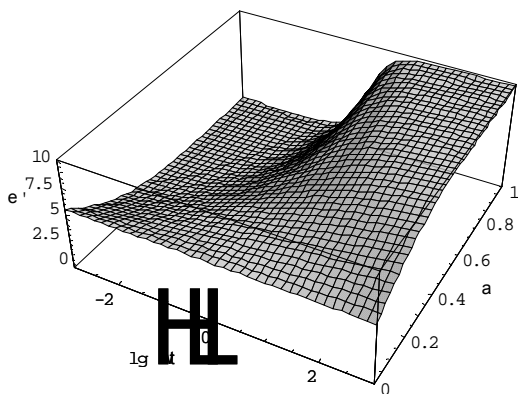
Звідси випливає, що діелектрична проникність Коул-Коула

$$\varepsilon^*(i\omega) = \varepsilon_\infty + \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon_\infty}{1 + (i\omega\tau)^\alpha}, \quad 0 < \alpha \leq 1, \quad \varepsilon'(\omega) = \operatorname{Re}[\varepsilon^*(i\omega)] = \varepsilon_0 \left[\eta + \frac{(1 - \eta) \left[1 + (\omega\tau)^\alpha \cos \frac{\pi\alpha}{2} \right]}{1 + 2(\omega\tau)^\alpha \cos \frac{\pi\alpha}{2} + (\omega\tau)^{2\alpha}} \right],$$

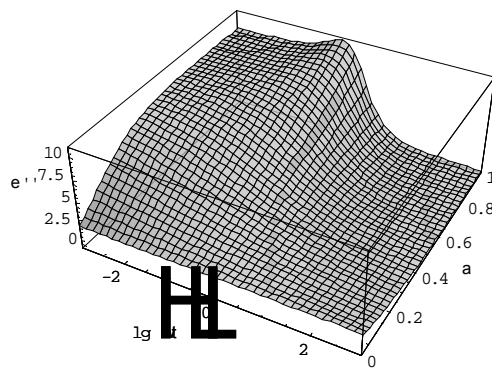
див. мал.1.

$$\varepsilon''(\omega) = \operatorname{Im}[\varepsilon^*(i\omega)] = \varepsilon_0 \left[\frac{(\eta - 1) \left[1 + (\omega\tau)^\alpha \sin \frac{\pi\alpha}{2} \right]}{1 + 2(\omega\tau)^\alpha \cos \frac{\pi\alpha}{2} + (\omega\tau)^{2\alpha}} \right],$$

див. мал.2.



Мал.1.



Мал.2.

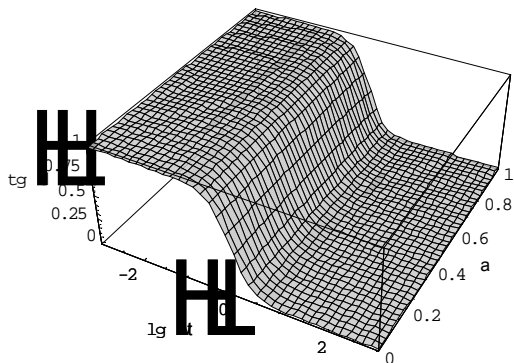
У роботі [5], була отримана експериментально комплексна сприйнятливність, у вигляді:

$$\chi(i\omega) = \frac{\chi_0}{(1 + i\omega\tau)^\beta} \quad (3.12)$$

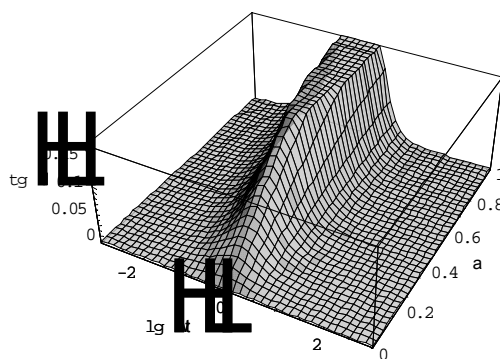
Звідси випливає, що діелектрична проникність

$$\varepsilon^*(i\omega) = \varepsilon_\infty + \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon_\infty}{[1 + i\omega\tau]^\beta}, \quad 0 < \beta \leq 1, \quad \varepsilon'(\omega) = \operatorname{Re}[\varepsilon^*(i\omega)] = \varepsilon_\infty + (\varepsilon_0 - \varepsilon_\infty) \frac{\cos \left[\beta \arctg \left(\frac{1}{(\omega\tau)^{-1}} \right) \right]}{1 + (\omega\tau)^2}$$

див. мал.3.



Мал.3.



Мал.4.

$$\varepsilon''(\omega) = \text{Im}[\varepsilon^*(i\omega)] = (\varepsilon_0 - \varepsilon_\infty) \frac{\sin \left[\beta \text{arctg} \left(\frac{1}{(\omega\tau)^{-1}} \right) \right]}{1 + (\omega\tau)^2}$$

див. мал.4.

Залежність (3.12) має назву сприйнятливості Коул - Девідсона.

Дістаємо комплексну сприйнятливість, що має такий вигляд:

$$\chi(i\omega) = \frac{\chi_0}{(1 + (i\omega\tau)^\alpha)^\nu}. \quad (3.13)$$

Залежність (3.13) збігається з експериментальним законом Гаврил'яка - Негами [1].

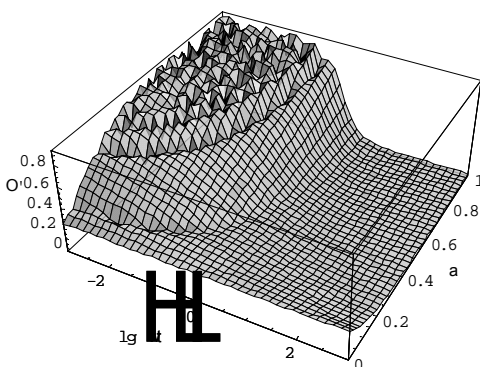
Звідси виходить, що діелектрична проникність

$$\varepsilon^*(i\omega) = \varepsilon_\infty + \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon_\infty}{[1 + (i\omega\tau)^\alpha]^\nu}, \quad \varepsilon'(\omega) = \text{Re}[\varepsilon^*(i\omega)] = \varepsilon_\infty + (\varepsilon_0 - \varepsilon_\infty) \frac{\cos \left[\text{varctg} \left(\frac{\sin \frac{\alpha\pi}{2}}{\cos \frac{\alpha\pi}{2} + (\omega\tau)^{-\alpha}} \right) \right]}{1 + (\omega\tau)^{2\alpha} + 2(\omega\tau)^\alpha \cos \frac{\alpha\pi}{2}}$$

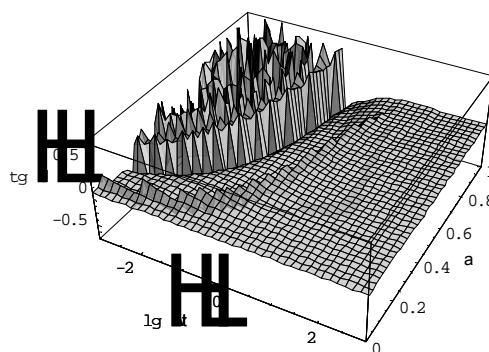
див. мал.5.

$$\varepsilon''(\omega) = \text{Im}[\varepsilon^*(i\omega)] = (\varepsilon_0 - \varepsilon_\infty) \frac{\sin \left[\text{varctg} \left(\frac{\sin \frac{\alpha\pi}{2}}{\cos \frac{\alpha\pi}{2} + (\omega\tau)^{-\alpha}} \right) \right]}{1 + (\omega\tau)^{2\alpha} + 2(\omega\tau)^\alpha \cos \frac{\alpha\pi}{2}}$$

див. мал.6.



Мал.5.



Мал.6.

При $\nu=1$ залежність (3.13) переходить у закон (3.11), а при $\alpha=1$ - у закон (3.12), виходячи з цього можна зробити висновок, що оператор (3.13) є узагальнюючий.

Висновок.

Було показано, що по вигляду залежності комплексної діелектричної сприйнятливості можна визначити Лаплас —образ функції релаксації. Запропоновано обґрунтування зв'язку дробової похідної з фрактальною множиною, що породжує аномальну поведінку релаксації. Знайдено рішення релаксаційного рівняння для комплексної сприйнятливості при різних параметрах.

Література

1. Jonsher A.K. Dielectric Relaxation in Solids. Chelsea Dielectric Press. – London.: 1983.
2. Novikov V.V., Privalko V.P. Temporal fractal model for the anomalous dielectric relaxation of inhomogeneous media with chaotic structure. Physical Review E, Volume 64, 031504. – The American Physical Society: 2001.
3. Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 7-й Международной научно – технической конференции, 27-28 мая 2003г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003г. – с.279.
4. Бабенко Ю.И. Тепломассообмен: Метод расчета тепловых и диффузионных потоков. – Л.: Химия, 1986. – 144с.
5. Нигматулин Р.Р., Рябов Я.Р.// Физика твердого тела. – 1997. – 39, №1. – С. 101 – 105.

УДК 539.3

НЕСТАЦИОНАРНЫЕ КОЛЕБАНИЯ МНОГОСЛОЙНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК СЛОЖНОЙ ФОРМЫ В ПЛАНЕ

Сметанкина Н.В., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

An approach to research of vibration of multilayer cylindrical shells with complex plan form is developed. The approach is based on the elastic immersion method. The dynamic behaviour of plates is described within the framework of the first-order theory accounting shear and normal stretch in each layer. The equations of shell motion and boundary conditions on a curvilinear contour are obtained. The example of calculation of vibrations of a five-layer shell is presented.

В современной аэрокосмической технике, судостроении, энергетическом и других отраслях машиностроения широко применяются конструкции в виде оболочек. Высокие требования, предъявляемые к прочности и весовым характеристикам таких конструкций, делают актуальной проблему совершенствования методов их расчета, в частности, определения напряженно-деформированного состояния (НДС). Исследование НДС оболочек неканонической формы в плане приводит к решению сложных краевых задач, одним из подходов к решению которых является прием «расширения» заданной системы. Этот прием положен в основу следующих методов: компенсирующих нагрузок [1], расширения заданной области [2], сплошных моделей [3], упругого погружения [4, 5]. В работах [4, 5] метод упругого погружения применен к решению задач изгиба многослойных оболочек. В настоящей работе метод обобщен на случай нестационарных колебаний многослойных незамкнутых цилиндрических оболочек сложной формы в плане.

Поведение оболочки описывается в рамках уточненной теории первого порядка, учитывающей деформации поперечного сдвига и удлинение нормали в каждом слое. При этом перемещения точки i -го слоя определяются выражениями

$$u_k^i = u_k + \sum_{j=1}^{i-1} h_j u_{3+I(k-1)+j} + (z - \delta_{i-1}) u_{3+I(k-1)+i}, \quad k = 1, 2, 3, \quad i = \overline{1, I}, \quad (1)$$

где $\delta_i = \sum_{j=1}^i h_j$, $\delta_{i-1} \leq z \leq \delta_i$, $i = \overline{1, I}$, I – количество изотропных слоев постоянной толщины h_i , $u_l = u_l(x, y, t)$,

$l = 1, 2, 3$ – перемещения точки координатной поверхности в направлении координатных осей;

$u_{3+I(k-1)+i} = u_{3+I(k-1)+i}(x, y, t)$, $k = 1, 2$ – углы поворота нормального элемента в i -м слое вокруг координатных осей,

$u_{3+2I+i} = u_{3+2I+i}(x, y, t)$ – относительное удлинение нормали в пределах i -го слоя; t – время. Координата x

меняется вдоль образующей, а координата y – вдоль дуги поперечного сечения оболочки. Положительное направление оси Oz совпадает с направлением внешней нормали к координатной поверхности. Оболочка имеет радиус R и занимает на координатной поверхности (наружная поверхность первого слоя) область G , ограниченную контуром Γ ($\Gamma: x_\Gamma = x_\Gamma(\varphi)$, $y_\Gamma = y_\Gamma(\varphi)$).

Деформации слоев имеют вид

$$\varepsilon_x^i = u_{1,x}^i, \quad \varepsilon_y^i = \frac{1}{1+z/R} \left(u_{2,y}^i + \frac{1}{R} u_3^i \right), \quad \varepsilon_z^i = u_{3,z}^i,$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{1+z/R} u_{1,y}^i + u_{2,x}^i, \quad \gamma_{xz} = u_{1,z}^i + u_{3,x}^i, \quad \gamma_{yz} = u_{2,z}^i + \frac{1}{1+z/R} u_{3,y}^i - \frac{1}{R(1+z/R)} u_2^i, \quad i = \overline{1, I}.$$

Уравнения движения многослойной пластины под действием импульсной нагрузки \mathbf{P}^G

$$[\mathbf{M}^\rho] \mathbf{U}_{,tt} + [\mathbf{A}] \mathbf{U} = \mathbf{P}^G, \quad x, y \in G, \quad \mathbf{U} = \mathbf{U}_{,t} = 0, \quad t = 0, \quad (2)$$

а также соответствующие граничные условия для криволинейного контура

$$[\mathbf{B}^\Gamma] \mathbf{U} = 0, \quad x, y \in \Gamma \quad (3)$$

получаются на основе вариационного принципа Остроградского-Гамильтона. Здесь $\mathbf{U} = \{u_j(x, y, t)\}$, $\mathbf{P}^G = \{p_j(x, y, t)\}$, $j = \overline{1, 3I+3}$.

В соответствии с предлагаемым подходом [4, 5] вместо заданной оболочки рассматривается оболочка с той же композицией, включающая заданную область и в пределах последней нагруженная так же, как и область G . В качестве расширенной всегда можно выбрать такую область D , для которой достаточно просто получить решение. Контур Γ рассматривается в D как контур распределенных нагрузок, интенсивность которых требуется определить. Расширенная шарнирно опертая оболочка прямоугольной формы в плане дает возможность представить решение задачи в виде тригонометрических рядов.

Неизвестные контурные нагрузки назовем компенсирующими, $\mathbf{Q}^{\text{comp}} = \{q_j^{\text{comp}}(x, y, t)\}$, $x, y \in \Gamma$, $j = \overline{1, 3I+3}$.

В уравнения движения (2) компенсирующие нагрузки входят в виде криволинейных распределений $\mathbf{P}^{\text{comp}} = \{p_j^{\text{comp}}(x, y, t)\}$,

$$p_j^{\text{comp}}(x, y, t) = \int_{\varphi_0}^{\varphi_1} T_{jk} q_k^{\text{comp}}(\varphi, t) \delta(x - x_\Gamma, y - y_\Gamma) d\varphi, \quad j, k = \overline{1, 3I+3}, \quad (4)$$

где $\delta(x - x_\Gamma, y - y_\Gamma)$ – двумерная δ -функция Дирака. Элементы матрицы T_{jk} имеют вид

$$T_{11} = T_{22} = T_{3+i, 3+i} = T_{3+I+i, 3+I+i} = y'_\Gamma, \quad T_{33} = T_{3+2I+i, 3+2I+i} = \Gamma(\varphi), \quad T_{12} = T_{3+i, 3+I+i} = x'_\Gamma, \quad T_{21} = T_{3+I+i, 3+i} = -x'_\Gamma;$$

$$\Gamma(\varphi) = [(x'_\Gamma)^2 + (y'_\Gamma)^2]^{1/2}, \quad x'_\Gamma = dx_\Gamma/d\varphi, \quad y'_\Gamma = dy_\Gamma/d\varphi.$$

Остальные элементы принимают нулевое значение.

Удовлетворение граничным условиям (3) приводит к системе интегральных уравнений для определения интенсивностей компенсирующих нагрузок. Решение системы отыскивается путем разложения искомых функций компенсирующих нагрузок (4) и функций перемещений в тригонометрические ряды в области G

$$p_j^{\text{comp}}(x, y) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} p_{jmn}^{\text{comp}} F_{jmn}(x, y), \quad u_j(x, y) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \phi_{jmn} F_{jmn}(x, y), \quad j = \overline{1, 3I+3}, \quad x, y \in G,$$

$$F_{1mn} = \cos(\alpha_m x) \sin(\beta_n y), \quad F_{2mn} = \sin(\alpha_m x) \cos(\beta_n y), \quad F_{3mn} = \sin(\alpha_m x) \sin(\beta_n y),$$

$$F_{3+i, mn} = F_{1mn}, \quad F_{3+I+i, mn} = F_{2mn}, \quad F_{3+2I+i, mn} = F_{3mn}, \quad \alpha_m = m\pi/A, \quad \beta_n = n\pi/B, \quad i = \overline{1, I},$$

и в ряд вдоль контура Γ , что приводит к решению системы алгебраических уравнений относительно коэффициентов разложения в ряд компенсирующих нагрузок. Здесь A и B – длины сторон охватывающей оболочки. После определения компенсирующих нагрузок на каждом шаге по времени определяются все компоненты НДС заданной оболочки.

В качестве примера рассматриваются колебания шарнирно опертой пятислойной оболочки под действием импульсной нагрузки, равномерно распределенной по площади круга радиусом 0,1 м

$$p_1^G = p_2^G = p_{3+i}^G = p_{3+I+i}^G = p_{3+2I+i}^G = 0, \quad i = \overline{1, I}, \quad p_3^G(x, y, t) = 0,5 p_0 [1 + \text{sgn}(\tau - t)] \sin^2(\pi t/\tau).$$

Здесь $p_0 = 1$ МПа, $\tau = 5 \cdot 10^{-3}$ с, координаты точки центра площадки нагружения: $x_0 = A/2$, $y_0 = B/2$, $z_0 = 0$.

Слои оболочки следующие геометрические и механические параметры: $h_1 = h_5 = 5 \cdot 10^{-3}$ м, $h_2 = 3 \cdot 10^{-3}$ м, $h_3 = 10^{-2}$ м, $h_4 = 2 \cdot 10^{-3}$ м, $E_1 = E_3 = E_5 = 6,12 \cdot 10^4$ МПа, $E_2 = E_4 = 2,8 \cdot 10^2$ МПа, $\nu_1 = \nu_3 = \nu_5 = 0,22$, $\nu_2 = \nu_4 = 0,38$, $\rho_1 = \rho_3 = 2,5 \cdot 10^3$ кг/м³, $\rho_2 = 1,2 \cdot 10^3$ кг/м³. Здесь E_i , ν_i , ρ_i – модуль упругости, коэффициент Пуассона и плотность материала i -го слоя соответственно.

На рис. 1 приведено изменение прогиба u_3^5 и напряжений σ_x^5 в оболочке в зависимости от времени ($z = \delta_5$, см. (1), $R = 5$ м), а также показана форма плана оболочки.

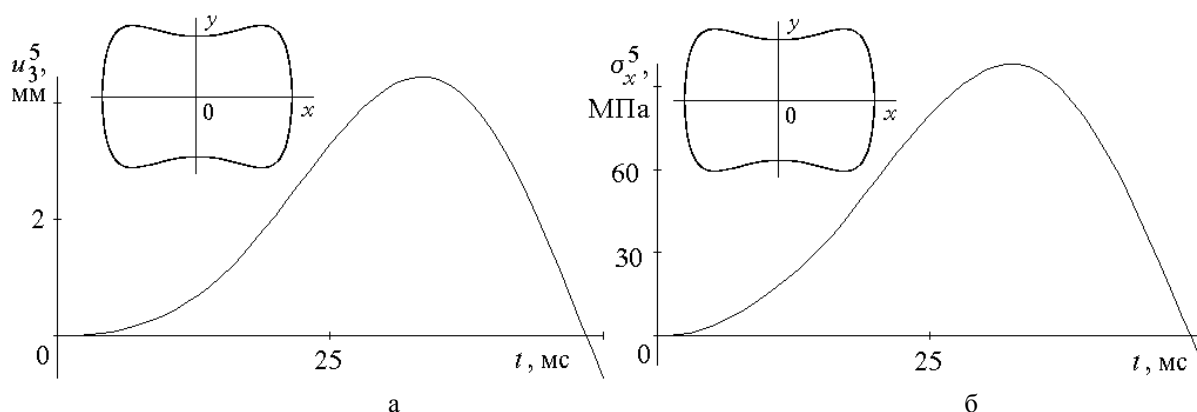


Рис. 1. Изменение прогиба и напряжений во времени.

Таким образом, разработан метод исследования нестационарных колебаний многослойных цилиндрических оболочек сложной формы в плане. Изложенный метод легко обобщается на случай оболочек разной геометрии с различными граничными условиями. Результаты, полученные с помощью данного подхода, были использованы при проектировании многослойного ударопрочного остекления транспортных средств.

Литература

1. Венцель Э.С. Решение граничных задач теории упругости путем численной реализации метода компенсирующих нагрузок // Прикл. механика. – 1989. – № 12. – С. 101-108.

2. Безухов Н.И., Лужин О.В. Приложение методов теории упругости и пластичности к решению инженерных задач.– М.: Высш. школа, 1974.– 200 с.
3. Копасенко В.В., Лебедев В.К. Об одном методе решения задач теории упругости // Изв. Сев.-Кавказ. науч. центра. Естественные науки– 1980.– № 3.– С. 39.
4. Сметанкина Н.В. Применение метода упругого погружения к расчету многослойных цилиндрических оболочек сложной формы в плане // Труды 7-й международной научно-технической конференции «Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве».– Харьков: ХНПК, 2003.– С. 230-231.
5. Сметанкина Н.В. Метод упругого погружения в задаче об изгибе многослойных цилиндрических оболочек // Вестник НТУ «ХПИ».– Динамика и прочность машин.– Харьков: НТУ «ХПИ», 2003.– Т. 3, № 8 – С. 91-96.

УДК 539.3

РАСЧЕТ МНОГОСЛОЙНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК СЛОЖНОЙ ФОРМЫ В ПЛАНЕ

Сметанкина Н.В., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

A method for research of bending of multilayer non-closed cylindrical shells with complex plan form is offered. The method is based on application of boundary integral equations. The examples of calculation of the strain-stressed state of five-layer shells are presented.

Применение многослойных оболочек и пластин в качестве элементов конструкций в различных отраслях современной техники обусловлено тем, что они позволяют обеспечить высокую прочность и жесткость конструкции при малом весе, а также улучшенные звуко- и теплоизоляционные характеристики сооружений. В связи с этим возникает необходимость в разработке методов расчета многослойных пластин и оболочек, в частности, имеющих сложную форму в плане.

Для решения этих задач чаще всего применяют методы, основанные на дискретных моделях, например, методы конечных и граничных элементов [1, 2]. Одним из универсальных методов, учитывающих геометрию области на аналитическом уровне, является метод R-функций [3]. Существует также целое направление аналитических методов, основанных на приеме «расширения» заданной области. Это метод компенсирующих воздействий [4], метод расширения заданной области [5], метод граничных уравнений [6, 7]. В большинстве работ, посвященных этим методам, расширенная область, как правило, является неограниченной, а объектом исследования являются однослойные балки, рамы, пластины и оболочки. В настоящей работе предлагается метод исследования изгиба многослойных цилиндрических оболочек сложной формы в плане, основанный на разложении искомых функций в тригонометрические ряды в конечной области.

Исходная многослойная цилиндрическая оболочка радиусом R , занимающая на координатной поверхности (наружная поверхность первого слоя) область Ω , ограниченную контуром Γ , погружается во вспомогательную охватывающую шарнирно опертую оболочку прямоугольной формы в плане, с тем же пакетом слоев. Это дает возможность представить решение задачи в виде тригонометрических рядов. Вспомогательная оболочка в пределах области Ω нагружена так же, как и заданная оболочка.

Чтобы напряженно-деформированное состояние (НДС) охватывающей оболочки в области Ω было тождественно НДС исходной оболочки, к вспомогательной оболочке по следу контура Γ прилагаются дополнительные компенсирующие нагрузки $P^{comp} = \{p_j^{comp}(x, y)\}$, $(x, y) \in \Gamma$, $j = \overline{1, 3I+3}$ (I – количество изотропных слоев постоянной толщины h_i , $i = \overline{1, I}$).

Поведение исходной и вспомогательной оболочек описывается в рамках уточненной теории первого порядка, учитывающей деформации поперечного сдвига и удлинение нормали в каждом слое. При этом перемещения точки i -го слоя определяются выражениями

$$u_k^i = u_k + \sum_{j=1}^{i-1} h_j u_{3+I(k-1)+j} + (z - \delta_{i-1}) u_{3+I(k-1)+i}, \quad k = 1, 2, 3, \quad i = \overline{1, I}, \quad (1)$$

где $\delta_i = \sum_{j=1}^i h_j$, $\delta_{i-1} \leq z \leq \delta_i$, $i = \overline{1, I}$, $u_l = u_l(x, y)$, $l = 1, 2, 3$ – перемещения точки координатной поверхности в направлении координатных осей; $u_{3+I(k-1)+i} = u_{3+I(k-1)+i}(x, y)$, $k = 1, 2$ – углы поворота нормального элемента в i -м слое вокруг координатных осей, $u_{3+2I+i} = u_{3+2I+i}(x, y)$ – относительное удлинение нормали в пределах i -го слоя. Координата x меняется вдоль образующей, а координата y – вдоль дуги поперечного сечения оболочки. Положительное направление оси Oz совпадает с направлением внешней нормали к координатной поверхности.

Уравнения изгиба цилиндрических оболочек, а также соответствующие граничные условия получаются из принципа минимума потенциальной энергии. При этом элементарная работа компенсирующих нагрузок на вариациях перемещений на следе контура Γ имеет вид

$$\delta W^{comp} = \sum_{j=1}^{3I+3A} \int_0^B \int_0^B p_j^{comp} \delta u_j \delta(x-x_L, y-y_L) dl dx dy,$$

где A и B – длины сторон охватывающей оболочки; $\delta(x-x_L, y-y_L)$ – двумерная дельта-функция Дирака.

Таким образом, задача об изгибе оболочки сложной формы в плане сводится к задаче об изгибе цилиндрической оболочки прямоугольной формы в плане под действием заданных и компенсирующих нагрузок P^{comp} . Удовлетворение исходным граничным условиям на следе контура Γ приводит к системе интегральных уравнений для определения компенсирующих нагрузок

$$B^{\Gamma} U[P^{comp}(x, y)] = 0, (x, y) \in \Gamma. \tag{2}$$

Вид элементов матрицы B^{Γ} зависит от граничных условий на контуре Γ [8].

Разложение функций перемещений U , заданных и компенсирующих нагрузок в тригонометрические ряды по функциям, удовлетворяющим условиям шарнирного опирания (граничные условия на контуре вспомогательной оболочки), а также разложение в ряд вдоль следа контура Γ функций перемещений, входящих в граничные условия исходной оболочки, и функций компенсирующих нагрузок

$$p_j^{comp}(\varphi) = \sum_{\alpha=1,2} \sum_{\mu=0}^{\infty} p_{j\alpha\mu} b_{\alpha\mu}(\varphi), \quad j = \overline{1, 3I+3}, \tag{3}$$

$$b_{1\mu} = \sin[\mu\gamma(\varphi)], b_{2\mu} = \cos[\mu\gamma(\varphi)], \gamma(\varphi) = 2\pi(\varphi - \varphi_1)/(\varphi_2 - \varphi_1), \quad 0 \leq \gamma(\varphi) \leq 2\pi,$$

позволяет преобразовать систему интегральных уравнений (2) в систему алгебраических уравнений относительно коэффициентов разложения в ряд компенсирующих нагрузок $p_{j\alpha\mu}$.

После вычисления компенсирующих нагрузок (3) определяются перемещения в слоях заданной оболочки (1). Напряжения в i -м слое вычисляются по закону Гука.

Рассмотрим изгиб шарнирно опертых пятислойных оболочек под действием нагрузки Q , заданной следующими соотношениями:

$$q_1 = q_2 = q_{3+i} = q_{3+I+i} = q_{3+2I+i} = 0, \quad i = \overline{1, I}, \quad q_3(x, y) = q_0, \quad (x, y) \in \Omega_q,$$

где Ω_q – круг радиусом r_0 , $r_0 = 0,1$ м, $q_0 = 1$ МПа. Форма плана оболочек задается вариантами уравнений гипотроихиды

$$\Gamma: x(\varphi) = (\rho - n\rho)\cos(n\varphi) + \gamma\cos(\varphi - n\varphi), \quad y(\varphi) = (\rho - n\rho)\sin(n\varphi) - \gamma\sin(\varphi - n\varphi).$$

Граничные условия имеют вид

$$N_v = \sum_{i=1}^I N_v^i, \quad N_l = \sum_{i=1}^I N_l^i, \quad u_3 = 0, \quad M_v^i = 0, \quad M_l^i = 0, \quad M_n^i = 0,$$

где N_v^i, N_l^i – нормальное растягивающее и касательное усилия; M_v^i – изгибающий момент, M_l^i, M_n^i – крутящие моменты в i -м слое.

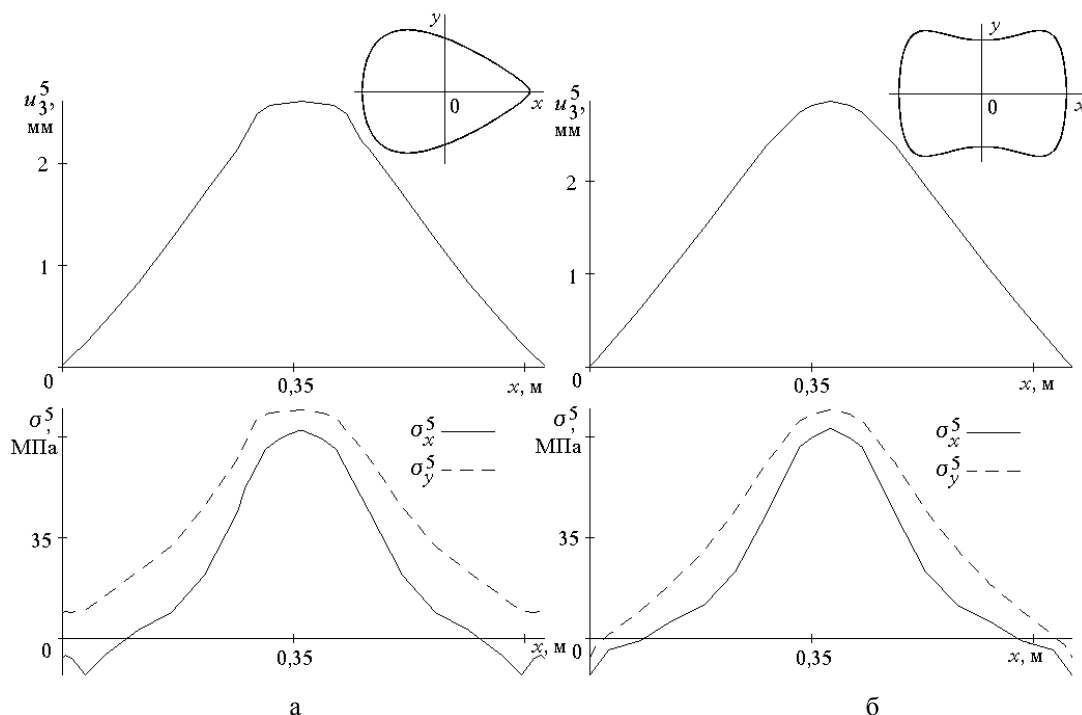


Рис. 1. Изменение прогибов и напряжений в оболочках.

Слои оболочки имеют следующие геометрические и механические параметры: $h_1 = h_5 = 5 \cdot 10^{-3}$ м, $h_2 = 3 \cdot 10^{-3}$ м, $h_3 = 10^{-2}$ м, $h_4 = 2 \cdot 10^{-3}$ м, $E_1 = E_3 = E_5 = 6,12 \cdot 10^4$ МПа, $E_2 = E_4 = 2,8 \cdot 10^2$ МПа, $\nu_1 = \nu_3 = \nu_5 = 0,22$, $\nu_2 = \nu_4 = 0,38$. Здесь E_i и ν_i – модуль упругости и коэффициент Пуассона материала i -го слоя соответственно.

На рис. 1 показано изменение прогибов u_3^5 и напряжений σ_x^5 , σ_y^5 в оболочках вдоль оси Ox ($z = \delta_5$, см. (1), $R = 5$ м) для различных форм оболочек в плане (рис. 1, а; рис. 1, б).

Представленный подход дает возможность исследовать изгиб многослойных оболочек сложной формы в плане с разной геометрией поверхности и различными граничными условиями, а отсутствие дискретизации рассматриваемой области и ее границы упрощает подготовку исходных данных при решении практических задач.

Литература

1. Reddy J.N. Mechanics of Laminated Composite Plates: Theory and Analysis.– Boca Raton: CRC Press, 1997.– 416 p.
2. Бреббия К., Теллес Ж., Вроубел Л. Методы граничных элементов.– М.: Мир, 1987.– 524 с.
3. Рвачев В.Л., Курпа Л.В. Применение теории R-функций к исследованию пластин и оболочек сложной формы // Пробл. машиностроения.– 1998.– Т. 1, № 1.– С. 33-53.
4. Венцель Э.С. Применение метода компенсирующих нагрузок к расчету пластин сложной формы // ДАН УССР. Сер. А.– 1980.– № 9.– С. 43-45.
5. Безухов Н.И., Лужин О.В. Приложение методов теории упругости и пластичности к решению инженерных задач.– М.: Высш. школа, 1974.– 200 с.
6. Altiero N.J., Sikarskie D.L. A boundary integral method applied to plates of arbitrary plan form // Computers and Structures.– 1978.– V. 9.– P. 163-168.
7. Zielinski A.P. A contour series method applied to shells // Thin-Walled Structures.– 1985.– V. 3.– P. 217-229.
8. Shupikov A.N., Smetankina N.V. Non-stationary vibration of multilayer plates of an uncanonical form. The elastic immersion method // Int. J. Solids Structures.– 2001.– V. 38, N 14.– P. 2271-2290.

УДК 621.822.

ВЛИЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ И ТОЛЩИНЫ РЕЗИНОВОГО ПОКРЫТИЯ НА РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РЕЗИНОВЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ

Свиргун О.А.

(г. Харьков, Украина)

The article consider estimate of influence exploitation characters on working characters rubber bearing which to have water lubrication.

Надежность и работоспособность опорных узлов, смазываемых водой, обеспечивается применением обрешеченных рабочих поверхностей, работающих в паре с нержавеющей сталью. Работоспособность таких узлов округляется прочностью и упругостью трущихся пар, температурным режимом опорной поверхности и требуемой точностью центрирования оси вала. Перспективы дальнейшего широкого использования резинометаллических опор, смазываемых водой, в новых отраслях машиностроения требуют детального исследования влияния толщины и твердости резинового слоя опоры на деформацию опорной поверхности, коэффициент трения, температуру и режим работы подшипника.

Целью исследования является оценка влияния механических характеристик и геометрических размеров резинового покрытия на основные рабочие характеристики опорных подшипников скольжения, смазываемых водой.

Теоретической основой расчета является совместное решение уравнений деформаций резинового слоя и уравнения гидродинамики, а также решение уравнений теплового баланса смазывающей жидкости [1,2]. Исследования выполнялись для подшипников водяных насосов [3], имеющих диаметр вала $d_g=60,38$ мм, ширину подшипника $B=90$ мм.

Конструкцией подшипника предусмотрено восемь продольных водоподводящих каналов глубиной $H_k=3,1$ мм, коэффициент заполнения рабочих поверхностей $m_z=0,5$. Общий расход воды для базовой модели принимался $Q_{об}=0,03$ дм³/с, температура подаваемой воды $t=20^{\circ}$ С. Нагрузка базовой модели составляла $F_z=1147$ Н, частота вращения вала $n=955$ мин⁻¹, окружная скорость $V=3$ м/с.

Важным фактором, определяющим работоспособность опоры, является твердость резинового покрытия. На рис.1 показано, как изменяется модуль сдвига резины G и основные рабочие характеристики подшипника: деформация опорной поверхности Δm , максимальное давление на наиболее нагруженном сегменте ρ_M , коэффициент трения f_0 , минимальная толщина водяного слоя на основной площадке h_m , температура t_M при увеличении твердости резины от 50 до 100 единиц по Шору.

Из графиков видно, что с ростом твердости довольно резко снижается деформация опорных поверхностей, что является существенным положительным фактором. Отрицательным моментом является увеличение

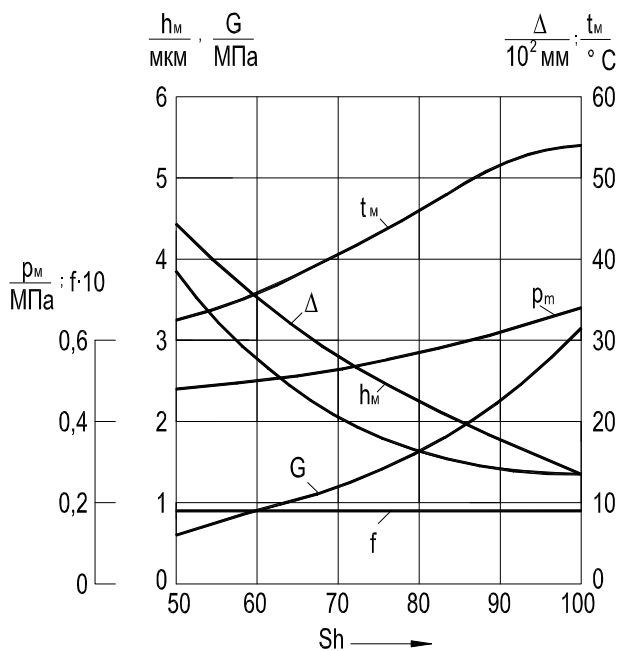


Рис. 1. Влияние твердости резины на характеристики подшипника.

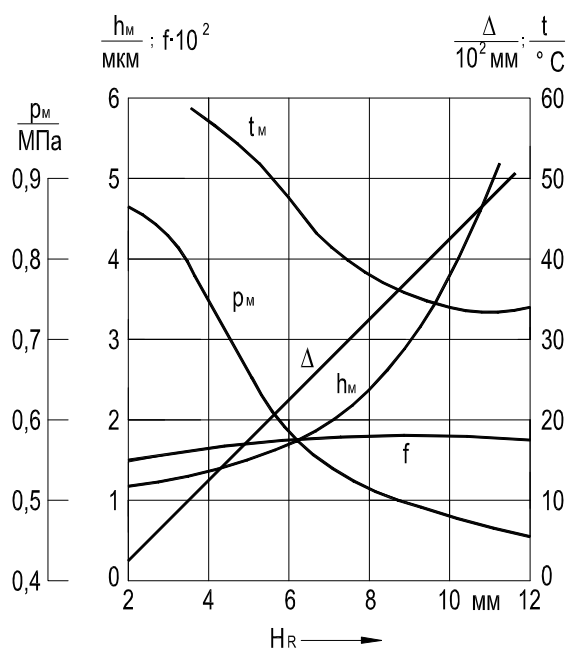


Рис. 2. Зависимость характеристик от толщины резинового слоя.

давления на нагруженном сегменте при неизменяющемся удельном давлении, рост температурного уровня и снижение толщины смазочного слоя на основной несущей площадке, связанное с повышением модуля упругости и понижением податливости. При достижении критического уровня толщин смазочного слоя, когда на основной площадке наступит граничное трение и еще более значительный рост температуры. Для рассматриваемого подшипника рекомендуемый диапазон изменения твердости составляет 60 - 82 единицы по Шору. Использование верхнего диапазона твердости целесообразно только при повышенных требованиях к центровке вала и жесткости подшипника.

Влияние толщины резинового слоя на работоспособность опоры можно оценить, используя результаты расчетов, приведенные на рис.2.

Из приведенных зависимостей видно, что величина смазочного зазора резко возрастают с увеличением толщины резинового покрытия. Температура и давление уменьшаются, а коэффициент трения остается практически на одном уровне. Отношение толщины резинового слоя к диаметру на практике может изменяться в широких пределах и зависит от общих габаритов опорного узла. Из графиков, приведенных на рисунке 2 видно, что толщину резинового покрытия можно с необходимой точностью определять, ориентируясь на требования по ограничению деформаций и центрированию вала. Использование тонкого резинового слоя снижает деформацию опоры, но может привести к значительному росту температуры.

Проведенные исследования позволяют с необходимой точностью выбирать твердость материала и толщину резинового покрытия подшипника.

Литература

1. Свиргун О.А. Тепловой расчет резинометаллических подшипников, смазываемых водой. //Вестник инженерной академии Украины, №3, часть 2. – К., 2001. – С.154-157.
2. Свиргун О.А., Столбовой А.С. Исследование резинометаллических подшипников, смазываемых водой. // Тр. международной науч.-техн. конф. "Информационные технологии, наука, техника, технология, образование, здоровье". – Харьков, 1997, ч.2. – С.366-368.
3. Давыдов А.П. Резиновые подшипники в машиностроении. – Л.: Машиностроение, 1968, 188с.

УДК 389 (076.5)

К ВОПРОСУ ВЫБОРА СРЕДСТВ ИЗМЕРЕНИЙ ЛИНЕЙНЫХ РАЗМЕРОВ

Влащенко Г.И., канд. техн. наук, доц, Листопад И.А., канд. техн. наук, доц.,

Миняйло А.В., канд. техн. наук, доц.

(г. Харьков, Украина)

The Broughted methods of the measurement and choice of the measuring facilities for checking the linear sizes.

Для проведения измерений универсальными измерительными приборами с ошибками, не превышающими допустимые значения, необходимо иметь данные о значениях ошибок геометрических средств в различных условиях их применения.

Измерительными приборами одного вида можно произвести измерения с различными ошибками в зависи-

мости от метода и условий проведения измерений.

Для выбора измерительных средств и условий проведения измерений необходимо оценивать возможности границы ошибок.

При этом имеется в виду, что измерительный прибор соответствует предъявляемым требованиям и используется исполнителем, имеющим навык в работе с ним.

Имеется несколько способов выбора средств измерения: 1) выбор средств измерения по коэффициенту уточнения; 2) выбор средств измерения по принципу безошибочности контроля; 3) выбор средств измерения с учетом безошибочности контроля и его стоимости; 4) выбор средств измерения по технико-экономическим показателям.

Первый способ самый простой. Он предусматривает сравнение точности измерения и точности изготовления объекта контроля. При выборе средства измерений необходимо иметь соответствующие данные о погрешностях конкретных измерительных приборах.

При втором способе предлагают следующие этапы: 1) оценивают законы распределения контролируемого параметра и погрешности измерения; 2) задаются соответствующие вероятности ошибок первого и второго рода; 3) по специальной таблице находят соответствующие значения коэффициента уточнения; 4) в зависимости от допуска на параметр по таблицам выбирают прибор.

Третий способ осуществляется как метод оптимизации по критериям точности средств измерений, его стоимости и достоверности измерения.

Четвертый способ является предпочтительным при эксплуатационном контроле технических средств, поскольку позволяет принять во внимание, как метрологические характеристики, так и технико-экономические показатели эксплуатации технических средств.

В основу метода положен критерий оптимизации точности измерения, устанавливающий связь между точностью и удельными издержками на контрольно-диагностические операции с учетом дополнительных технических обслуживания и ремонтов технических средств из-за погрешностей в оценке параметров их технологического состояния.

Что касается применения того или иного метода измерений, то необходимо учитывать способы получения информации, которые разделяются на следующие виды [1].

1. Прямые измерения, при которых искомое значение физической величины определяют непосредственно путем сравнения с мерой этой величины.
2. Косвенные измерения, при которых искомое значение величины определяют на основании результатов прямых измерений других физических величин, связанных с искомой известной функциональной зависимостью.
3. Совокупные измерения, при которых проводятся одновременно измерения нескольких однородных величин с определением искомой величины путем решения системы уравнений. Число уравнений системы не должно быть меньше числа искомых величин.
4. Совместные измерения, при которых проводятся измерения неоднородных физических величин с целью нахождения зависимости между ними.

Как при совокупности, так и при совместных измерениях искомые значения находятся путем решения системы уравнений. Поэтому эти измерения близки друг к другу. Различают их только по тому, что при совокупных измерениях одновременно измеряется несколько однородных физических величин, а при совместных – несколько неоднородных величин. Если провести разделение операций, проводимых при совокупных измерениях, то они приводят к прямым измерениям, а совместные – к косвенным.

При выборе средств измерений также необходимо учитывать характер изменения получаемой информации в процессе измерений. Измерения разделяются на следующие.

1. Статические измерения, которые проводятся при постоянстве измеряемой величины.
2. Динамические измерения, в процессе которых измеряемая величина изменяется.

К статическим относятся измерения параметров, которые в процессе наблюдения не изменяются или рассматриваются неизменяющимися. Конечно, в ряде случаев идеальной неизменности измеряемой величины трудно достигнуть. В этих случаях пределы допускаемых отклонений, несущественных по отношению к номинальному значению измеряемой величины, оговариваются в технической документации.

3. Статические измерения, связанные с определением характеристик случайных процессов. На выбор измерительных средств влияет количество измерительной информации, которое делится на:

- а) однократные, при которых число измерений равняется числу измеряемых величин. Если измеряется одна величина, то измерение проводится один раз. Но в связи с возможностью грубой ошибки результатов измерений, рекомендуется выполнить не менее двух-трех измерений. При этом результат измерения, есть среднее из двух, трех отсчетов;
- б) многократные, при которых число измерений превышает число измеряемых величин в n/m раз, где m – число измеряемых величин, n – число измерений каждой величины. Обычно для многократных измерений $n \geq 3$. Многократные измерения проводят с целью уменьшения влияния случайных составляющих погрешностей измерения.

На выбор измерительных средств существенное влияние оказывают методы измерения. Метод измерения – совокупность использованных приемов сравнения измеряемой величины с ее единицей в соответствии с выбранным применением измерений. Все методы измерений делятся на методы непосредственной оценки и мето-

ды сравнения.

Использование метода непосредственной оценки позволяет определить значение величины непосредственно по отсчетному устройству показывающего средства измерений. Мера, отражающая единицу измерения, в измерении непосредственно не участвует. Ее роль играет в показывающем средстве измерений шкала, проградуированная при его производстве с помощью достаточно точных средств измерений.

Метод сравнения с мерой предусматривает сопоставление измеряемой величины с величиной, воспроизводимой мерой.

Дифференциальный метод измерения – метод измерения, при котором измеряемая величина сравнивается с однородной величиной, имеющей известное значение, воспринимаемое мерой. Точность этого метода может быть высокой и определяется точностью величины, воспроизводимой мерой.

К линейным измерениям относятся измерения расстояния между двумя заданными точками: длина предмета, величина диаметра круга, длина шага резьбы и т.п. Для измерения линейных величин создано большое число видов и типов средств измерений.

Отличием средств измерения от других технических устройств является, главным образом, наличие меры и нормированных метрологических характеристик. Точность измерений определяется близостью к нулю погрешности измерений, т.е. близостью результатов измерений к истинному значению величины.

Для количественной оценки используется понятие “погрешность измерений” (чем меньше погрешность, тем выше точность).

Различают абсолютную, относительную погрешности [2].

Абсолютная погрешность есть разность между показаниями средств измерения и истинными значениями размеров при нормальных условиях эксплуатации.

При выборе средств измерений учитывают совокупность метрологических (цена деления, погрешность, пределы измерений, измерительное усилие), эксплуатационных и экономических показателей, к которым относятся; массовость и доступность их для контроля; стоимость и надежность средств измерений; метод измерения; время, затрачиваемое на настройку и процесс измерения; масса, габаритные размеры, рабочая нагрузка; жесткость объекта контроля, шероховатость его поверхности; режим работы и т.д.

Выбор средств измерений зависит от масштаба производства или количества находящихся в эксплуатации однотипных технических средств.

В массовом производстве используют высокопроизводительные механизированные и автоматизированные средства измерения и контроля. Универсальные средства измерения применяются преимущественно для наладки оборудования.

В серийном производстве основными средствами контроля должны быть жесткие предельные калибры, шаблоны, специальные контрольные приспособления. Возможно применение универсальных средств измерения.

В мелкосерийном и индивидуальном производстве основными являются универсальные средства измерения, поскольку применение других организационно и экономически невыгодно: неэффективно будут использоваться специальные контрольные приспособления или потребуются большое количество калибров различных типоразмеров.

Выбрать конкретный измерительный прибор можно в зависимости от измеряемого размера детали, допуска на ее изготовление, вида поверхности и предельной ошибки измерения (табл.1) [3].

Для упрощения процесса выбора используют зависимость:

$$\pm \Delta lim \leq \pm \delta_{изм},$$

где $\pm \Delta lim$ – предельная ошибка измерительного прибора; $\pm \delta_{изм}$ – предельная ошибка измерения.

Стандартом предусмотрено, что смещение в каждой приемочной границе не должно быть больше половины предельной ошибки измерения (рис.1).

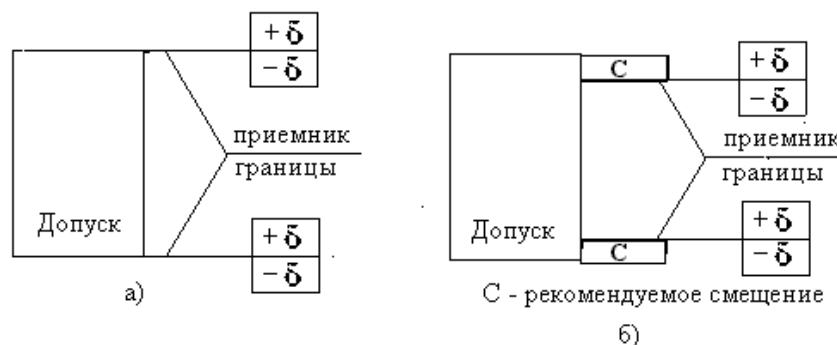


Рис. 1. Расположение приемных границ:

а) – без промышленного допуска; б) – с промышленным допуском.

Таблица 1

Значения предельных ошибок измерения

Размеры, мм		Квалитеты и предельные ошибки, мкм								
свыше	до	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	3	1,4	1,8	3	3	6	8	12	20	30
3	6	1,6	2,0	3	4	8	10	16	30	40
6	10	2,0	2,0	4	5	9	12	18	30	50
10	18	2,8	3,0	5	7	10	14	30	40	60
18	30	3,0	4,0	6	8	12	18	30	50	70
30	50	4,0	5,0	7	10	16	20	40	50	80
50	80	4,0	5,0	9	12	18	30	40	60	100
80	120	5,0	6,0	10	12	20	30	50	70	120
120	180	6,0	7,0	12	16	30	40	50	80	140
180	250	7,0	8,0	12	18	30	40	50	100	160
250	315	8,0	10,0	14	20	30	50	70	120	180
315	400	9,0	10,0	16	24	40	50	80	120	180
400	500	9,0	12,0	18	26	40	50	80	140	200

Предельная погрешность измерительного прибора выбирается по табл.2

Таблица 2

Предельные погрешности средств измерения линейных величин

Наименование прибора	Настроен по концевым мерам класса	Интервалы размеров, мм				
		1-10	10-50	50-80	80-120	120-180
1	2	3	4	5	6	7
Индикаторы с ценой деления 0,01мм: 1-го класса точн. (при работе в пределах одного оборота стрелки)	3	15	15	15	15	15
То же, 2-го класса	3	20	20	20	22	22
Прибор для внутрен. измерений с индикатором 0-го класса точности при работе в пределах одного оборота стрелки	3	16	17	17	17	18
Микрометр 2-го класса	Абсол.	12	13	14	115	18
Глубиномер микрометрический 2-го класса	Методы измерений	22	25	30	35	-
Штихмасс 2-го класса (микрометрический нутромер)	“_“	-	-	20	25	30
Штангенциркуль с отсчетом 0,02мм (при измерении вала)		40	40	45	45	45
Штангенциркуль с отсчетом 0,03мм (при измерении вала, отверстия)		-	50	60	60	65
Штангенциркуль с отсчетом 0,03мм (при измерении вала)		80	80	90	100	110
Штангенциркуль с отсчетом 0,05мм (при измерении отверстия)		-	100	130	130	150
Штангенциркуль с отсчетом 0,1мм (при измерении вала)		150	150	160	170	190
Штангенциркуль с отсчетом 0,1мм (при измерении отверстия)		-	200	230	260	280
Штангенглубиномер с отсчетом 0,1мм		200	250	300	300	300

При выборе измерительных средств необходимо учитывать погрешности средств измерения (табл.2), которые должны быть меньше или равны допустимым погрешностям (табл.1).

Как правило, одноразовые измерения обеспечивают необходимую точность полученных данных при измерении наружных размеров накладными измерительными приборами.

Литература

1. Кузнецов В.А., Ялунина Г.В. Метрология, теоретические прикладные и законодательные основы. – М.: ИПК издательство стандартов, 1998.
2. Сергеев А.Г., Латышев М.В., Терегеря В.В. Метрология, стандартизация. Сертификация. – М.: Логос,

2003.

3. Влащенко Г.І. та ін. Технічні вимірювання лінійних і кутових розмірів – (за редакцією Л.М. Тіщенко). – Харків, 2003.

УДК 622.67-677.72.001

К ВОПРОСУ ИССЛЕДОВАНИЯ КРУЧЕНИЯ И КРУТЯЩЕГО МОМЕНТА КАНАТА НА БАРАБАННОМ ПОДЪЕМЕ ПОД ДЕЙСТВИЕМ УГЛОВ ДЕВИАЦИИ

Листопад И.А., канд. техн. наук, доц., Влащенко Г.И., канд. техн. наук, доц.
(г. Харьков, Украина)

The Considered torsion of the tightrope around own axis with account of the influence corners angle of deviation Dependencies are Received for determination of the value comers to twist (untwist) of the tightrope on drum of the lifting installation and on the whole length of the string depending on corners pebuonuu and turning moment.

Стальной канат подъемной установки в процессе эксплуатации испытывает разнообразные деформации, в том числе и кручение вокруг собственной оси. Такой вид деформации возникает вследствие винтообразного характера навивки, изгиба каната на барабане и шкиве, контактных нагрузок, переменных углов девиации и струны каната, специфики подъемной установки. Кручение вокруг собственной оси приводит к появлению дополнительных напряжений в материале проволок, их износу, нарушению формы и свивки канатов.

Исследованию изгиба и отклонения канатов при набегании на блок и барабан посвящен ряд работ. При этом почти везде струна и углы девиации, вызывающие кручения каната, не рассматриваются. В работах [1, 2, 3], в основном, ограничиваются общими соображениями о сущности происходящих при этом процессов. В работе [3] не указывались, какие отклонения струны на барабане или возле шкива, принимались во внимание. При этом, приводимые общие выражения для определения крутящего момента в канате не могут быть использованы для практических расчетов вследствие того, что совершенно не ясно, каким образом можно находить плечи действия сдвигающих сил, образующих при наличии углов девиации. В этой связи целесообразно более детально рассмотреть процесс формирования кручения струны каната и определить возникающие при работе двухбарабанной подъемной установки моменты в условиях неустраняемого воздействия углов девиации.

Таким образом, канат из-за воздействия угла девиации при набегании на барабан или шкив не сразу ложится по центру профильной канавки, а начинает соприкасаться с опорной поверхностью на некотором удалении от центра профильной канавки. По мере вращения барабана или шкива рассматриваемое сечение каната стремится занять устойчивое положение по центру канавки. Смещение происходит, в основном, путем перекатывания, что объясняется усилиями, под действием которых находится канат в подъемной установке [1].

Сбегание каната с барабана (шкива) в общем, аналогично набеганию его, однако в первом случае начальным является положение витка каната по центру канавки, а конечным – его положение в момент отрыва от поверхности реборды канавки барабана или шкива. Процесс непрерывного перекатывания витка каната и происходящих при этом смещений элементарных сечений относительно друг друга приводит к интенсивному кручению каната вокруг собственной оси. За цикл работы подъемной установки струна каната подвергается закручиванию и раскручиванию, что объясняется различными знаками углов девиации и схемами обводки струны для левого и правого барабана.

Вопросы кручения канатов с учетом жесткостных характеристик на барабанных подъемных установках из-за наличия углов девиации в литературе освещены недостаточно, а данные о величинах кручения крутильных

жесткостей канатов отсутствует. Таким образом, проблема учета величины кручения каната при его вращении вокруг своей оси является существенной и актуальной.

На рис.1 показан характер взаимодействия длины каната с барабаном, профильной канавкой на навивочной поверхности и направляющим шкивом, развития кручения в точках сбегания и набегания канатов в зависимости от различных схем их обводки для левого и правого барабана и изменения углов девиации за цикл подъема, если смотреть со стороны, где находится барабан подъемной установки.

Из приведенных на рисунке 1 схем следует, что при навивке каната на барабан он не на всем протяжении ложится симметрично по центру профильной канавки, а занимает определенное смещенное положение. Смещение происходит на участке канавки.

При набегании длинной ветви каната на

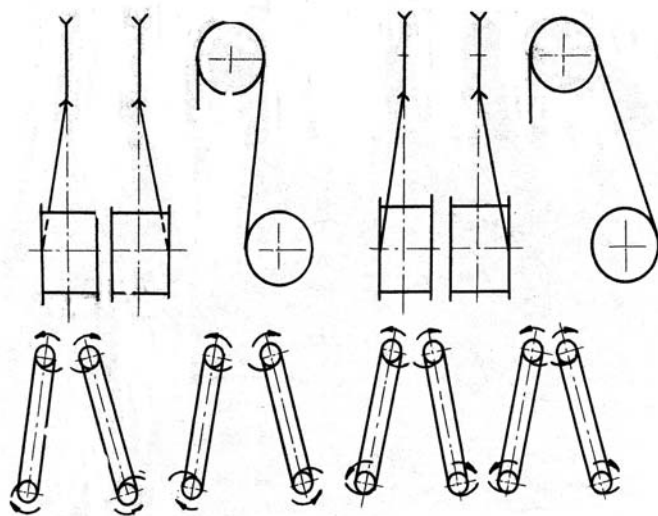


Рис.1. Схема взаимодействия подъемного каната со шкивом и барабаном.

барабан, когда его крутильная жесткость мала, смещение каната происходит за счет перекатывания его с реборды к центру профильной канавки, вызывая его кручение. При этом участок перекатывания витка каната по дуге канавки характеризуется углом поворота (закручивания или раскручивания) вокруг собственной оси на участке барабана и стрелы.

Полный угол закручивания каната на всей длине можно представить в виде суммы отдельных углов закручивания за каждый оборот барабана (рис.2):

$$V_{\Sigma} = \Delta w_1 \frac{\pi D}{\Delta S_1} + \Delta w_2 \frac{\pi D}{\Delta S_2} + \dots + \Delta w_n \frac{\pi D}{\Delta S_n} = \pi D \sum_{i=1}^{i=n} \frac{\Delta w_i}{\Delta S_i}, \tag{1}$$

где D – диаметр барабана; w – угол наклона каната в канавке; i – количество витков каната, располагающихся на барабане; S – длина каната.

Угол закручивания определяется положением витка каната в канавке барабана. Для определения неизвестных параметров Δw_i и ΔS_i рассматриваем равновесие витка каната на произвольной поверхности в зависимости от углов девиации.

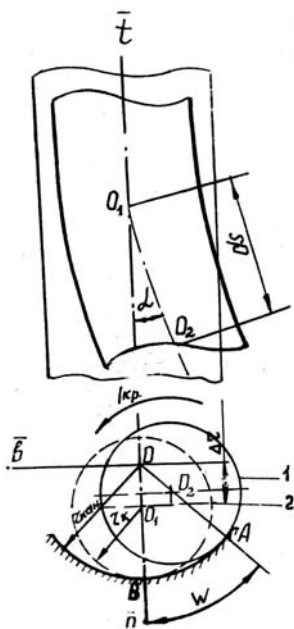
Уравнение равновесия витка каната в канавке барабана определяется выражением [4]:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{4}u'u'' + \frac{1}{2}uu''' - \frac{1}{2}u' \cos w - \frac{1}{2}(1-\beta)\frac{u'}{\varepsilon} + \frac{1}{2}(5-3\beta)\varepsilon uu' - \frac{1}{2}(1-\beta)uu' + \\ & + (2-\beta)u \sin w - \left(\frac{1}{2}u - \sin w\right)\frac{F}{\varepsilon} + K\left\{\frac{1}{2}\varepsilon u'^2 + \varepsilon uu'' + \frac{1}{4}(1-\beta)u'^2 - \right. \\ & \left. - \frac{1}{2}(1-\beta)u' \sin w + \frac{1}{2}(2-\beta)u \cos w + \left(\frac{1}{\varepsilon^2} - u\right)[(1-\beta)u\varepsilon + F]\right\} = 0 \end{aligned} \tag{2}$$

где R – радиус барабана; $\Delta r = r_{\text{кон}} - r$ – разность между радиусом окружности канавки барабана и радиусом навиваемого каната; $\beta = \frac{(GJ_p)}{(EJ)}$ – коэффициент,

учитывающий жесткость каната; (GJ_p) и (EJ) – соответственно крутильная и изгибная жесткость; $F = (\Delta r)^2 \frac{F_t}{(EJ)}$ – параметр, учитывающий профиль канавки, усилие в канате и изгибную жесткость; F_t – растягивающее усилие в канате; K – коэффициент трения каната о поверхность барабана; $\varepsilon = \frac{\Delta r}{R}$ – безразмерный коэффициент; $u = \frac{\alpha^2}{\varepsilon}$ – коэффициент мгновенной угловой скорости по

Рис. 2. Схема взаимодействия каната в канавке барабана.



оси витка каната и их производные.

Решение (2) является нелинейным. Решение дифференциального уравнения (2) представлено в виде степенного ряда

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta r}{R}} \left\{ \left(1 + \frac{b}{1+a^2}\right) l^{aw} - 1 - \frac{b}{1+a^2} \left[\cos w + a \sin w + \frac{w^2}{2} \right] \left(1 + a^2\right) \left(1 + \frac{aw}{3}\right) \right\}, \tag{3}$$

где $a = \frac{2(1-\beta)K}{1-\beta+F}$; $b = \frac{2F}{1-\beta+F}$.

Используя полученные уравнения (1) и (3), можно подсчитать величину кручения подъемного каната с учетом влияния углов девиации. Путем варьирования параметров R , ε , Δr , β , (GJ_p) , (EJ) , ΔS , α , определяющих это кручение, можно вычислить крутящие моменты.

Из приведенных на рис. 1 схем следует, что суммарные крутящие моменты, возникающие в струнах, являются различными. В одном случае крутящие моменты, формирующие барабаном и шкивом, направлены в одну сторону (рис.3), в сторону свивки каната, тогда струна

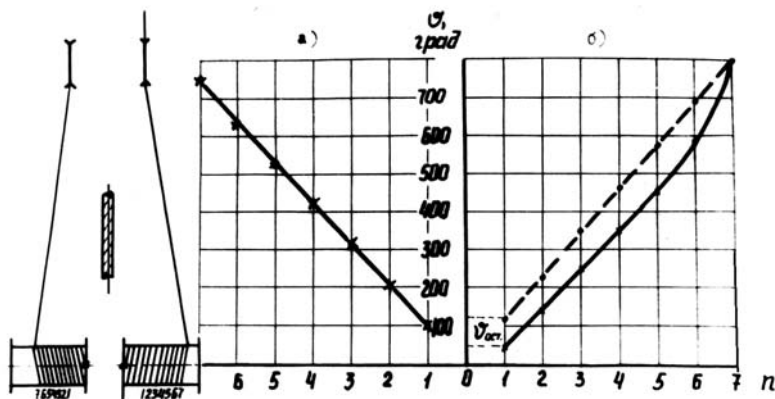


Рис.3. Зависимость угла закручивания вокруг своей оси (сплошная линия) и раскручивания (штрих пунктирная линия) каната от числа оборотов барабана.

стремиться вести себя как сплошное твердое тело (канат закручивается и ведет себя как сплошной твердый стержень), в других – моменты противоположны по направлению свивки каната (канат раскручивается и ведет себя как “рыхлое” тело) и, следовательно, при оценке степени их воздействия на струну крутящие моменты должны суммироваться.

Исследования показали, что величина и направление суммарного крутящего момента в струне определяются углами девиации, схемой обводки, характером взаимодействия каната с продольной канавкой, жесткостными параметрами каната (с его изгибной и крутильной жесткостями). Поскольку, углы девиации не симметричны, а крутильная жесткость каната при его закручивании и раскручивании различны, то в канате при циклически повторяющихся спуско-подъемных режимах накапливаются крутильные деформации. Учитывая существенные различия величин и направлений крутящих моментов, приводят к различным условиям работы левого и правого канатов при двухбарабанном подъеме [3].

Режим скалярные уравнения Кирхгофа, в сечении каната можно найти величину крутящего момента, описывающего положение равновесия тонкого стержня на произвольной поверхности [1]:

$$T_{кр} = \int_0^S (M_t + u_b M_n - u_n M_b) dS, \quad (4)$$

где M_t – внешняя распределенная моментная нагрузка, действующая на элемент каната в пределах переходного участка протяженностью S , u_b , u_n – компоненты мгновенной угловой скорости по осям b (бикормоли) и n (нормали) естественного сопровождающего каната, M_b и M_n – изгибающиеся моменты в сечении каната.

В случае первоначально не изогнутого каната на основании исследований, для напряженного состояния выражение (4) значительно упрощается [4]:

$$T_{кр} = (GJ_p) \frac{dV}{dS}, \quad (5)$$

где $T_{кр}$ – крутящий момент в канате; V – удельный угол закручивания (раскручивания) каната; S – длина каната; (GJ_p) – крутильная жесткость каната.

На основании экспериментальных исследований [5] получено выражение для крутильной жесткости каната

$$(GJ_p) = \eta G_p d^4, \quad (6)$$

где G_p – рабочее растягивающее усилие в канате; d – диаметр каната; η – коэффициент, зависящий от конструктивных особенностей каната.

В результате исследований установлено (рис.3), что угол закручивания (раскручивания) каната возрастает с увеличением угла девиации. Сравнение угла закручивания каната, полученное экспериментально и по формуле (1), обеспечивает удовлетворительную сходимость. Расхождение полученных данных не превышает 7-15%.

Зависимости (1) – (5) могут быть использованы при расчете величины и крутящего момента каната в зависимости от угла девиации, выбора угла отклонения канавки в канавке барабана и крутящего момента от конструкции, диаметра и рабочего растягивающего усилия в канате.

Литература

1. Глушко М.Ф. Стальные подъемные канаты. – К.: Техніка, 1966. – 327с.
2. Гурьянов Ю.А. Влияние углов девиации на работу подъемных канатов. – Изв. ВУЗов, Горный журнал, 1971, №12. – С.38-41.
3. Гурьянов Ю.А. Зависимость работоспособности канатов подъемной установки от распределения крутящего момента по их длине. – Изв. ВУЗов. Горный журнал, 1977, №10. – С.54-56.
4. Листопад И.А. Исследование навивки и кручения канатов с целью повышения их работоспособности на барабанном подъеме. – Днепропетровск: ИГТМ АН УССР, 1982. – 18с.

УДК 621.9.04.: 621.914-529

МОДЕЛЬ ДВУХПАРАМЕТРИЧЕСКОГО СТАНОЧНОГО ЗАЦЕПЛЕНИЯ ДЛЯ ОБРАБОТКИ СПЕЦИАЛЬНЫХ КОЛЁС С ЭКВИДИСТАНТНЫМИ ЛИНИЯМИ ЗУБЬЕВ.

Ковалюх Р. В., канд. техн. наук, Кондусова Е. Б., докт. техн. наук,
Кривошея А.В., канд. техн. наук, Мироненко А.Л.
(г. Харьков, Украина)

The features of shaping of teeth surfaces of special bevel gear-wheels with constant normal pitch are considered. The analytical description of kinematics in the machine tool rack gearing of machined and crown gear-wheels is offered.

Двухпараметрические зубчатые зацепления выгодно отличаются от традиционных расширенными функциями, так как предусматривают независимые кинематические изменения одновременно по двум параметрам. Один из них обеспечивает передачу вращения между валами, второй – непрерывное или дискретное изменение в заданных пределах передаточного отношения, межосевого расстояния или угла между осями в зависимости

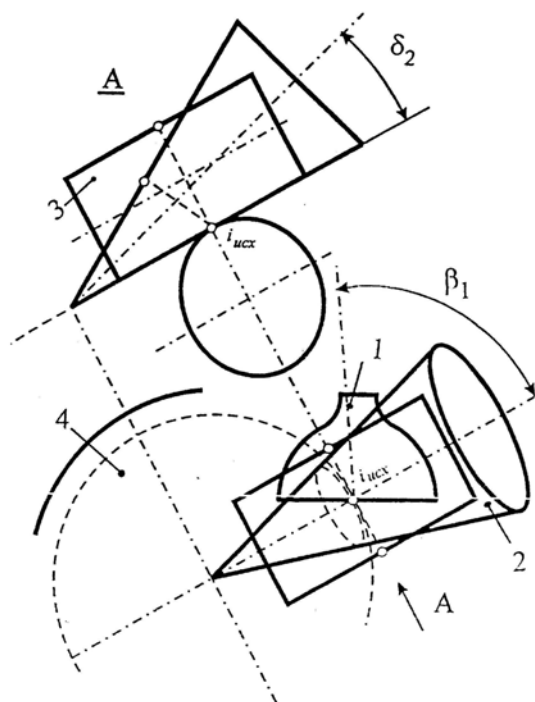


Рис. 1. Точечное касание начальных поверхностей обрабатываемого колеса и инструментов: 1 – начальная поверхность вращения; 2 – коническое производящее колесо ($0 \leq \delta \leq \pi/2$); 3 – цилиндрическое производящее колесо ($\delta = 0$); 4 – плоское производящее колесо ($\delta = \pi/2$);

осевая плоскость производящей поверхности проходит через x_1 под углом β_1 к исходной образующей начальной поверхности основного звена (рис.1). Наклон оси производящей поверхности к плоскости, проходящей через точку $i_{исх}$ перпендикулярно x_1 , зададим углом δ_2 . При конкретной форме образующей поверхности вращения и различных δ_2 получаем частные начальные поверхности производящего колеса и, соответственно, частные обкаточные инструменты для обработки колёс с эквидистантными зубьями. Так, если образующей является прямая, то можно создать инструменты на базе конического 2 ($0 \leq \delta_2 \leq \pi/2$), цилиндрического 3 ($\delta = 0$) или плоского 4 ($\delta = \pi/2$) производящих колёс; если образующей является окружность, то на базе сферического производящего колеса ($\delta = 0$).

Рассмотрим особенности геометрии и обработки конического колеса с эквидистантными зубьями. Каждая линия зуба может быть получена двумя одновременными движениями точки: вращением вокруг оси колеса с параметром ψ и параллельным переносом вдоль текущей образующей конуса с параметром u . Вектор суммарной скорости этих движений совпадает с касательной к линии зуба и в исходном положении у основания начальной поверхности составляет с его образующей начальный угол β_1 , а в текущей точке угол β_2 , изменяющийся как функция ψ . Связь между параметрами ψ и u и линий зубьев является условием их эквидистантности:

$$\frac{\Delta \psi}{\Delta u} = \frac{1}{R_1 \cos \beta_1} \sqrt{1 - \frac{R_1^2 \cos^2 \beta_1}{(R_1 - u \sin \varepsilon)^2}}, \quad (1)$$

где R_1 – радиус основания начального конуса; ε – угол конуса.

Сложная геометрия эквидистантных зубьев определяет технологические трудности их изготовления, требуются специальные методы и специальные обкаточные инструменты. Поверхности зубьев не допускают скольжения по себе, по своей геометрической природе они предполагают не одно-, а двухпараметрический контакт с производящей поверхностью. Поэтому для их окончательной обработки должны применяться обкаточные методы как наиболее близкие к условиям работы готовой передачи. При этом должен выдерживаться принцип полного совпадения условий станочного и готового зацепления. Следовательно, при обработке конического колеса с эквидистантными зубьями, в качестве производящего должно быть использовано колесо, сопряжённое с ним в готовой передаче и превращённое в обкаточный инструмент.

Пусть в исходном положении оси сопрягаемых колёс скрещиваются под углом β_1 на межцентровом расстоянии A . Кинематика обработки учитывает специфику линий зубьев и включает обкаточные вращения колёс с

от эксплуатационных требований к передаче. При этом изменение второго параметра связано с перемещением звена с узким венцом вдоль удлинённых эквидистантных зубьев основного звена [1].

Зубчатые вариаторы скорости целесообразно применять при создании высокопроизводительных металлорежущих станков взамен ступенчатых коробок скоростей и подач, что позволит реализовать в полном объёме оптимальные режимы резания и интенсифицировать процесс обработки [2]. Другая область применения вариаторов – роторные и поточно-пространственные технологические системы, шарниры манипуляторов для робототехнических комплексов, а также переналаживаемая оснастка для гибких производственных систем (многоспindleльные переналаживаемые сверлильные головки, приспособления для обработки фасонных поверхностей, прокат профилей переменного сечения и т.д.) [2].

Основным звеном двухпараметрической передачи в общем случае может быть зубчатое колесо на базе начальной поверхности вращения. Колесо имеет эквидистантные линии зубьев с винтовой структурой и переменным шагом и параметром винта. Свяжем с обрабатываемым колесом систему координат 1, с производящим колесом – систему координат 2. На начальной поверхности обрабатываемого колеса расположена непрерывная ортогональная сеть линий зубьев и линий нормальных шагов. Для обеспечения точности зацепления и постоянства нормальных шагов осевая плоскость производящей поверхности должна быть перпендикулярна линии нормальных шагов. Будем считать, что исходная точка касания начальных поверхностей $i_{исх}$ находится на оси x_1 , и

параметрами φ_1 и φ_2 , связанными неизменным передаточным отношением, и подачу инструмента вдоль линии зуба с параметрами ψ и u , связанными условием эквидистантности (1) с непрерывным доворотом вокруг межцентровой прямой на угол $\beta_{don} = \beta_1 - \beta_i$ для отслеживания угла наклона линии зуба. Для описания геометрии и формообразования зубьев могут быть использованы структуры многопараметрического отображения пространства, обобщающая станочные и рабочие зубчатые зацепления [4,5]. Исходное положение и прямое движение инструмента относительно условно неподвижной заготовки описываются уравнениями:

$$\overline{r_1} = \overline{\varphi_1 \psi \varepsilon \beta_{don} \beta_1 \varphi_2 r_2} + \overline{\varphi_1 \psi \varepsilon (u - R_2)} + \overline{\varphi_1 \psi R_1}, \quad (2)$$

где $\overline{\varphi_1}, \overline{\varphi_2}, \overline{\psi}, \overline{u}, \overline{\beta_{don}}$ - отображающие операторы; $\overline{\varepsilon}, \overline{\beta_1}, \overline{R_1}, \overline{R_2}$ - координатные операторы; $\overline{r_1}, \overline{r_2}$ - радиус-векторы точек поверхностей зубьев обрабатываемого и производящего зубчатых колёс.

Уравнения сложного обращенного движения нарезаемого колеса относительно условно неподвижного инструмента включают те же элементарные движения и преобразования координат, что и при прямом движении, но взятые в обратной последовательности:

$$\overline{r_2} = \overline{\varphi_2^T \beta_1^T \beta_{don}^T \varepsilon^T \psi^T \varphi_1^T r_1} - \overline{\varphi_2^T \beta_1^T \beta_{don}^T (\varepsilon^T R_1 + R_2 + u)}, \quad (3)$$

где “Т” означает транспонирование матриц.

Поверхность зуба обрабатываемого колеса получена как двухпараметрическая огибающая при заданном движении заданной производящей поверхности [5]. Из точечного контакта и отсутствия интерференции примем, что зуб производящего колеса является бочкообразным (арочным или круговым) и ограничен поверхностью вращения, радиус кривизны которой выбран с учётом кривизны впадины между нарезаемыми зубьями. Совокупность уравнений производящей поверхности и уравнений прямого движения (2) задаёт двухпараметрическое семейство этих поверхностей.

Алгоритм и методика получения числовой информации об искомой поверхности зуба конического колеса определяют её как множество точек контакта с производящей поверхностью. Каждая точка получена путём подстановки мгновенных значений всех параметров движения в условия касания, совместного их решения и подстановки найденных чисел в уравнение производящей поверхности и прямого относительного движения.

Параметрами изменения взаимного расположения обрабатываемого и производящего колёс являются: межцентровое расстояние $A = R_1 + R_2$, угол скрещивания осей ν , текущий угол наклона линии зуба β_i , текущее межосевое расстояние $A_i = R_i + R_1$ и текущее смещение L_i производящего колеса вдоль оси колеса. Первые два параметра при перемещении обкаточного инструмента вдоль линии зуба остаются неизменными, а остальные являются функциями геометрических параметров колеса:

$$\begin{aligned} \beta_i &= \frac{R_1 \cos \beta_1}{R_1 - u \sin \varepsilon}; \\ A_i &= R_1 - u \sin \varepsilon + R_2; \\ L_i &= \sqrt{A^2 - (R_1 - u \sin \varepsilon + R_2)^2}. \end{aligned} \quad (4)$$

Предварительная обработка впадин между зубьями может быть осуществлена методами деления однопараметрическим огибанием фасонными инструментами, основанными на производящей поверхности вращения: фасонными модульными фрезами и фасонными шлифовальными кругами.

На базе цилиндрического производящего колеса с точечным контактом могут быть созданы специальные обкаточные лезвийные или абразивные инструменты.

Описанные методы позволяют разрабатывать технологию изготовления колёс двухпараметрических зацеплений, обеспечивающих требуемую точность и качество.

Литература

1. Ковалюх Р. В. Синтез зубчатых вариаторов на основе колёс с равновысокоширокими зубьями и впадинами: Дисс. канд. техн. наук. – Харьков, 1982. – 156 с.
2. Ковалюх Р. В., Устиненко А. В. Многопараметрические передачи как элементная база технологий в машиностроении: Тез. докл. междунар. науч. техн. конф. – Харьков, 1992. – с. 63-65.
3. Кондусова Е. Б. Исследование параметров двухпараметрических зубчатых передач // Обеспечение надежности и долговечности зубчатых передач на стадии проектирования и изготовления: Тез. Докл. респ. научн.-техн. конф. – Севастополь, 1988. – С.50-55
4. Кондусова Е. Б., Ковалюх Р. В. Особенности формообразования зубьев специальных колёс // 4-ый Все-союзн. симпозиум по теории реальных передач зацеплением: Тез. докл. – Курган, 1988. – С.75-77
5. Кривошея А.В. Структура многопараметрического отображения, обобщающая станочные и рабочие зубчатые зацепления. // Высокие технологии в машиностроении: моделирование, оптимизация, диагностика, 27 сент. – 2 окт., 1995. – Харьков. – С. 71.
6. Ерихов М.Л. К вопросу о синтезе зацеплений с точечным касанием // Теория передач в машинах. – М.: 1966. – С.78

УДК 621.225:621.81

АППРОКСИМАЦИЯ ПОЛНОЙ КРИВОЙ ИЗНОСА УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ГИДРОПНЕВМАТИЧЕСКИХ ЦИЛИНДРОВ

Гутыря С.С., докт. техн. наук, Сифоров А.И.
(г. Одесса, Украина)

For the evaluation of serviceability of reciprocating motion contacting seal, that operates by friction of boundary lubrication, the calculating model on base of the empirical data about the hydraulic leakage in form of the function of equivalent number of loading cycles is proposed.

Надёжность является одним из основных критериев технического уровня и качества изделий машиностроения.

В настоящее время вопросы прогнозирования надёжности высоконапряжённых гидропневматических систем изучены недостаточно в связи с комплексным характером всех теплофизических явлений, сопутствующих их эксплуатации. При этом наиболее простым и достоверным методом оценки показателей надёжности изделий является статистический анализ данных эксплуатации [1].

Целью статьи является разработка метода определения уравнения аппроксимации эмпирической кривой износа уплотнительных элементов гидропневмоцилиндров.

Расход жидкости q в функции от числа циклов нагружения n можно представить в виде кривой, аналогичной полной кривой износа уплотнительных элементов гидропневмоцилиндра (рис. 1).

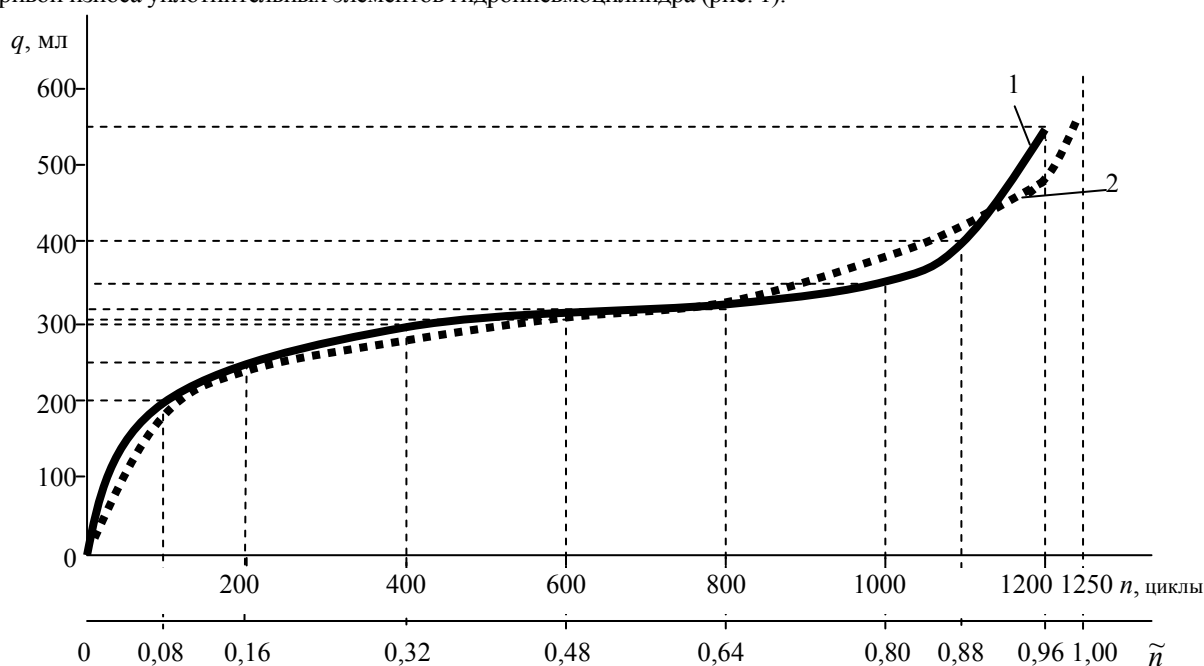


Рис. 1. Эмпирическая функция $q(n)$ для гидропневмоцилиндра накатника: кривая 1 соответствует экспериментальным данным; 2 — расчёт по уравнению (7)

Введём нормированную абсциссу в виде $\tilde{n} = \frac{n_k}{n_m}$, $\forall k = \overline{1, m}$, где m — число точек эмпирической кривой 1.

Функция $\tilde{n}(q)$ представляет собой симметричную S-образную (логистическую) кривую, аппроксимируемую известной зависимостью [2]

$$\tilde{n}(q) = \left[1 + \left(\frac{1}{\tilde{n}_0} - 1 \right) \exp(-\alpha q) \right]^{-1}, \quad (1)$$

где \tilde{n}_0 — значение \tilde{n} при q равно нулю, это значение близко к нулевому; α — коэффициент пропорциональности.

Для отыскания оптимальных по критерию минимума среднеквадратичной ошибки параметров аппроксимирующей функции (1) \tilde{n}_0^* и α^* , например, методом наименьших квадратов, использованы известные дискретные значения этой функции $\tilde{n}_k = \tilde{n}_k(q) = \tilde{n}_k(q_k) \quad \forall k = \overline{1, m}$. Соответствующая целевая функция имеет вид

$$\beta = \sum_{k=1}^m \left\{ \tilde{n}_k - \left[1 + \left(\tilde{n}_0^{-1} - 1 \right) \exp(-\alpha q_k) \right]^{-1} \right\}^2 \rightarrow \min. \quad (2)$$

Чтобы найти экстремальное значение функции двух переменных $\beta(\alpha, \tilde{n}_0)$, являющейся нелинейной, допустима её линеаризация с помощью другой функции, например,

$$f_k(q) = \ln[\tilde{n}^{-1}(q_k) - 1]. \quad (3)$$

В результате подстановки (3) в (2), дифференцирования полученного уравнения по параметрам α и \tilde{n}_0 , приравняв частные производные $\frac{\partial \beta}{\partial \alpha}$ и $\frac{\partial \beta}{\partial \tilde{n}_0}$ к нулю, найдём решение в виде

$$\alpha^* = \frac{\sum_{k=1}^m f_k \sum_{k=1}^m q_k - m \sum_{k=1}^m f_k q_k}{m \sum_{k=1}^m q_k^2 - \left(\sum_{k=1}^m q_k \right)^2}, \quad (4)$$

$$\tilde{n}_0^* = \left\{ 1 + \exp \left[\frac{\sum_{k=1}^m f_k \sum_{k=1}^m q_k^2 - \sum_{k=1}^m q_k \sum_{k=1}^m f_k q_k}{m \sum_{k=1}^m q_k^2 - \left(\sum_{k=1}^m q_k \right)^2} \right] \right\}^{-1}. \quad (5)$$

Используя известные значения $q_k, \forall k = \overline{1, m}$ и соответствующие значения $f_k, \forall k = \overline{1, m}$, в результате подстановки в (4) и (5), найдены искомые оценки α^* и \tilde{n}_0^* в явном виде и получена наилучшая аппроксимирующая функция [3]

$$\tilde{n}(q) = \left[1 + \left(\frac{1}{\tilde{n}_0^*} - 1 \right) \exp(-\alpha^* q) \right]^{-1}. \quad (6)$$

Соответственно для вычисления прямой функции $q(\tilde{n})$, используется уравнение

$$q(\tilde{n}) = \frac{1}{\alpha^*} \ln \frac{\tilde{n}(1 - \tilde{n}_0^*)}{\tilde{n}_0^*(1 - \tilde{n})}. \quad (7)$$

Для определения величины коэффициента α^* и оценки отклонений эмпирической кривой 1 (рис. 1) от расчётной (кривая 2), выполнен пример расчёта (таблица).

Таблица

Пример расчёта по уравнению (7)

k	q_k	$\tilde{n}(q_k)$	$f_k(q)$	$\tilde{n}(q)$	\tilde{n}_0^*	α^*	$q(\tilde{n})$
1	0	0,015	4,18	0	0,0026	0,019	0
2	200	0,080	2,52	0,08			184
3	250	0,160	1,66	0,16			225
4	300	0,320	0,75	0,32			273
5	305	0,480	0,08	0,48			309
6	315	0,640	-0,58	0,60			334
7	350	0,800	-1,39	0,80			386
8	400	0,880	-1,97	0,84			417
9	550	0,960	-3,22	0,96			480

Уравнение аппроксимируемой полной кривой износа для данного изделия имеет вид

$$q = \frac{1}{0,019} \ln \frac{\tilde{n}(1 - 0,0026)}{0,0026(1 - \tilde{n})}. \quad (8)$$

Полученное уравнение даёт возможность:

- косвенно оценить техническое состояние уплотнительных элементов и гидропневмоцилиндра в целом по расходу жидкости за определённое число нагрузочных циклов;
- прогнозировать остаточный ресурс изделия и сроки проведения планового технического обслуживания, включающего дозаправку жидкостью, газом и замену уплотнительных элементов.

Литература

1. Кондаков Л.А. Рабочие жидкости и уплотнения гидравлических систем.— М.: Машиностроение, 1982.— 216 с.
2. Гутыря С.С. Оценка конкурентоспособности редукторов при проектировании // Наука - производ-

ству.— М.: НТП "Витраж - Центр".— 1998.—№1(3).— С. 2—6.

3. Сіфоров О.І. Моделювання працездатності і надійності манжетних ущільнювачів пневмоциліндра накатника.// Науковий вісник Волинського державного університету.— Луцьк, 1997, № 4, С.102—104.

УДК 621:658.512.2:535.41

КОМПЛЕКСНАЯ МЕТОДИКА КОНСТРУИРОВАНИЯ

Браилов А.Ю., канд. техн. наук

(г. Одесса, Украина)

In this paper the concept of interferences in the design is introduced. Five types of interference are considered. A way to eliminate the interferences of different design components is explained using an example of the design of the freezing camera of a refrigerator.

Интенсивное развитие производства в рыночных условиях приводит к сокращению сроков и выделяемых средств на конструирование изделия. Одновременно, требования к параметрам качества изделия возрастают.

Сам процесс конструирования является многоэтапным, противоречивым и трудоемким, зависящим от опыта и квалификации конструктора. Эту зависимость следует уменьшить, улучшая качество проекта изделия. Поэтому в такой ситуации необходимо использовать систему автоматизированного проектирования (САПР) и совершенствовать методику конструирования.

Суть проблемы.

Основными стадиями разработки конструкторской документации являются техническое задание, эскизный проект, технический проект, рабочий проект [1]. На этапе эскизного проектирования неизбежны погрешности при определении размеров деталей. Причем абсолютная погрешность в 1-2 мм для деталей с габаритными размерами 1000 мм и более составляет относительную погрешность, равную десятым долям процента (0,1 %). В зависимости от материала деталей, даже такая малая погрешность размеров может являться причиной разрушения изделия при сборке или приводить к нарушению его нормального функционирования при эксплуатации.

Современные САПР позволяют выявить погрешности эскизного проектирования. Это становится возможным, если конструктор обеспечен комплексной методикой конструирования, позволяющей контролировать и управлять сборкой изделия, обеспечивая требуемые параметры качества. Основой такой методики для конструктора может быть концепция интерференций в конструировании.

Нетрадиционное представление интерференции в конструировании.

Появление термина «интерференция» связано с учением о колебаниях и волнах. При наложении волн одинаковой частоты возникает явление чередующихся максимумов и минимумов результирующего колебания. Такое явление наложения волн называется интерференцией. В 1675 году Исаак Ньютон, исследуя интерференцию света в тонком воздушном промежутке между сферическими поверхностями двух линз, вокруг точки соприкосновения линз наблюдал чередующиеся светлые и темные кольца при освещении монохроматическим светом. В результате исследований было установлено, что максимумы интерференционной картины от двух когерентных источников получаются в тех местах, где разность хода лучей ΔL равна нулю или четному числу длин волн λ [$\Delta L = k\lambda = 2k \cdot (\lambda/2)$, $k=0,1,2,\dots$], а минимумы – когда разность хода равна нечетному числу полуволен [$\Delta L = (2k+1) \cdot (\lambda/2)$, $k=0,1,2,\dots$].

В теории машин и механизмов слово «интерференция» говорит о контакте профилей зубчатых колёс, которые не сопряжены [2].

В теории сопряжения интерференция определена как явление, имеющее место, когда часть пространства занята двумя или более сплошными телами одновременно [3].

В теории образования профиля режущими инструментами [4] рассмотрены пять видов интерференции, которые характеризуют только различные способы пересечения профилей инструмента и заготовки.

При конструировании сложных изделий средствами систем автоматизированного проектирования (AutoCAD, T-flex, Компас, и др.) конструктор также имеет дело с наложением профилей изделий, то есть явлением интерференции. Причем, конструктору необходимо исключить недопустимое наложение профилей. Недопустимое наложение может проявляться как в недопустимом перекрытии профилей, так и в недопустимом зазоре между налагаемыми профилями. Поэтому исследование интерференции в проблеме конструирования актуально.

В конструировании можно рассматривать минимум, максимум и переход от минимума к максимуму результирующего колебания наложения когерентных объектов. Когерентность объектов для конструирования означает наложение профилей квазиодинаковой формы.

Минимум результирующего колебания соответствует сборке изделий с предельно допустимым натягом, при котором сопрягаемые детали не разрушаются. Поэтому такую сборку можно характеризовать предельной интерференцией перекрытия профилей.

Переход от минимума к максимуму результирующего колебания соответствует трем состояниям собираемых изделий: сборке изделий с номинальным натягом, сопряжению изделий без натяга и зазора, сборке изделий с номинальным зазором. Поэтому сборку изделий с номинальным натягом можно характеризовать номинальной интерференцией перекрытия профилей, сопряжение изделий без натяга и зазора – нулевой интерференцией сопряжения, а сборку изделий с номинальным зазором - номинальной интерференцией зазора профилей.

Максимум результирующего колебания соответствует сборке изделий с предельно допустимым зазором, при котором изделие выполняет требуемые функции. Поэтому такую сборку можно характеризовать предельной интерференцией зазора профилей.

Таким образом, в конструировании, возможно, различать пять видов интерференции: предельную интерференцию перекрытия, номинальную интерференцию перекрытия, нулевую интерференцию, номинальную интерференцию зазора и предельную интерференцию зазора (табл.).

Таблица

Нетрадиционное представление интерференции в конструировании

№	Явление интерференции в физике	Традиционное представление интерференции	Нетрадиционное представление интерференции в конструировании
1	Минимум результирующего колебания		Предельная интерференция перекрытия профилей деталей
2		Интерференция пересечения профилей [2],[3],[4]	Номинальная интерференция перекрытия профилей деталей
3			Нулевая интерференция сопряжения профилей деталей
4			Номинальная интерференция зазора профилей деталей
5	Максимум результирующего колебания		Предельная интерференция зазора профилей деталей

Комплексная методика конструирования

Предлагаемая комплексная методика конструирования изделия основана на нетрадиционном представлении интерференции для конструирования. Методика позволяет контролировать и управлять конструированием изделия. Предлагаемая комплексная методика конструирования состоит из следующих этапов:

1. Выявление нулевой и номинальных интерференций при сборке изделия с помощью САПР.
2. Устранение номинальных интерференций до полного сопряжения профилей деталей.
3. Определение значений критериев допустимых величин зазоров и перекрытий профилей деталей при сборке изделия.
4. Задание допусков и предельных отклонений для номинальных размеров деталей.
5. Определение значений предельных интерференций зазора и перекрытия профилей деталей для размерных цепей с допусками.
6. Проверка удовлетворения значений предельных интерференций критериям допустимых величин зазоров и перекрытий профилей деталей. Если результат проверки отрицательный, корректируются значения допусков и предельных отклонений номинальных размеров деталей, возвращаясь к четвертому этапу. Если результат проверки положительный, то осуществляется переход к седьмому этапу.
7. Выполняются рабочие чертежи собранных деталей для технического проекта изделия.

Структура методики конструирования представлена на рис. 1.

Покажем как проявляются выделенные пять видов интерференции при конструировании холодильника (рис. 2), который имеет морозильную камеру 1 и боковые стенки 2. Корпус морозильной камеры изготавливается из стали, а боковые стенки – из пластмассы или древесины.

Профиль морозильной камеры (рис. 3) формируют основание 3 корпуса, стенка 4, стойка 5, опорный уголок 6, стенки верхняя 7 и средняя 8. С профилем морозильной камеры должна быть совмещена боковая стенка 2 (рисунок 2).

Внутренний профиль боковой стенки (рисунок 3) совмещается при сборке изделия с профилем морозильной камеры. Поэтому внутренний профиль боковой стенки должен совпадать с профилем морозильной камеры.

Свободное пространство между уголком 6, стойкой 5, стенкой 4 и основанием 3 корпуса морозильной камеры должна занять выступающая часть 9 боковой теплоизолирующей стенки 2 (см. рисунок 3). Поскольку опорный уголок 6 наклонен к горизонтальной плоскости, то выступающая часть 9 имеет форму трапеции.

В эскизном проекте морозильной камеры ширина уголка 6 была равна 30 мм, а ширина канавки 11 теплоизолирующей стенки для размещения уголка 6 равна 33 мм. Ширина трапециевидного выступа 9 стенки 2 была равна 706 мм, одной верхней выступающей части 10 — 42 мм, другой – 52 мм.

С помощью системы автоматизированного проектирования AutoCAD 2002 выполнено наложение профилей боковой стенки и морозильной камеры при совмещении осей четырех присоединительных отверстий (см. рисунок 3). Такое наложение профилей позволило выявить номинальную интерференционную картину и определить величины выделенных интерференций.

Номинальная интерференция перекрытия наблюдается между нижней частью уголка 6 и верхней частью трапециевидного выступа 9. Номинальная интерференция перекрытия имеет место между выступом 9, верхней выступающей частью 10 боковой стенки и стойкой 5 морозильной камеры. Величина номинальной интерференции перекрытия равна –2 мм. Такая величина интерференции приведет к разрушению конструкции теплоизолирующей боковой стенки холодильника.

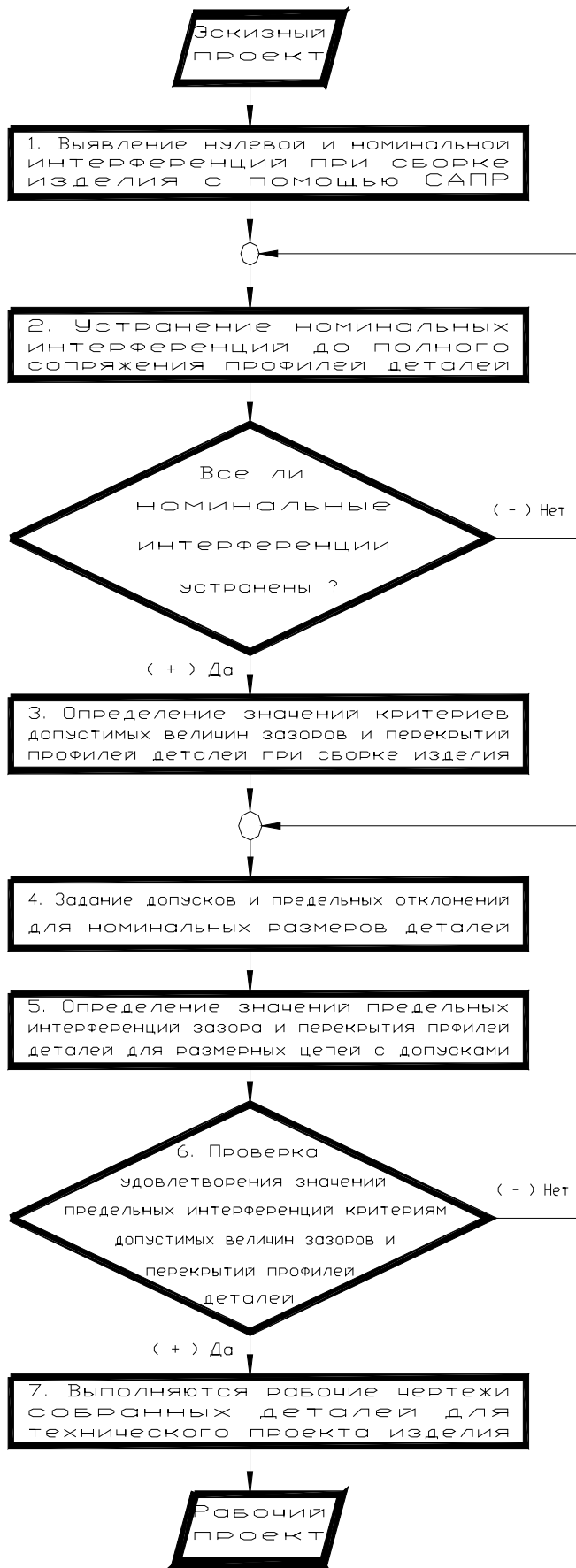


Рис. 1. Структура методики конструирования.

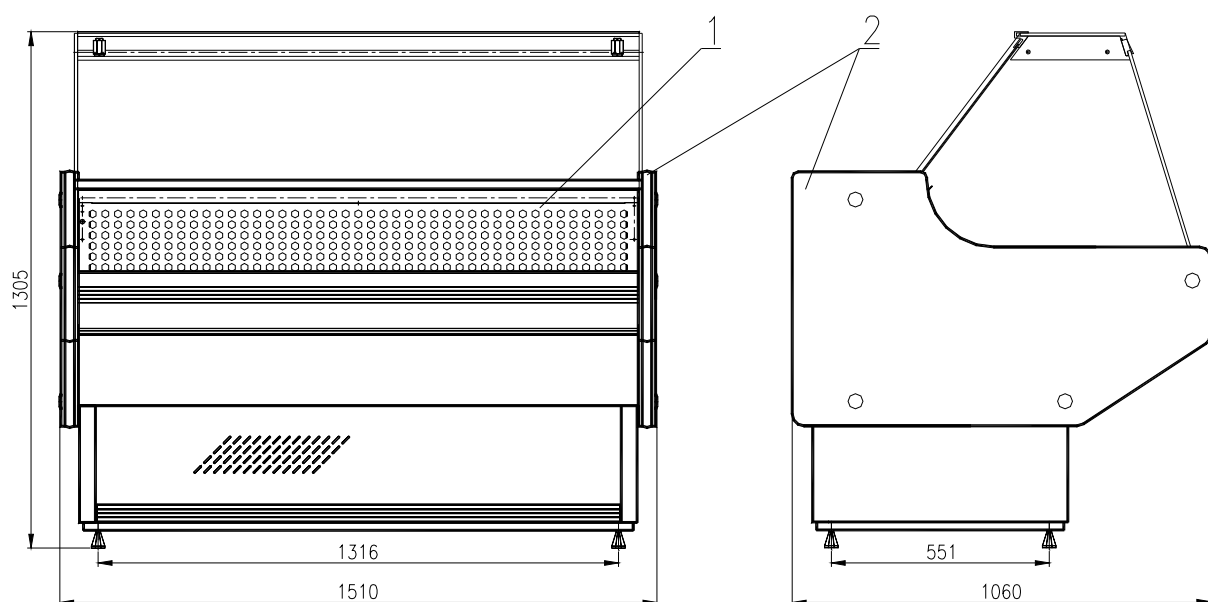


Рис. 2. Холодильник-морозильник-прилавок.

Нулевая интерференция сопряжения наблюдается между нижней частью 12 основания 3 корпуса, верхней частью 13 основания 3 корпуса, стенкой 7 верхней, стенкой 8 средней морозильной камеры и соответствующими гранями выступающих внутренних частей боковой теплоизолирующей стенки холодильника. Величина интерференции равна 0 мм.

Номинальная интерференция зазора имеет место между верхней гранью опорного уголка 6 и нижней гранью верхней выступающей части 14 боковой стенки. Величина этой номинальной интерференции равна +5 мм. Это означает, что опорные уголки могут быть приварены в морозильной камере относительно номинального размера 345 мм в поле допуска (0, +5) мм.

Выявленную номинальную интерференцию перекрытия -2 мм необходимо свести к нулевой величине. Средства системы AutoCAD 2002 позволяют это выполнить. Такая задача решается уменьшением длины трапецидального выступа с 706 мм до 704 мм и ширины верхней выступающей части 10 боковой стенки с 42 мм до 40 мм, а также ширины уголка с 30 мм до 28 мм (рис. 4).

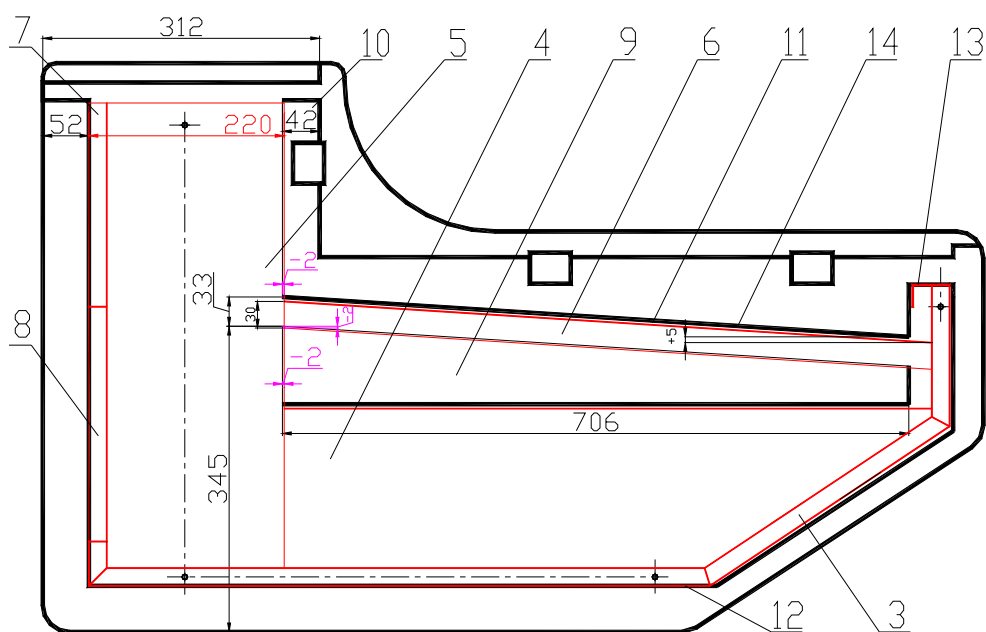


Рис. 3. Интерференция профилей боковой стенки и морозильной камеры.

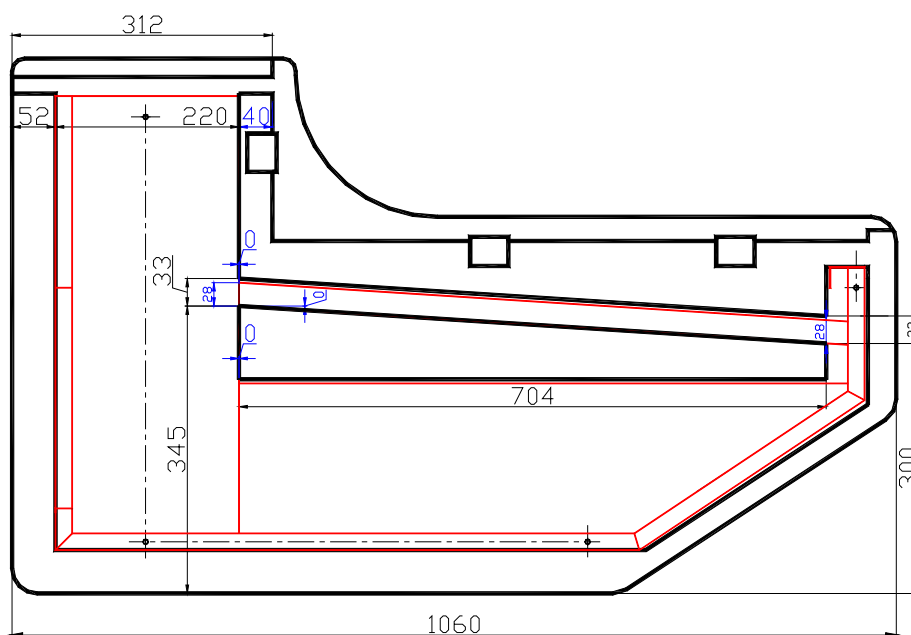


Рис. 4. Результаты устранения номинальной интерференции наложения.

Предлагаемая методика дает возможность уменьшить время конструирования, снизить затраты на конструирование, исключить грубые ошибки, обеспечив требуемое качество проекта.

Литература

1. Романычева Э.Т., Соколова Т.Ю., Шандурина Г.Ф. Инженерная и компьютерная графика. – М.: ДМК Пресс, 2001. – 592 с.
2. Заблонский К.И., Белоконев И.М., Щекин Б.М. Теория механизмов и машин. – К.: Выща шк., 1989. – 376 с.
3. Подкорытов А. Н. Инвариантный метод исключения интерференции сопряженных криволинейных поверхностей зубчатых передач. – Труды Одесского политехнического университета. – Одесса, 1996. - №1. – С. 16-18.
4. Радзевич С.П. Формообразование поверхностей деталей (Основы теории). Монография. – К.: «Растан», 2001. – 592 с.

УДК 534.1

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РАМ ТЕЛЕЖЕК ВАГОНОВ МЕТРОПОЛИТЕНА ПРИ СЛУЧАЙНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

Белоцерковский А.Б., Жовдак В.А., докт. техн. наук, проф.,
Черных О.В., Яцько С.И., канд. техн. наук, доц.
(г. Харьков, Украина)

Investigation of deflected mode of bogie frames of transit vehicles at random action. Belocerkovsky A.B., Zhovdak V.A., Chernih O.V., Yazcko S.I. The article represents the investigation of deflected mode of bogie frames of transit vehicles at random action with delay. The external load is modelled by the stationary random process. The calculation is executed by the finite element method and the method of spectral representations. The program system ANSYS 6.0 was used. Also the program on Turbo Pascal for delay has been developed.

1. Постановка задачи

В работе исследуются вынужденные колебания рамы тележки вагона метрополитена ЕЖ-3 при случайном воздействии, вызванном неровностями пути, с учетом запаздывания. Движущийся вагон испытывает действие разнообразных возмущений, главными из которых являются воздействия со стороны пути. Последние зависят от многих, в большинстве случайных, факторов, таких как: непостоянство по длине пути его инерционных, упругих и диссипативных свойств, наличие люфтов, просадок, стыков, неравномерного износа рельсов, ползунов, дисбаланса и других несовершенств колес, воздействие воздушной среды и т. д. Пусть возмущения, действующие на вагон, состоят из ряда некоррелированных между собой составляющих. При этом выражение для спектральной плотности записывается в виде

$$S(\omega) = \sum_{r=1}^m S_r(\omega), \quad (1)$$

где $S_r(\omega)$ - спектральная плотность r -ой составляющей возмущения, m - число составляющих.

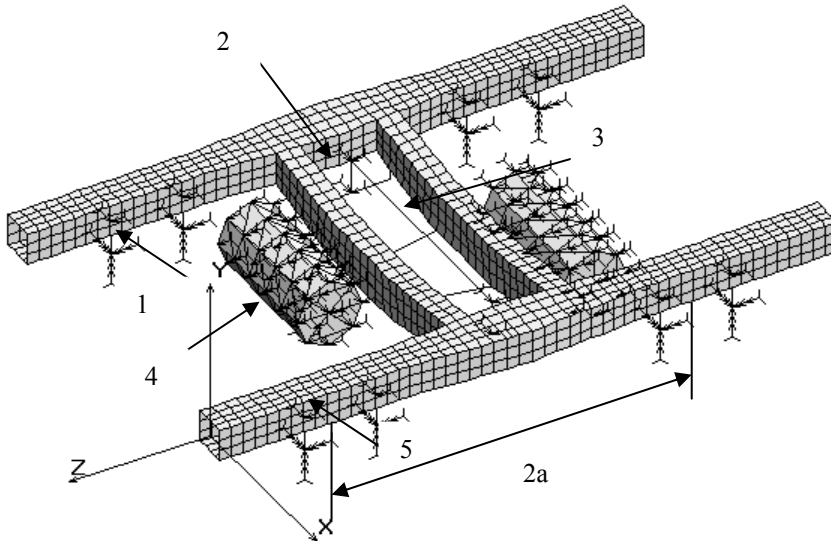


Рис. 1. 1 – пружина буксового подвешивания (8 шт.), 2 – пружина центрального подвешивания с массой кузова вагона, 3 – центральная балка, 4 – тяговый электродвигатель, 5 – продольная балка, 2а – база тележки (расстояние между колесными парами).

конструкции, A – матрица псевдостатических коэффициентов влияния, определяемая соотношением $A = -K^{-1}K_1$, M_1 и K_1 – подматрицы, позволяющие выразить усилия, действующие на систему, через известные ускорения и перемещения кинематически возбуждаемых отметок конструкции, q – вектор обобщенных перемещений КЭМ, $\ddot{\eta}$ – вторая производная от неровности по времени.

Конструкция рамы тележки вагона была разбита на пластинчатые 4-х узловые конечные элементы.

Конструкция рамы с разбивкой на конечные элементы представлена на рис. 1:

2. Исследование случайных колебаний рамы тележки вагона метрополитена с учетом запаздывания

Задача случайных колебаний решается методом спектральных представлений, с помощью которого выражение для спектральной плотности выходных процессов q_i при возмущении η имеет вид [1, 2]:

$$S_{q_j}(\omega) = S_{\ddot{\eta}}(\omega) |H_j(i\omega)|^2, \quad (j = \overline{1, n}), \quad (3)$$

где $S_{\ddot{\eta}}(\omega)$ – спектральная плотность ускорения возмущения η , $|H_j(i\omega)|$ – модуль амплитудно-частотной характеристики (АЧХ) системы для обобщенной координаты q_j и ускорения возмущения η :

$$|H_j(i\omega)|^2 = \sum_{\lambda=1}^r \sum_{\mu=1}^r H_{j\lambda}(i\omega) H_{j\mu}(-i\omega) \exp(-i\omega\tau_{\lambda\mu}), \quad (4)$$

$H_{j\lambda, \mu}(i\omega)$ – АЧХ системы для j -го выхода и λ -го (μ -го) входа [1, 2], $\tau_{\lambda\mu}$ – время запаздывания возмущения между λ -м и μ -м входами ($\tau_{\lambda\mu} = l_{\lambda\mu}/V$, где $l_{\lambda\mu}$ – расстояние между входами, V – скорость), r – количество входов. Поскольку модель рамы тележки имеет восемь входов (пружин буксового подвешивания) (рис. 1), то квадрат модуля АЧХ системы примет вид:

$$|H_j(i\omega)|^2 = \sum_{k=1}^8 \left\{ \text{Re}^2[H_{jk}(i\omega)] + \text{Im}^2[H_{jk}(i\omega)] \right\} + 2 \left[\sum_{k=2}^8 H\left(\begin{matrix} j1 \\ jk \end{matrix}\right) + \sum_{k=3}^8 H\left(\begin{matrix} j2 \\ jk \end{matrix}\right) + \sum_{k=4}^8 H\left(\begin{matrix} j3 \\ jk \end{matrix}\right) + \sum_{k=5}^8 H\left(\begin{matrix} j4 \\ jk \end{matrix}\right) + \sum_{k=6}^8 H\left(\begin{matrix} j5 \\ jk \end{matrix}\right) + \sum_{k=7}^8 H\left(\begin{matrix} j6 \\ jk \end{matrix}\right) + H\left(\begin{matrix} j7 \\ j8 \end{matrix}\right) \right], \quad (5)$$

$$H\left(\begin{matrix} jm \\ jl \end{matrix}\right) = \left\{ \text{Re}[H_{jm}(i\omega)]\text{Re}[H_{jl}(i\omega)] + \text{Im}[H_{jm}(i\omega)]\text{Im}[H_{jl}(i\omega)] \right\} \cos(\omega\tau_{ml}) + \left\{ \text{Re}[H_{jl}(i\omega)]\text{Im}[H_{jm}(i\omega)] - \text{Re}[H_{jm}(i\omega)]\text{Im}[H_{jl}(i\omega)] \right\} \sin(\omega\tau_{ml}) \quad (j = \overline{1, n}). \quad (6)$$

Спектральные плотности вертикальных перемещений для узла КЭМ, соответствующего кузову вагона (поз. 3, рис. 1), для скоростей движения 1, 20 м/с в диапазоне частот [0, 4] Гц представлены на рис. 2, 3.

На рис. 2 наблюдается изрезанность графиков и наличие нулевых точек, что обусловлено разностью фаз при подаче воздействия через первую и вторую колесные пары. Также видно, что с увеличением скорости движения

Для спектральных плотностей наиболее существенных составляющих из (1) при исследовании вынужденных колебаний вагонов метрополитена с учетом запаздывания в качестве случайного воздействия в работе используются широкополосные случайные неровности, которые моделировались процессом типа белый шум по ускорению с интенсивностью $0,016 \text{ м}^2/(\text{с}^4\text{Гц})$ [1, 2].

Уравнение вынужденных колебаний конечно-элементной модели конструкции рамы тележки вагона метрополитена при случайном воздействии, вызванном неровностями пути, записывается в виде:

$$M\ddot{q} + C\dot{q} + Kq = -(MA + M_1)\ddot{\eta}, \quad (2)$$

где M, C, K – матрицы масс, демпфирования и жесткости конечно-элементной модели (КЭМ)

электропоезда сглаживается изрезанность графиков, расстояние между нулевыми точками увеличивается (рис. 3).

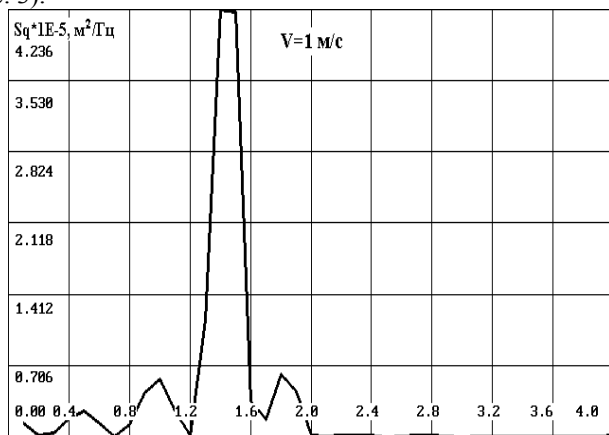


Рис. 2.

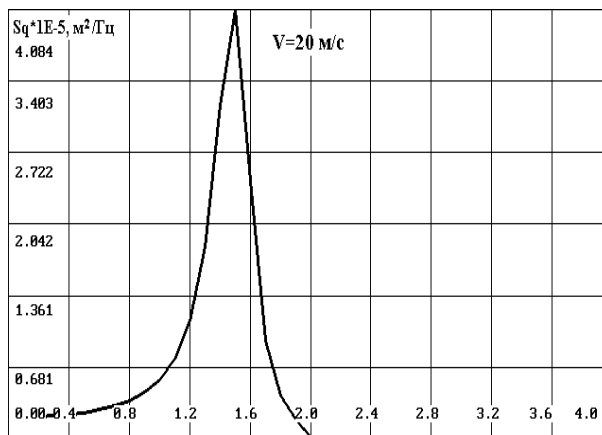


Рис. 3.

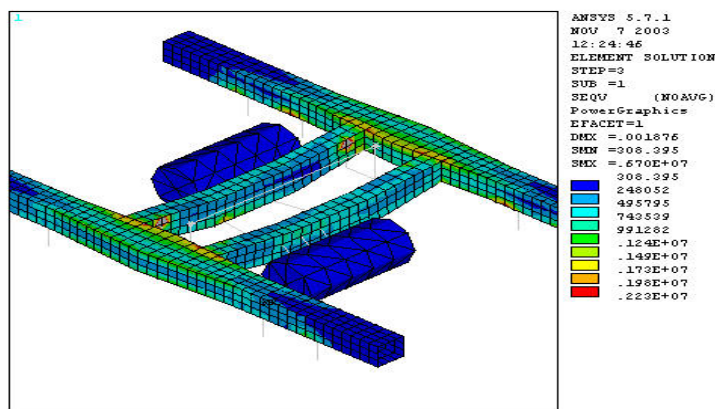


Рис. 4.

Рассмотрим напряженное состояние рамы тележки вагона при случайном воздействии в виде диаграммы распределения среднеквадратичных отклонений эквивалентных напряжений (рис. 4).

На рис. 4 видно, что наибольшие напряжения наблюдаются в районе соединения продольной и поперечной балок, вблизи кронштейнов подвески тягового электродвигателя. Это подтверждают и экспериментальные данные, приведенные в работе [3]. Максимальное среднеквадратичное отклонение эквивалентных напряжений составляет 2.2 МПа.

Заключение

Разработана методика, алгоритм и программа на языке Турбо Паскаль, позволяющие проводить расчет вынужденных колебаний рам тележек при случайном стационарном воздействии с учетом запаздывания. Наибольшие напряжения наблюдаются в районе соединения продольной и поперечной балок, вблизи кронштейнов подвески тягового электродвигателя, что подтверждается экспериментальными данными.

Литература

1. Белоцерковский А.Б., Жовдак В.А., Черных О.В., Ярошок Ю.А. Случайные колебания рам тележек вагонов метрополитена с учетом неровности пути // Вестник НТУ «ХПИ». – 2003. - № 12. – С. 10-17.
2. Макеев В.П., Гриненко Н.И., Павлюк Ю.С. Статистические задачи динамики упругих конструкций. – М.: Наука, 1984. – 232 с.
3. Прочность и безотказность подвижного состава железных дорог / Савоськин А.Н., Бурчак Г.П., Матвеевичев А.П. и др. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.

УДК 661.1.31.2

ОПТИМАЛЬНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ ВАРОЧНОГО БАССЕЙНА СТЕКЛОВАРЕННОЙ ПЕЧИ КАК ЗАДАЧА МАКСИМИЗАЦИИ УДЕЛЬНОЙ ПРИБЫЛИ

Хавин Е.В.

(г. Харьков, Украина)

The problem of choosing the optimal culling for glass melting furnace pool presented as a head selection optimal control problem for maximization the profit for furnace company.

Работа стекловаренных печей в условиях увеличения удельных съёмов стекломассы (до $2\text{т}/\text{м}^2$ сутки) и температуры варки стекла до 1550°C требует повышения стойкости стеновых брусьев (кампании печи) в 2-3 раза, что обеспечивается применением более дорогих современных огнеупоров и применением принудительного охлаждения верхней части стены бассейна (на уровне стекломассы) [1-5].

Из известных способов охлаждения воздухом, водяными и испарительными холодильниками наиболее универсальным и эффективным является первый [1, 2, 4]. В начальный период эксплуатации печи воздушное охлаждение стен неэффективно, а с уменьшением толщины стены интенсивность охлаждения возрастает [1, 2, 4, 6]. При этом, рекомендуемые параметры системы охлаждения, геометрия соплового аппарата, давление, расход задаются эмпирически, без достаточного обоснования и определение этих характеристик составляет предмет современных исследований.

При проектировании бассейна печи могут быть приняты различные решения, отличающиеся толщиной, типом и ценой стенового огнеупора, а также режимом охлаждения и т.д. Вследствие этого особую важность и актуальность приобретают исследования по выбору огнеупоров, систем и режимов охлаждения, обеспечивающих оптимальную кампанию печи, т.е. задача состоит в том, чтобы из множества решений выбрать оптимальное в данных конкретных условиях наиболее эффективное и экономичное.

Цель настоящей работы - разработка математической модели оптимизации режима работы системы охлаждения варочного бассейна стекловаренной печи на основе обеспечения максимальной удельной прибыли за полную кампанию печи.

Для задания целевой функции рассматриваются дополнительные финансовые издержки, возникающие вследствие применения принудительного охлаждения и капитального (холодного) ремонта печи за полную кампанию печи. Под полной кампанией печи $T_{II} + T_P$, понимаем период времени, включающий рабочую кампанию T_{II} и время холодного ремонта T_P с учетом продолжительности остановки и разогрева печи.

Дополнительные издержки, связанные с применением принудительного охлаждения, состоят из следующих составляющих:

1. Стоимость невозвратных потерь тепловой энергии, отводимой с охлаждающей средой системой охлаждения за кампанию печи T_{II} :

$$S_1 = \bar{S}_T N_1, \tag{1}$$

где $\bar{S}_T = \bar{S}_T^* - \eta \bar{S}_T^{**}$ - приведенная удельная стоимость энергии, теряемой за счет принудительного охлаждения; $\bar{S}_T^* = \bar{S}_{T0}(x^* / Q)$ - удельная стоимость тепловой энергии, вырабатываемой в печи; x^* - расход топлива; Q - суммарная тепловая энергия, выделяющаяся в печи за единицу времени; $N_1 = \int_0^{T_n} \int_0^{L_n} \int_{h_2}^{h_1} \alpha_c(y, z, \tau) [t_n(y, z, \tau - t_0)] dy dz d\tau$ - тепловая энергия, отбираемая системой охлаждения за кампанию

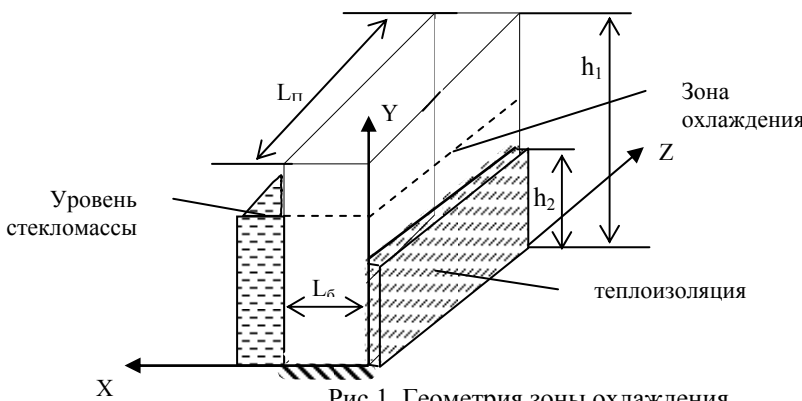


Рис.1. Геометрия зоны охлаждения.

печи; L_n - длина охлаждаемой части стены бассейна печи; h_1 - высота стены бассейна; \bar{S}_{T0} - стоимость топлива; η - КПД системы охлаждения, работающей с утилизацией тепла (коэффициент использования тепла); \bar{S}_T^{**} - удельная прибыль от реализации энергии, отбираемой системой охлаждения; h_2 - высота изолированной части стены бассейна; t_n - температура наружной поверхности охлаждаемого стенового блока в точке с текущими координатами y, z в текущий момент времени τ

(рис.1); α_c - суммарный коэффициент теплоотдачи; t_0 - температура охлаждающей среды.

2. Капитальные и эксплуатационные затраты на разработку, изготовление, монтаж и эксплуатацию системы охлаждения имеют вид:

$$S_2 = K_0^* + S_0^*, \tag{2}$$

где $K_0^* = \bar{K}_0 T_{II} / A_H$ - затраты на разработку, изготовление и монтаж системы охлаждения, отнесенные к кампании печи; \bar{K}_0 - затраты на разработку, изготовление и монтаж системы охлаждения; A_H - амортизационный период для системы охлаждения; S_0^* - затраты на эксплуатацию охлаждения.

$$S_0^* = \bar{S}_1 T_{II} + \bar{S}_2 \int_0^{T_{II}} \int_0^{L_{II}} \int_{h_2}^{h_1} N_2(y, z, \tau) dy dz d\tau, \tag{3}$$

\bar{S}_1^* - удельная стоимость обслуживания и текущего ремонта системы охлаждения; \bar{S}_2^* - удельная стоимость

энергии, потребляемая системой охлаждения; N_2 - функция удельной мощности, потребляемой системой охлаждения, зависит от вида, конструкции и режима работы системы охлаждения и требует в каждом случае соответствующей методики расчета.

3. Существуют другие дополнительные эксплуатационные издержки за кампанию печи (S_3), непосредственно не связанные с работой системы охлаждения. Основная доля этих издержек связана с выработкой дополнительной тепловой энергии, необходимой для компенсации тепловых потерь, возрастающих в печи в процессе эксплуатации. Но достаточно качественно изолированные элементы конструкции современных стекловаренных печей практически не подвергаются коррозионному износу и, вследствие этого, в процессе эксплуатации практически не возрастают и дополнительные тепловые потери [2, 7, 8]. Таким образом, в практических расчетах можно пренебречь этими издержками и принять $S_3 = 0$.

Вторая группа- издержки, связанные с холодным ремонтом печи, разделим на две части:

1. Стоимость холодного ремонта печи:

$$S_4 = \bar{S}_P V_P (1 + \eta_P) + S_4^* , \quad (4)$$

где $\bar{S}_P = \bar{S}_P^* + \bar{S}_P^{**} \beta_P h_2 / L_\sigma [h_1 - (1 - \beta_P) h_2]$ - приведенная удельная стоимость стенового ограждения с учетом применяемой изоляции, транспортных расходов и ремонтных работ; \bar{S}_P^* - удельная стоимость огнеупора с учетом транспортных расходов и строительно-монтажных работ; \bar{S}_P^{**} - удельная стоимость изоляционных материалов с учетом стоимости монтажа; η_P - норматив страхового запаса огнеупоров и изоляции; β_P - доля сменяемой при ремонте изолированной части стены бассейна; $V_P = L_\sigma L_\Pi [h_1 - (1 - \beta_P) h_2]$ - объем заменяемой при ремонте огнеупорной стены варочного бассейна; S_4^* - затраты на холодный ремонт стекловаренной печи за вычетом затрат на ремонт бассейна.

2. Издержки, связанные с потерей теплоты при разогреве и остановке:

$$S_5 = S_5^* + S_5^{**} , \quad (5)$$

где $S_5^* = \bar{S}_T^* q_\Sigma^* L_\Pi h_1$ - издержки, связанные с потерей тепла через стены бассейна при разогреве; q_Σ^* - суммарное среднее удельное теплопоглощение стен при разогреве до стационарного состояния [11]; $S_5^{**} = \bar{S}_T^{**} Q_\Sigma^{**}$ - суммарные издержки из за потери тепла через подвесные стены и верхнее строение при разогреве печи; Q_Σ^{**} - суммарное теплопоглощение подвесных стен и верхнего строения и других элементов при разогреве печи [7].

Удельные издержки за полную кампанию печи, связанные с применением системы охлаждения стен бассейна и холодным ремонтом, представляются зависимостью

$$S_\Pi = \left(\sum_{i=1}^5 S_i \right) / (T_\Pi + T_P) . \quad (6)$$

Рабочая кампания печи считается равной периоду стойкости стенового бруса и представляется в виде интеграла [9]:

$$T_\Pi = \int_{L_{ocm}}^{L_\sigma} W^{-1}(t_B) dL , \quad (7)$$

где $t_B = t_B(L)$ - температура внутренней поверхности стены бассейна на уровне зеркала стекломассы, W - скорость коррозии огнеупора, $L = L(\tau)$ - остаточная толщина стенового бруса в момент времени τ , L_σ - толщина охлаждаемого стенового бруса в начале кампании печи, L_{ocm} - нормативная остаточная толщина стенового бруса.

Для оптимизации режима охлаждения можно использовать удельную прибыль за полную кампанию печи Π :

$$\Pi = (\bar{S}_\Pi P T_\Pi - \sum_{j=1}^5 S_j) / (T_\Pi + T_P) \Rightarrow \max , \quad (8)$$

где \bar{S}_Π - удельная чистая прибыль без учета издержек $S_1 - S_5$, P - производительность печи. Причем целесообразность оптимизации по зависимости (8) имеет место при обеспечении прибыльности печи $\Pi > 0$.

Задача выбора оптимального режима охлаждения заключается в поиске такого закона изменения коэффициента теплоотдачи за кампанию печи $\alpha_c = \alpha_c(\tau)$, который максимизирует удельную прибыль за полную кампанию печи (8).

Сформулирована задача выбора оптимального режима охлаждения варочного бассейна стекловаренной печи, которая представляет по своей сути задачу оптимального управления, состоящую в определении функции управления, максимизирующую функцию Π (8). Сложность решения задачи заключается в том, что перемен-

ные составляющие функции $\Pi - S_1, S_2, T_{II}$ неявно зависят от управления – коэффициента теплоотдачи $\alpha_c = \alpha_c(\tau)$, функция удельной мощности N_2 определяется видом, режимом и конструкцией системы охлаждения и достоверное определение функции N_2 представляет собой достаточно сложную и самостоятельную задачу и требует отдельного рассмотрения в каждом конкретном случае. Вследствие многослойной структуры неявных целевых функций методология решения поставленной задачи оптимального управления отличается значительной сложностью, что требует поэтапной реализации. Численное решение поставленной задачи оптимизации представляет самостоятельный интерес и будет рассмотрено в последующих публикациях.

Литература

1. Смирнов А.П. Совершенствование конструкций стекловаренных печей на предприятиях ОАО «Стеклохолдинг», (<http://www.glassonline.ru>).
2. Бондарев К.Т., Попов О.Н. Рациональные режимы охлаждения и изоляции стекловаренных печей, Стекло и керамика, 1974, N1. –С. 4 - 6.
3. Ферворнер О., Берндт К. Огнеупорные материалы для стекловаренных печей /Пер. с нем О. Н. Попова; под ред. А. С. Власова/, - М.:Стройиздат, 1984. –260с.
4. Попов О.Н., Рыбалкин П.Т. и др. Производство и применение плавнелитых огнеупоров. М.: Металлургия, 1985. – 256с.
5. Гойхман В.Ю., Руслов В.Н., Костыря В.А. Печная теплотехника в производстве стекла. Техническое пособие. -Х. : Факт , 1997. – 288 с.
6. Волгина Ю.М. Теплотехническое оборудование стекольных заводов. Учебник для техникумов. – М. : Стройиздат, 1982.- 276 с.
7. Козлов А.С. Теплотехника регенеративных стекловаренных печей. – М.: Легпромбытиздат, 1990. – 144с.
8. Троянkin Ю.В. Проектирование и эксплуатация огнетехнических установок. М.: Энергоатомиздат, 1988. – 256 с.
9. Кошельник В.М., Хавин Е.В.,. Расчет коррозионной стойкости огнеупоров варочного бассейна//Вестник НТУ «ХПИ». Сборник научных трудов «Новые технические решения в современных технологиях». - Харьков: НТУ «ХПИ». - 2002. - №9, т. 12. – С. 107 – 112.

УДК 621.833

ОБОБЩЕНИЕ ТЕОРИИ ЗАЦЕПЛЕНИЙ

Павлов А.И., канд. техн. наук, доц., Чайка Э.Г., канд. техн. наук, доц.

(г. Харьков, Украина)

In this clause the classification of gearing, which are existing at present, is offered and advantages of application evolutive gearing in mechanical driving are adduced. The totals of common gearing development are summed up.

Общая постановка. Развитие теории зубчатых зацеплений, начатое в середине 18-го века Л.Эйлером, достигло в настоящее время своего апогея. На смену эвольвентному зацеплению приходит новое – эволютное. Оно включает в себе положительные качества и эвольвентного, и зацепления Новикова.

Цель данных исследований не только в назревшей классификации зацеплений, но и подведении итогов исследований, проведенных за 250 лет.

По способу построения зацепления можно разделить на рулетные и эволютные. К рулетным относятся зацепления, полученные на основании теоремы Камуса. Согласно этой теореме по имеющейся одной кривой путем обката одного тела по другому можно получить сопряженную этой кривой другую. Так, если круг перекачивать по прямой, то точка этого круга опишет циклоидальную кривую, а если прямую перекачивать по кругу, то точка этой прямой опишет эвольвенту. Отсюда и названия эвольвентного и циклоидального зацеплений [1]. В соответствии с этим способом необходимо заранее выбрать форму обкатываемых тел. А как это сделать, чтобы зацепление было оптимальным по каким-либо параметрам, этот метод установить не позволяет.

Эвольвентное зацепление, нашедшее более широкое распространение в промышленности, обладает целым рядом достоинств. Для его изготовления применяется наиболее простой формы инструмент (контур зуба инструментальной рейки описан прямой линией). Нагрузка в зацеплении распределяется по линии вдоль зуба, что благоприятно сказывается на напряженно состоянии рабочих поверхностях. Это зацепление меньше всего чувствительно к погрешностям изготовления и монтажа. Однако в настоящее время это зацепление не удовлетворяет машиностроителей в плане его прочностных характеристик, поскольку в зацеплении находятся две выпуклые поверхности, а это приводит к значительным контактным напряжениям и, как следствие, к быстрому выходу из строя зубчатой передачи.

Циклоидальное зацепление характеризуется выпукло-вогнутым контактом, т.е. когда контактируют выпуклая поверхность с вогнутой. Являясь линейчатым зацеплением, тем не менее в силу несоответствия некоторым условиям сопряжения контактирующих поверхностей это зацепление в общем машиностроении применения не нашло.

Предложенное М.Л.Новиковым точечное зацепление не дает особых преимуществ по прочности, к тому же оно не может применяться в прямозубых передачах.

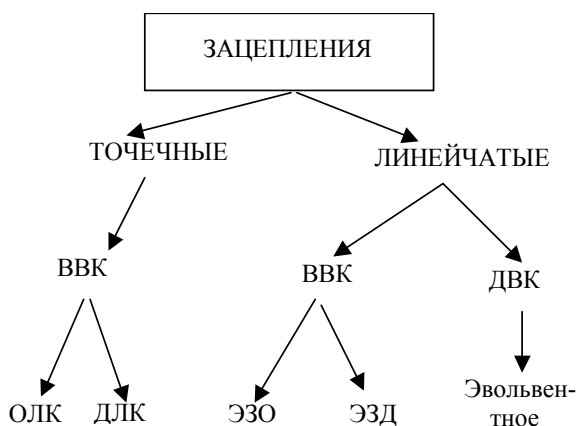


Рис. 1 Классификация зацеплений.

Возникла необходимость в построении нового зацепления на принципиально новых теоретических разработках. Таким оказалось эволютное зацепление, которое можно получить, если задаться формой его эволюты. В работе [2] показано, что для зацепления шестерни с рейкой эволютой должна быть прямая линия. А это открывает путь к построению целой гаммы зацеплений, названных эволютными.

Все семейство зацеплений помещается в схему, приведенную ниже (рис.1). Зацепления по виду контакта можно разделить на точечные (необкатные) и линейчатые (обкатные). По виду сопряжения их можно различать на ВВК (выпукло-вогнутый контакт) и ДВК (двояковыпуклый контакт). К последним относится эвольвентное зацепление. Попытка снизить контактные напряжения в зацеплении привела к разработанному

М.Л.Новиковым зацеплению с точечным контактом (ОЛК – одна линия контакта) [3]. Его последователи и ученики (Р.В.Федякин, В.А.Чесноков и др.) предложили более прогрессивное двухточечное зацепление (ДЛК). Однако эти варианты точечных зацеплений не позволили значительно решить вопросы прочности, технологии и т.д.[4].

Пришедшие на смену упомянутым эволютные зацепления [5,6] позволяют снизить контактные напряжения в зоне сопряжения рабочих поверхностей за счет увеличения приведенного радиуса кривизны, уменьшить удельное скольжение, что снизит износ рабочих поверхностей, повысить коэффициент полезного действия передачи, увеличить по сравнению с эвольвентными передачами коэффициент перекрытия, что снизит нагрузку на каждый зуб, особенно в зоне полюса зацепления передачи. Для некоторых вариантов эволютного зацепления за счет высокого коэффициента перекрытия возможно уменьшение высоты головки зуба, что позволит снизить трудоемкость изготовления шестерен и сэкономить дорогостоящий металл. Но и это не все положительные качества новых зацеплений. За счет сближения векторов скоростей вступающих в зацепление точек снижается скорость соударения зубьев, и, как следствие, уменьшается шум от работы передачи.

Конечно, ничто не дается легко и просто. Эволютные зацепления более требовательны к точности изготовления и монтажа. А это приводит к дополнительным затратам технологического характера. Однако увеличение долговечности и надежности работы передачи с лихвой окупят понесенные затраты.

При создании эволютного зацепления применен программный комплекс Vissim (рис.2), который упростил задачу решения дифференциального уравнения и подкупает наглядностью процесса проектирования [7].

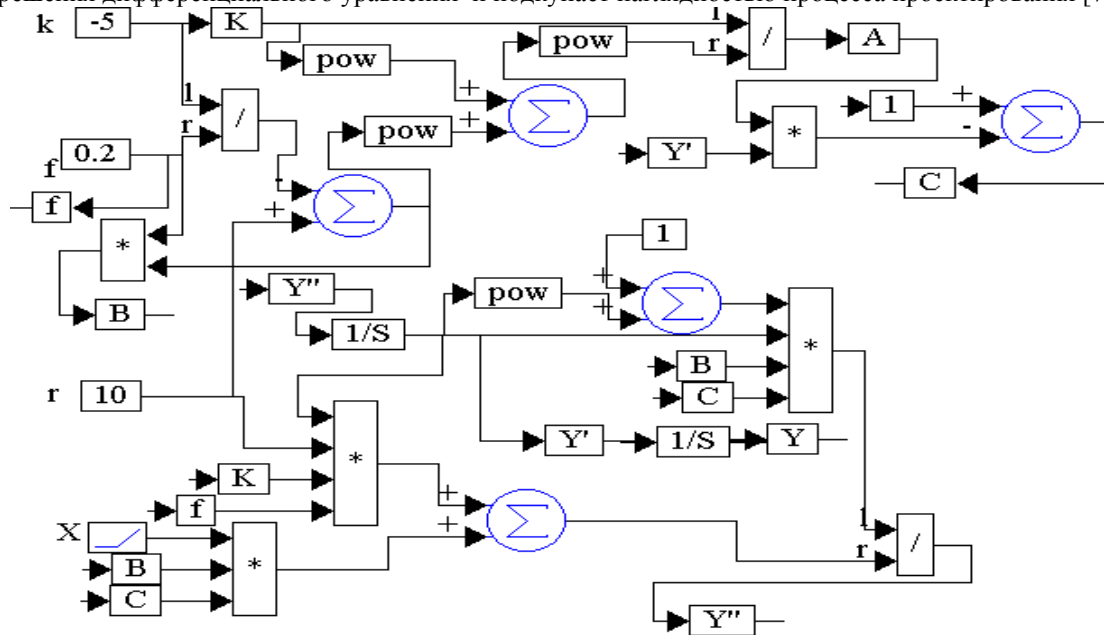


Рис. 2. Схема решения дифференциального уравнения.

Что касается пространственных зацеплений, то и здесь сделан шаг вперед. Этому способствовало уточнение понятия оси зацепления для пространственной передачи (рис. 3). Если ранее считалось, что для пространственной передачи существует пара скрещивающихся осей, то последние исследования [8] привели к другому результату. Оказывается, осью зацепления пространственной передачи является прямая, перпендикулярная отрез-

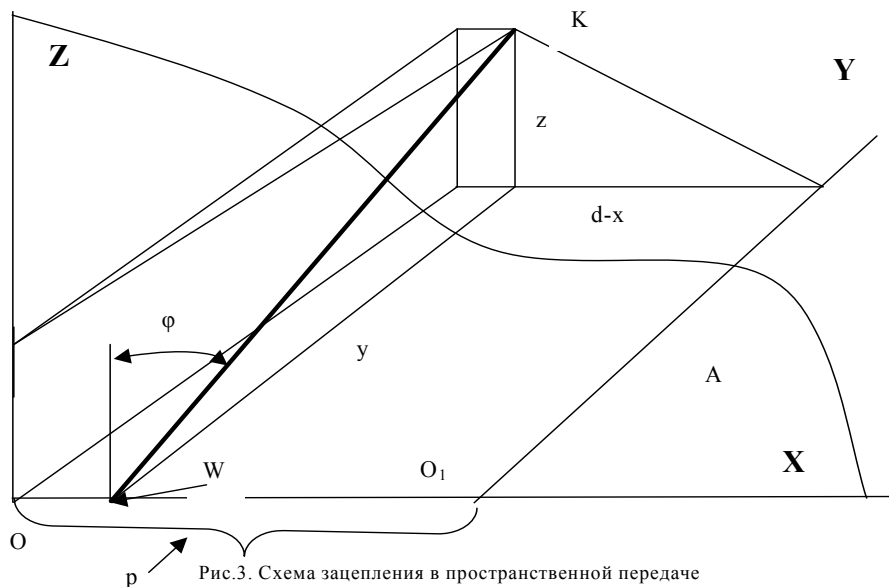


Рис.3. Схема зацепления в пространственной передаче

ку p , являющемуся кратчайшим расстоянием между осями вращений передачи, проходящая через полюс зацепления и образующая угол φ с плоскостью A , тангенс которого равен передаточному числу. Плоскость A образована осью вращения большого зубчатого колеса и отрезком p (плоть XOZ).

Выводы. Создание нового метода построения зубчатых зацеплений позволило получить зубчатые передачи с повышенными качественными характеристиками, что сулит промышленности иметь большой экономический эффект. В теоретическом плане сделан

новый шаг к дальнейшему совершенствованию теории зубчатых зацеплений.

Литература

1. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. М.: Наука.-1968.-584 с.
2. Павлов А.И. Особенности зацеплений с выпукло-вогнутым контактом.// Вестник НТУ «ХПИ».- Харьков.- 2002, вып.6, том1.- С. 43-45.
3. Новиков М.Л. Зубчатые передачи с новым зацеплением. М.: ВВИА им. Н.Е. Жуковского.- 1958.-186с.
4. Кириченко А.Ф., Матюшенко Н.В., Павлов А.И. Совершенствование зацепления Новикова.// Вестник НТУ «ХПИ».- Харьков.- 2003.- Вып.7, том 2.- С.58-59.
5. Кириченко А.Ф., Матюшенко Н.В., Павлов А.И. Аналитическое описание эволютного зацепления.// Вестник Харьковского национального университета «ХПИ».-Вып.9, т. 2.-Харьков.-2003.-С.23-26.
6. Кириченко А.Ф., Павлов А.И. Подальший розвиток теорії зачеплень для побудови силових зубчастих передач//”Машинознавство”, Львів.- 2003р.
7. Павлов А.И., Чайка Э.Г. Исследование приведенного радиуса кривизны в нормальном сечении зацепления с выпукло-вогнутым контактом обкатной косозубой цилиндрической зубчатой передачи с помощью программного комплекса VISSIM. //Зб. «Геометричне та комп'ютерне моделювання».-Харків, Харк. держ. акад. техн. та орган. харч.-2002.-Вип. 2-С.108-111.
8. Павлов А.И. Ось зацепления пространственной передачи. //Вестник НТУ «ХПИ».- Харьков.- 2002.- Вып.7, том 2.- С.58-59.

УДК 621

АНАЛИТИЧЕСКОЕ КОМПЬЮТЕРНОЕ ОПИСАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ МАНИПУЛЯЦИОННЫХ СИСТЕМ ДЛЯ ЗАДАЧ ДИНАМИКИ И КИНЕМАТИКИ

Андреев Ю.М., канд. техн. наук, проф.

(г. Харьков, Украина)

Building of equations of motion of discrete mechanical model of handle systems by methods of computer algebra. The dynamic model of the robot is set by modified algorithm of Denavit-Hartenberg. The equations are under construction on the basis of principle of Lagrange-d'Alembert.

Кинематическая модель манипуляционной системы представляет собой совокупность твердых тел, соединенных вращательными или поступательными кинематическими парами (рис. 1,2) [1]. Звенья такого механизма (исключая начальные) совершают пространственные движения. Принято нумеровать их от стойки к схвату, стойка имеет номер ноль. За обобщенные координаты берут параметры, характеризующие положение каждого звена относительно предыдущего. В случае вращательной кинематической пары – это будет угол поворота, в случае поступательной – смещение звена.

Кинетическая энергия k -го звена может быть определена по формуле

$$T_k = \frac{1}{2} \left(m_k \dot{\vec{r}}_{C_k}^2 + J_{kx} \omega_{kx}^2 + J_{ky} \omega_{ky}^2 + J_{kz} \omega_{kz}^2 \right). \quad (1)$$

Здесь m_k , J_{kx} , J_{ky} , J_{kz} (2) – масса и главные центральные моменты инерции тела, \vec{r}_{C_k} , ω_{kx} , ω_{ky} , ω_{kz} – радиус-вектор центра масс и проекции угловой скорости $\vec{\omega}_k^{(k)}$ звена на его главные центральные оси инерции. Для по-

лучения выражения кинетической энергии тела через обобщенные координаты $\vec{q} = \{q_1, q_2, \dots, q_s\}$ и обобщенные скорости $\dot{\vec{q}} = \{\dot{q}_1, \dot{q}_2, \dots, \dot{q}_s\}$ надо построить формулы для определения кинематических параметров, входящих в формулу (1) через обобщенные координаты и скорости

$$\vec{\omega}_k^{(k)} = \begin{bmatrix} \omega_{kx} \\ \omega_{ky} \\ \omega_{kz} \end{bmatrix} = \vec{\omega}_k^{(k)}(q_1, q_2, \dots, q_s, \dot{q}_1, \dot{q}_2, \dots, \dot{q}_s) \quad \vec{r}_{C_k} = \vec{r}_{C_k}(q_1, q_2, \dots, q_s). \quad (3)$$

Выражения (3) носят названия кинематических и геометрических структур инерции тела [1,2].

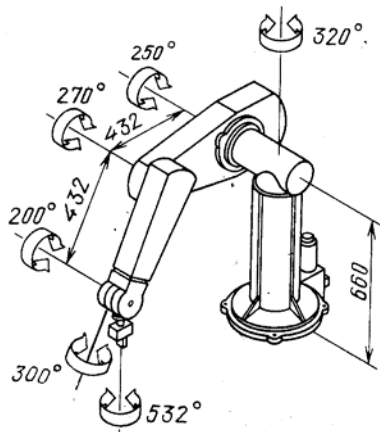


Рис. 1. Модель робота Стенфордского университета.

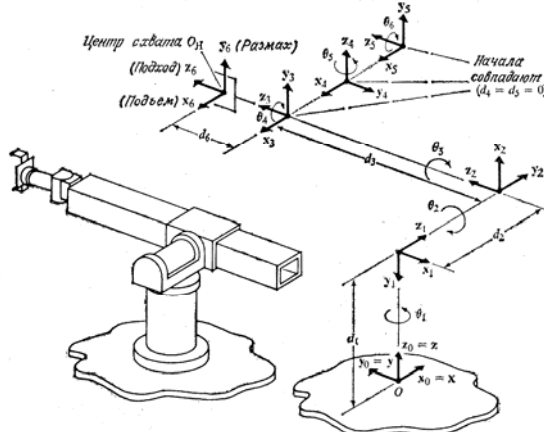


Рис. 2. Модель робота «Пума»

Кинетическая энергия всей системы может быть определена как сумма кинетических энергий звеньев. Таким образом, задание инерционных свойств такой системы в виде (2), а кинематических и геометрических параметров в виде (3), позволяет построить кинетическую энергию системы как функцию обобщенных координат и обобщенных скоростей, а, значит, полностью описать голономную систему.

Приведение сил инерции тела к обобщенным координатам запишется следующим образом

$$-\vec{Q}_k^u = \left(\frac{\partial \vec{r}_{C_k}}{\partial \vec{q}} \right)^T [m_k] \ddot{\vec{r}}_{C_k} + \left(\frac{\partial \vec{\omega}_k^{(k)}}{\partial \dot{\vec{q}}} \right)^T \left([\vec{J}_k] \vec{\varepsilon}_k^{(k)} + \{ \vec{\omega}_k^{(k)} \times [\vec{J}_k] \vec{\omega}_k^{(k)} \} \right), \quad (4)$$

где $[m_k] = \begin{bmatrix} m_k & 0 & 0 \\ 0 & m_k & 0 \\ 0 & 0 & m_k \end{bmatrix}$, $[\vec{J}_k] = \begin{bmatrix} J_k & 0 & 0 \\ 0 & J_k & 0 \\ 0 & 0 & J_k \end{bmatrix}$, матрицы $\left(\frac{\partial \vec{r}_{C_k}}{\partial \vec{q}} \right)$, $\left(\frac{\partial \vec{\omega}_k^{(k)}}{\partial \dot{\vec{q}}} \right)$ – называются инерционными

структурными [1,2] (соответственно, геометрическими и кинематическими) и могут быть получены из (3) путем дифференцирования по векторам обобщенных координат и скоростей.

Действующие на звенья манипуляционной системы силы можно задать проекциями на оси связанных со звеньями систем координат и перемещениями их точек приложения, выраженными через обобщенные координаты (силовые структуры). Действующие на звенья манипуляционной системы пары можно задать их вектор-моментами (или их проекциями) и углами поворота звеньев вокруг этих вектор-моментов пар. Совокупность таких аналитических выражений называется силовыми элементами [1,2]. Тогда можно записать обобщенные силы действующих на k-е звено сил и пар

$$\vec{Q}_k^a = \left(\frac{\partial \vec{\delta}_k}{\partial \vec{q}} \right)^T \vec{P}_k, \quad (5)$$

где $\vec{P}_k = \{P_{k1}, P_{k2}, \dots, P_{kp}\}$ – список значений силовых элементов (проекции сил и пар на локальные оси координат), $\vec{\delta}_k = \{\delta_{k1}(\vec{q}), \delta_{k2}(\vec{q}), \dots, \delta_{kp}(\vec{q})\} = \vec{\delta}_k(\vec{q})$ – список их структур, (6)

$\left(\frac{\partial \vec{\delta}_k}{\partial \vec{q}} \right)$ – структурная силовая матрица системы [2].

Уравнения движения манипуляционной системы, состоящей из n звеньев, можно записать в виде

$$\left(\frac{\partial \vec{r}_{C_k}}{\partial \vec{q}} \right)^T [m_k] \ddot{\vec{r}}_{C_k} + \left(\frac{\partial \vec{\omega}_k^{(k)}}{\partial \dot{\vec{q}}} \right)^T \left([\vec{J}_k] \vec{\varepsilon}_k^{(k)} + \{ \vec{\omega}_k^{(k)} \times [\vec{J}_k] \vec{\omega}_k^{(k)} \} \right) = \left(\frac{\partial \vec{\delta}_k}{\partial \vec{q}} \right)^T \vec{P}_k, \quad k=1, n. \quad (7)$$

Каждое звено осуществляет относительно предыдущего простое движение – вращательное или поступательное. Традиционным в механике манипуляционных систем является связывание с каждым звеном, считая и стойку, системы координат, номера которых возрастают при переходе по звеньям от стойки к схвату, система координат стойки имеет номер ноль. Каждая следующая система координат относительно предыдущей может быть сдвинута и (или) повернута на некоторый угол. Также традиционным является описание таких систем координат методом Денавита-Хартенберга [1], когда ось Z_k системы координат k -го звена совпадает с осью кинематической пары, соединяющей его со звеном $k-1$. Положение каждой такой системы координат определяется относительно предыдущей двумя углами и двумя расстояниями.

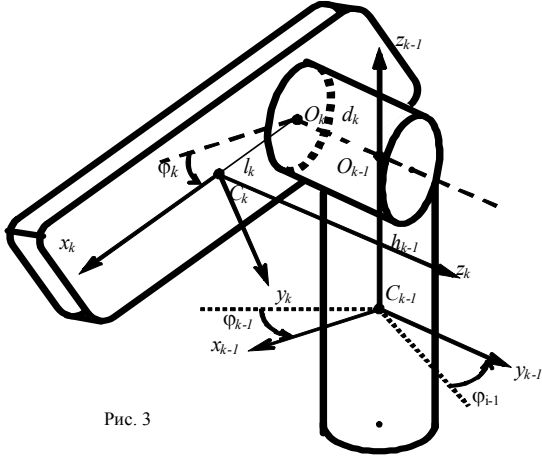


Рис. 3

относительно предыдущей двумя углами и двумя расстояниями. Если кинематическая пара – вращательная, то один из углов есть угол поворота одного звена относительно другого. Если кинематическая пара – поступательная, то одно из расстояний есть перемещение звена относительно предыдущего. Для составления уравнений динамики предлагается изменить этот алгоритм. Рассмотрим рис. 3.

Здесь показаны главные центральные системы координат двух звеньев с номерами $k-1$ и k , соединенных кинематической парой с горизонтальной осью $O_k O_{k-1}$. Ось $C_k z_k$ параллельна оси кинематической пары, ось $C_k x_k$ есть продолжение кратчайшего расстояния между центром масс k -го звена и осью кинематической пары, ось $C_k y_k$ дополняет систему до правой. Точка O_{k-1} расположена на оси кинематической пары таким образом, чтобы ее координаты легко определялись в системе

координат $k-1$ – обычно это пересечение одной из осей или одной из координатных плоскостей системы координат $k-1$ с осью кинематической пары. Запишем рекурсивные соотношения, позволяющие автоматически построить требуемые дифференциальные и геометрические структуры звеньев (3)

$$O_{k-1} C_k^{(k)} = \{l_k, 0, d_k\} \quad \vec{\omega}_{k,k-1}^{(k)} = \{0, 0, \dot{\varphi}_k\}$$

$$\vec{\omega}_k^{(k)} = S_{(k-1)}^{(k)} \vec{\omega}_{k-1}^{(k-1)} + \vec{\omega}_{k,k-1}^{(k)} \tag{8}$$

$$\vec{r}_{C_k} = \vec{r}_{C_{k-1}} + S_{(1)}^{(0)} S_{(2)}^{(1)} \dots S_{(k-1)}^{(k-2)} \left[C_{k-1} O_{k-1}^{(k-1)} + S_{(k-1)}^{(k)} (O_{k-1} C_k^{(k)}) \right]$$

Таким образом, для описания требуемой геометрии звена манипуляционной системы надо указать положение точки O_{k-1} в системах координат текущего и предыдущего звена (векторы $\overline{O_{k-1} C_k}^{(k)}$ и $\overline{C_{k-1} O_{k-1}}^{(k-1)}$), вектор угловой скорости предыдущего звена в его системе координат (вектор $\vec{\omega}_k^{(k-1)}$), матрицу поворота системы координат предыдущего звена до совмещения с системой координат текущего звена ($S_{(k-1)}^{(k-1)}$) и матрицу поворота системы координат стойки до совмещения с системой координат текущего звена ($S_{(k-1)}^{(0)} = S_{(1)}^{(0)} S_{(2)}^{(1)} \dots S_{(k-1)}^{(k-2)}$), которая накапливается по мере перехода от звена к звену. Для формирования матрицы поворота соседних систем надо указать последовательность и углы элементарных поворотов (их будет один или два). В случае вращательной кинематической пары расстояние d_k будет постоянным, а угол φ_k – переменным; в случае поступательной – наоборот, расстояние d_k будет переменным, а угол φ_k – постоянным. Способ описания манипуляционной системы не зависит от типа кинематических пар. Другие кинематические пары в манипуляционных системах роботов не встречаются.

Описание манипуляционной системы для робота «Пума» (рис. 2) состоит в следующем:

МАНИПУЛЯТОР :

Звено 1 (Колонна),

Поворот($V_z=Fi1$), Сдвиг($0,0,0,0,0,h$), Инерция($J_z=J1z$),

Звено 2 (Плечо),

Поворот($V_x=-90, V_z=Fi2$), Сдвиг($0,0,h1,l2,0,d2$), Инерция($m=m2, J_x=J2x, J_y=J2y, J_z=J2z$),

Звено 3 (Локоть),

Поворот($V_z=Fi3$), Сдвиг($h2,0,0,l3,0,d3$), Инерция($m=m3, J_x=J3x, J_y=J3y, J_z=J3z$),

Звено 4 (Запястье),

Поворот($V_y=90, V_z=180+Fi4$), Сдвиг($h3,0,0,0,0,0$), Инерция($m=m4, J_x=J4x, J_y=J4y, J_z=J4z$);

Звено 5 (Ладонь),

Поворот($V_y=90, V_z=180+Fi5$), Сдвиг($0,0,h4,l5,0,0$), Инерция($m=m5, J_x=J5x, J_y=J5y, J_z=J5z$),

Звено 6 (Схват),

Поворот($V_y=-90, V_z=Fi6$), Сдвиг($h6,0,0,0,0,0$), Инерция($m=m6, J_x=J6x, J_y=J6y, J_z=J6z$);

Обобщенными координатами здесь будут углы поворота звеньев друг относительно друга. Для проверки алгоритма формирования структур (3) по этим данным сначала вручную были записаны такие структуры для первых четырех звеньев манипулятора, затем такие структуры были получены по приведенному описанию с помощью алгоритма (8). И в том и в другом случае была решена задача кинематики по определению траекторий, скоростей и ускорений центров масс звеньев. В результате получено полное совпадение результатов этих решений.

Уравнения (7) позволяют решать различные задачи механики. Интерес представляет первая задача динамики – задача определения действующих сил на механическую систему по известному закону ее движения, называемая во многих областях машиностроения «силовой расчет». В связи с тем, что в этих уравнениях реализована гипотеза идеальных связей, среди составляющих вектора $\vec{P} = \{\vec{P}_1, \vec{P}_2, \dots, \vec{P}_n\}$, входящего в (7), не будет реакций связей, сюда войдут только активные силы – силы тяжести звеньев, движущие силы и моменты в сочленениях. Для определения реакций стойки или в сочленениях (кинематических парах) звеньев, надо применять принцип “освобождения” от связей – полностью или частично, в зависимости от того, все или часть составляющих реакций внутренних или внешних связей требуется найти. При этом надо добавлять в модель новые обобщенные координаты, описывающие перемещения, соответствующие введенным степеням свободы, и задавать законы их изменения во времени или полагать равными нулю.

Так как уравнения динамики линейны относительно сил, то решение сформулированной задачи может быть доведено в аналитическом виде до разрешенных относительно неизвестных уравнений. Покажем, как из уравнений вида (7) можно автоматически построить уравнения для определения необходимых сил для широкого класса дискретных систем.

$$\text{Запишем уравнения (7) в виде} \quad \vec{U} = \sum_{k=1}^n \vec{Q}_k^u - S_P^T \vec{P} = 0. \quad (9)$$

Уравнения (9) надо разрешить относительно неизвестных компонент вектора \vec{P} (всех или части). Обозначим вектором \vec{R} искомые компоненты вектора \vec{P} . Размерность этого вектора должна быть равна числу обобщенных координат, равному числу уравнений (9). В частном случае эти вектора совпадают $\vec{R} = \vec{P}$. Привести уравнения (9) к уравнениям вида

$$A\vec{R} = \vec{B} \quad (10)$$

можно за два действия, осуществляемые автоматически в рамках используемой системы компьютерной алгебры, и возможные, ввиду линейности уравнений (9) относительно \vec{P} , а, значит, и \vec{R} .

1. подставить в (9) $\vec{R} = 0$, тогда

$$\vec{B} = -\vec{U}(\vec{R} = 0); \quad (11)$$

2. продифференцировать вектор уравнений (9) \vec{U} по вектору неизвестных \vec{R} , получить квадратную матрицу

$$A = \frac{\partial \vec{U}}{\partial \vec{R}} = \frac{\partial \vec{U}}{\partial \vec{P}} \frac{\partial \vec{P}}{\partial \vec{R}} = S_P^T \frac{\partial \vec{P}}{\partial \vec{R}}. \quad (12)$$

Матрица A будет зависеть от обобщенных координат, так как от них зависят элементы структурной матрицы активных сил S_P , а матрица $\frac{\partial \vec{P}}{\partial \vec{R}}$ состоит из нулей и единиц. Вектор \vec{B} будет зависеть от обобщенных координат, их скоростей и ускорений, а также от инерционных, диссипативных и упругих параметров дискретной модели системы.

Таким образом, по заданному закону изменения во времени обобщенных координат $\vec{q} = \vec{q}(t)$ система компьютерной алгебры сможет вычислить структуры (3), (6), по ним – уравнения (9), затем вектор \vec{B} (11) и матрицу A (12), после чего построит линейные алгебраические уравнения (10), которые при неособенной матрице A разрешаются относительно неизвестных

$$\vec{R} = A^{-1} \vec{B}. \quad (13)$$

Результаты проведения силового расчета манипулятора «Пума» демонстрируются на примере его парциальных движений, когда изменяется только одна обобщенная координата.

Литература

1. Фу К., Гонсалес Р., Ли К. Робототехника: Пер. с англ. – М., 1989. – 624 с.
2. Митин В.Н., Штейнвольф Л.И. Структуры дискретных механических моделей конструкций// Динамика и прочность машин -1982.- Вып.35 - С.3-6.
3. Андреев Ю.М., Штейнвольф Л.И. Компьютерное моделирование задач механики голономных систем твердых тел со стационарными и нестационарными связями// Динамика и прочность машин -1993.- Вып.53 - С.96-102.

УДК 539.1

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ТОНКОСТЕННОЙ ТРУБЧАТОЙ ЗАГОТОВКИ ПРИ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ РАЗДАЧЕ

Егурнов О.Р., Лавинский Д.В.

(г. Харьков, Украина)

The article in question the designing of pulse magnetic stamping technological operation was considered. The stress state in contact area is analyzed for three variants of schemes. Some recommendations for technological equipment condition are given.

Развитие машиностроения на современном этапе невозможно без применения новых прогрессивных технологий. При этом материальные затраты необходимо компенсировать повышением экономичности изделий и технологии должны быть экологически чистыми. Совершенствование современного обрабатывающего производства происходит преимущественно с использованием безотходных технологий. К таким технологиям относится магнитно-импульсная штамповка (МИШ) – одно из перспективных направлений обработки. Основное отличие МИШ от традиционных методов обработки металлов давлением заключается в отсутствии пуансона, т.е. заготовка находится в контакте только с матрицей, данный факт является определяющим для применения МИШ, когда недопустимо загрязнение отдельных поверхностей изделия чужеродными примесями (данное требование характерно для химической, электротехнической, радиотехнической и др. отраслей промышленности). Преимуществами МИШ помимо бесконтактности воздействия на заготовку также является возможность моделирования различных законов изменения давления в пространстве [1]. Данный факт свидетельствует о том, что МИШ с успехом может применяться в тех случаях, когда необходимо получать пластическое деформирование в зонах, размеры которых малы по сравнению с характерными размерами всей конструкции.

К таким задачам может быть отнесена задача получения окружных гофров на тонкостенных цилиндрах. В терминологии традиционной магнитно-импульсной обработки металлов (МИОМ) такая технологическая операция классифицируется как операция «раздачи» [1]. Разработка любой операции МИШ состоит из двух частей: анализ электродинамических процессов (с целью получения требуемых распределений магнитных давлений) и дальнейший анализ деформирования системы «заготовка – матрица» (с целью выбора оптимальных уровней и распределений магнитных давлений, оптимальных условий закрепления заготовки, а также оптимальной формы матрицы). На рис.1 представлена расчетная схема задачи по разработке технологической операции МИШ «раздача» применительно к получению двух окружных гофров на тонкостенном цилиндре.

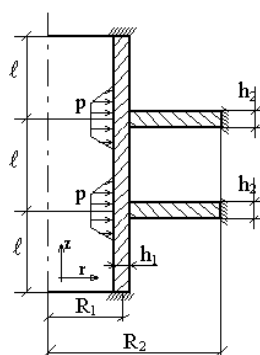


Рис.1. Расчетная схема задачи.

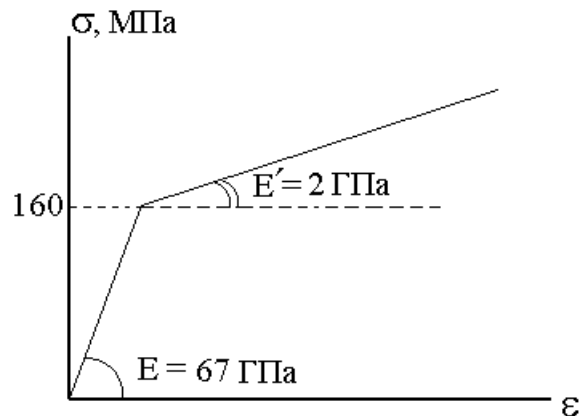
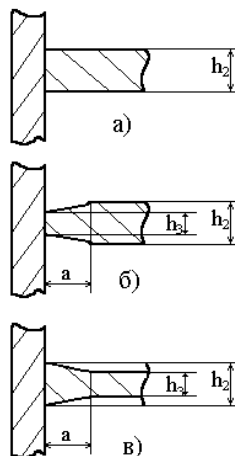


Рис.2. Схема деформирования материала заготовки

Конструкция имеет следующие параметры: $\ell = 0,3$ м; $R_1 = 0,5$ м; $R_2 = 0,7$ м; $h_1 = 0,01$ м; $h_2 = 0,02$ м; $h_3 = 0,5h_2$; $a = h_1$. Цилиндр изготовлен из сплава АМГ, схематизированная диаграмма деформирования которого представлена на рис.2, кольца изготовлены из стали ($E = 2,1 \cdot 10^{11}$ Па, $\nu = 0,27$).

В работе [2] проведен детальный анализ электродинамических процессов подобной технологической операции и получено соотношение для пространственного распределения магнитного давления для одно- и двухвиткового индуктора. Напряженно-деформированное состояние (НДС) составной конструкции, моделирующей систему «заготовка – матрица» (в данном случае заготовка – это тонкостенный цилиндр, матрица – система радиальных колец) в случае осесимметричной геометрии и при отсутствии объемных нагрузок описывается уравнениями равновесия:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} - \frac{\sigma_r - \sigma_\phi}{r} = 0 \\ \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_r}{\partial z} - \frac{\tau_{rz}}{r} = 0 \end{cases}, \quad (1)$$

геометрическими зависимостями Коши:

$$\varepsilon_{rr} = \frac{\partial u_r}{\partial r}; \varepsilon_{zz} = \frac{\partial u_z}{\partial z}; \gamma_{rz} = \frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial r}; \varepsilon_{\theta\theta} = \frac{u_r}{r}, \quad (2)$$

и уравнениями состояния:

$$\varepsilon_{ij} = A_{ijkl} \sigma_{kl}, \quad (3)$$

где ε_{ij} , σ_{kl} – компоненты тензоров деформаций и напряжений, A_{ijkl} – компоненты тензора, принятого для описания свойств материала. Компоненты тензора материальных постоянных в общем случае могут быть записаны:

$$A_{ijkl} = \frac{1}{E_*} [(1 + \nu_*) \delta_{ik} \delta_{jl} - \nu_* \delta_{ij} \delta_{kl}], \quad (4)$$

при этом в упругой области $E_* = E$, $\nu_* = \nu$, когда напряжения превысят предел текучести, то константы материала определяются при помощи диаграммы деформирования (в данном случае приведенной на рис.2). Для точек поверхностей цилиндра и колец, находящихся в контакте формулируются дополнительные условия сопряжения:

$$(u_n^{m-1} + u_n^{m+1} - \delta_{on}^m) \sigma_{nn}^m = 0, \quad (5)$$

где u_n – перемещения в направлении общей нормали к контактирующим поверхностям, для нашей расчетной схемы $u_n = u_r$, σ_{nn} – нормальные напряжения на границе контакта, $\sigma_{nn} = \sigma_r$.

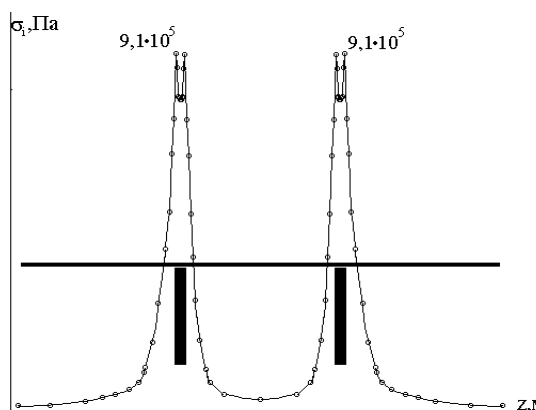


Рис.3. Распределение σ_r вдоль поверхности цилиндра.

В работе [3] рассматривалась деформирование подобной расчетной схемы с целью определения оптимальных условий закрепления заготовки и формы пространственного распределения магнитного давления. Согласно полученных результатов оптимальное закрепление заготовки – свободное опирание торцов, равномерное распределение давления вдоль внутренней поверхности не дает требуемых результатов. В данной работе рассматривалось давление, локально приложенное в зонах сопоставимых с толщиной колец (рис.1). Численные расчеты проводились методом конечных элементов при помощи программного комплекса SPACE-T [4]. В качестве базового был выбран изопараметрический четырехузловой осесимметричный конечный элемент с билинейной аппроксимацией перемещений. Результаты расчетов показали, что при локальном приложении давления максимумы σ_r в заготовке наблюдаются непосредственно в зоне контакта с матрицей (рис.3), что и требовалось по условиям технологической операции.

Рассмотрим далее напряженное состояние в зоне контакта при трех различных вариантах исполнения матрицы. Для подобной технологической операции необходимо, чтобы σ_r в зоне контакта распределялось равномерно. Из рис.4 видно, что наиболее равномерно интенсивность напряжений распределена при втором варианте исполнения матрицы. Дальнейший анализ напряженного состояния позволил определить, что при величину давления 25 МПа в заготовке начинают развиваться пластические деформации.

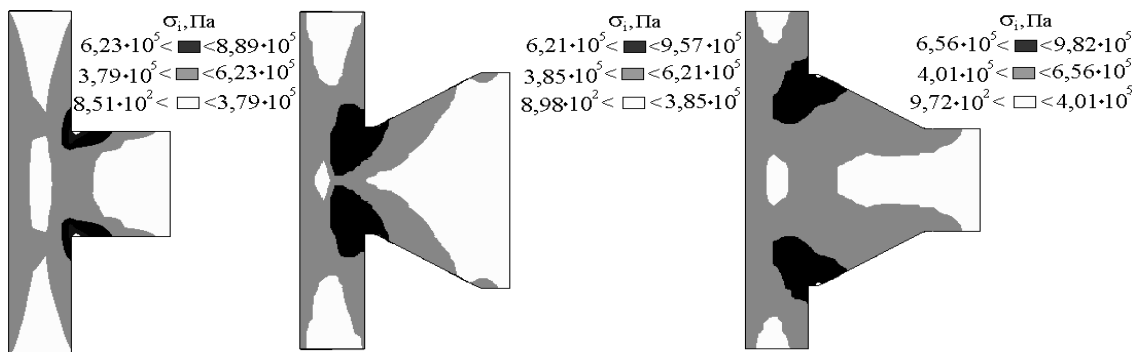


Рис.4. Поле σ_r в области контакта при различных вариантах матрицы.

Литература

1. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. – Харьков: НТУ «ХПИ», -2001.-283с..
2. Лавинский Д.В., Лавинский В.И. Электродинамические и механические процессы при магнитно-импульсной «раздаче» тонкостенных труб //Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут».- Харків: НТУ «ХПИ». -2003.- № 11.- С.76-81.
3. Бондарь С.В., Бортовой В.В., Лавинский Д.В. Контактное деформирование полого цилиндра и системы радиальных колец // Вісник інженерної академії України. Спеціальний випуск. - Київ: Інженерна академія України.- 2002.-С. 591-594.
4. Бондарь С.В., Зубатый С.С., Киркач Б.Н., Лавинский В.И. Программный комплекс SPACE-T для решения термомеханоупругопластических контактных задач // Динамика и прочность машин. – 2000. - №57, С. 24-34.

УДК 614.84:664

ТЕРМОУСТОЙЧИВОСТЬ СТЕРЖНЕВЫХ И ПЛАСТИНЧАТЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

Дубовик О.А., Лавинский В.И., докт. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

The research results of maximum fortunes and steadiness loss of rectilinear bar form and flat form of round plate with calculation of temperature elements materials resiliency module dependence are represented.

Для стержневых и пластинчатых элементов конструкций наряду расчетов несущей способности по термомпрочности, важное практическое значение имеют расчеты на термоустойчивость и определение характера поведения конструкции в закритической стадии. Решение задач в условиях неравномерного нагрева с учетом изменяющихся механических характеристик материала является сложным, так как связано с решением систем нелинейных дифференциальных уравнений с переменными коэффициентами. Если задачу определения критических температур, при которых элемент теряет устойчивость, возможно решить в линейном приближении, то вторую задачу, связанную с определением характеристик процессов и поведения конструкции после потери устойчивости, необходимо решать только в нелинейной постановке.

Отметим еще один важный практический аспект использования указанных предельных характеристик, заключающийся в прогнозе огнестойкости элементов конструкций в условиях огневого воздействия при пожаре. За предел огнестойкости элементов строительных конструкций принимается времени, отвечающее интервалу от начала огневого воздействия до появления одного из предельных состояний [1,2]. Для стандартных условий пожара рекомендована скорректированная зависимость на восходящей ветви распределения "температура - время" [2]:

$$T_p = 345 \cdot \psi \cdot \lg(8\tau + 1), \quad (1)$$

где T_p - температура реального пожара, °С; τ - время от начала пожара, мин.; ψ - коэффициент коррекции.

Достаточно широко в современной периодике представлены методы определения огнестойкости по исчерпанию несущей способности в элементах строительных конструкций [1,2]. Отметим, что наряду с исчерпанием несущей способности возможно наступление предельного состояния, отвечающего потере устойчивости при температурном воздействии. В настоящее время практически отсутствуют работы, в которых изучены вопросы исследования огнестойкости, связанные с потерей устойчивости. Последнее замечание определяет актуальность темы исследования.

Если выполнить моделирование условий пожара для решения задачи по определению характеристик распределений тепловых источников и тепловых потоков, действующих на элемент конструкции, то далее задачу можно свести к расчету стержней и пластинок при неравномерном нагреве.

После потери термоустойчивости элементы конструкций не выходят из строя, если их деформации, возникшие от выпучивания, в условиях продолжающегося пожара по эксплуатационным требованиям допустимы при достаточном запасе прочности и выполняют функциональное назначение. Решение такой задачи позволит прогнозировать продолжительность остаточного ресурса конструкции при развивающемся пожаре.

Поэтому при решении первой задачи достаточно определить критическую температуру $T_{кр}$, отвечающую потере термоустойчивости пластинки, а далее из уравнения (1) вычислить время $\tau_{кр}$ достижения этой температуры. Полученное значение времени $\tau_{кр}$ и представляет собой оценку предела огнестойкости стержневого или пластинчатого элемента конструкции в условиях реального пожара. В реальных условиях истинное значение предела огнестойкости, как правило, ниже по сравнению со значением, определенным из теоретического анализа термоустойчивости. Это связано с рядом факторов, которые условно можно разделить на две группы. К первой группе отнесем факторы случайной природы. Среди них можно выделить случайный характер тепловых процессов при пожаре, неконтролируемые отклонения в геометрических размерах конструкций (незначительные отклонения оси несущих стоек строительных конструкций от прямолинейной формы, отклонения в толщине днища резервуара и пр.), случайный разброс теплофизических и механических характеристик материалов.

Вторая группа факторов, влияющая на предел огнестойкости элемента конструкции при потере устойчивости, носит детерминированный характер. К таким факторам можно отнести, например, температурную зависимость теплофизических и механических характеристик материала. Весьма характерна для механических параметров материалов зависимость их от высоких температур. Многообразная зависимость механических свойств материалов от воздействия тепла делает расчет стержневых и пластинчатых элементов достаточно сложным. Учесть влияние всех факторов, воздействующих на механические свойства материалов, при расчетах термомпрочности и термоустойчивости в настоящий момент невозможно.

Для конструкционных сталей в интервале температур до 500°С зависимость модуля упругости достаточно корректно описывается линейной зависимостью $E = E_0 - \beta_{T1}T$, где E_0 - модуль упругости материала при комнатной температуре; β_{T1} - коэффициент, зависящий от материала, для малоуглеродистой стали $\beta_{T1} \approx 10^8 \frac{H}{m^2 \cdot град}$. Коэф-

фициент линейного расширения α для большинства металлов и сплавов с повышением температуры возрастает. С достаточной для практических расчетов степенью точности такую зависимость можно аппроксимировать в виде ли-

нейной функции $\alpha = \alpha_0 + k_\alpha T$, где α_0 - коэффициент линейного расширения при комнатной температуре; для сталей $k_\alpha = 0,6 \cdot 10^{-8} \frac{1}{град^2}$.

Примем, что круглая стальная пластинка радиуса R и постоянной толщины h имеет шарнирно закрепленный наружный контур. Пластинка не нагружена внешней поперечной нагрузкой. Поэтому начало отклонения срединной плоскости, отвечает потере устойчивости, вызванной действием тепловых осесимметричных источников. Для определенности введем закон распределения стационарной температуры по поверхности пластины в виде параболического:

$$T = T_0 \left(1 - \frac{r^2}{R^2} \right), \quad (2)$$

где T_0 - температура в центре пластинки.

Для линейной постановки задачи для прогибов $w = f(r)$ пластинки при осесимметричном изгибе необходимо получить условия ненулевого решения следующего уравнения [3,4]:

$$D_T \nabla^2 \nabla^2 w + \nabla^2 M_T + 2 \frac{dD_T}{dr} \cdot \frac{d^3 w}{dr^3} + \left(\nabla^2 D_T + \frac{1 + \mu}{r} \cdot \frac{dD_T}{dr} \right) \cdot \frac{d^2 w}{dr^2} + \left(\frac{\mu}{r} \cdot \frac{d^2 D_T}{dr^2} - \frac{1}{r^2} \cdot \frac{dD_T}{dr} \right) \cdot \frac{dw}{dr} = 0. \quad (3)$$

Здесь $D_T = \frac{1}{1 - \mu^2} \int_{-h/2}^{h/2} E(r, z) z^2 dz$ - цилиндрическая жесткость пластинки при переменном модуле упругости за

счет температурной зависимости; $M_T = \frac{1}{1 - \mu} \int_{-h/2}^{h/2} E(r, z) \alpha(r, z) T(r, z) z dz$ - изгибающий момент, вызванный температурным воздействием; μ - коэффициент Пуассона материала.

Для определения критических параметров, в частности, критической температуры - $T_{кр}$, необходимо проанализировать условия существования ненулевого решения уравнения в прогибах $w = f(r)$ [4] при соответствующих граничных условиях. Первое граничное условие в виду условий осевой симметрии имеет вид - при $r = 0$; $\frac{dw}{dr} = 0$. Второе граничное условие выбирается для конкретного опирания внешнего контура.

Для решения сформулированной задачи устойчивости при температурном воздействии применяются приближенные методы, в частности метод Бубнова-Галеркина [3]. Для случая шарнирного опирания контура решение уравнения (3) представим в виде произвольного степенного ряда:

$$v(r) = \left[(2 + \mu) \cdot \rho - (1 + \mu) \cdot \rho^2 \right] \cdot v_R + \rho(\rho - 1)^2 \sum_{j=1}^n A_j \cdot \rho^{j-1}, \quad (4)$$

где $v = \frac{dw}{dr}$; $\rho = \frac{r}{R}$; v_R - значение угла поворота на контуре пластинки.

Найдем величину критической температуры $T_{0кр}$, при достижении которой пластина теряет устойчивость. Примем линейный закон температурной зависимости модуля упругости и следующие параметры для расчета: $\mu = 0,3$; $\alpha = 0,12 \cdot 10^{-4} \frac{1}{оС}$; $E_0 = 2 \cdot 10^{11} Па$; $\frac{h}{R} = 0,02$. Далее применяя схему метода Бубнова-Галеркина и ограничиваясь в разложении (4) двумя слагаемыми, получаем алгебраическое уравнение. Приближенное решение его приводит к критическому значению температуры $T_{0кр} = 351^{\circ}С$. При постоянном модуле упругости ($\beta_T = 0$) критическое значение температуры равняется $493^{\circ}С$. С учетом температурной зависимости модуля упругости материала критическая температура снижается на 28,2%. Аналогичная тенденция наблюдается в расчетах термоустойчивости стержней.

Литература

1. Милованов А.Ф. Огнестойкость железобетонных конструкций. - М.: Стройиздат, 1986. - 224с.
2. Фомін С.Л., Григор'ян Б.Б. Розрахунок вогнестійкості будівельних конструкцій за реальним режимом пожежі//Бюлетень пожежної безпеки. - № 2. -2002. С. 9-10.
3. Подстригач Я.С., Коляно Ю.М. Неустановившіся температурні поля і напруження в тонких пластинках.- К.: Наук. думка, 1972. - 302с.
4. Вольмир А.С. Устойчивость деформируемых систем. - М.: Наука, 1967. - 984с.

МЕТОД R-ФУНКЦИЙ ДЛЯ ФУНКЦИОНАЛА РЕЙССНЕРА В ЗАДАЧЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ УПРУГИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОПОРНОГО УЗЛА КОЛЕНЧАТОГО ВАЛА

Тарсис Е.Ю., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

The solution of a problem on definition of quotient of an elastic compliance of a reference unit of a crankshaft is given. The problem is resolved by a method of the theory of R-functions in a programming system "Field". The reference unit is modelled by a flat body with an ideal contact.

Для расчетов коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания требуются коэффициенты упругой податливости его опорных узлов. Узел является поперечной стойкой блока, работающей в условиях обобщенного плоского напряженного состояния, имеет сложную конфигурацию и состоит из элементов различной толщины. Как показывает опыт, основной вклад в его податливость вносят несущий лист и бугельная часть, в которой крепятся коренные подшипники скольжения, а наибольшее влияние на характеристики прочности коленчатого вала оказывают составляющие сил давления газов в цилиндрах и силы инерции неуравновешенных масс шатунно-поршневой группы в вертикальной плоскости. Основные размеры одного из конструктивных вариантов опорного узла коленчатого вала дизеля Д80 приведены на рис. 1, а расчетные схемы – на рис. 2.

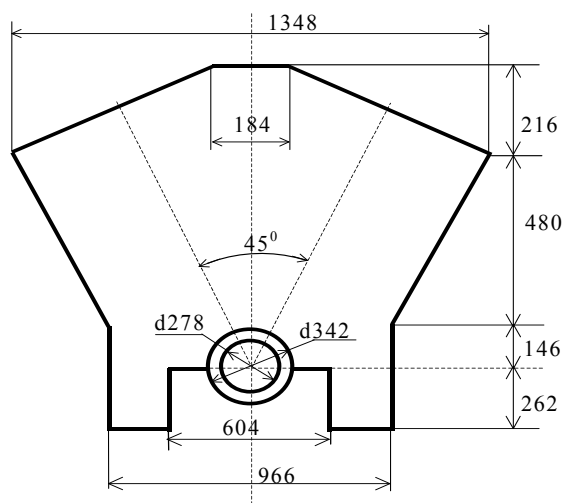


Рис. 1. Основные размеры опорного узла.

Опорный узел моделировался составным телом при полном сцеплении двух контактирующих поверхностей следующих областей: бугельной части – область $\Omega_{(1)}$, и несущего листа – область $\Omega_{(2)}$. Различия в толщине бугельной части и несущего листа компенсировались значениями модулей упругости. Толщина несущего листа равна 14 мм. Толщина бугельной части для короткого подшипника равна 78 мм, а для длинного – 108 мм, $\nu = 0.3$;

$E_1 = 11.14 \cdot 10^5 \text{ МПа}$ – для короткого подшипника; $E_1 = 15.43 \cdot 10^5 \text{ МПа}$ – для длинного подшипника; $E_2 = 2 \cdot 10^5 \text{ МПа}$; Нагрузка P равномерно распределялась по длине на дуге охвата 120 град. и по толщине бугельной части.

Рис. 2. Расчетные схемы опорного узла: а) силы давления газов; б) силы инерции; 1– бугельная часть; 2– несущий лист.

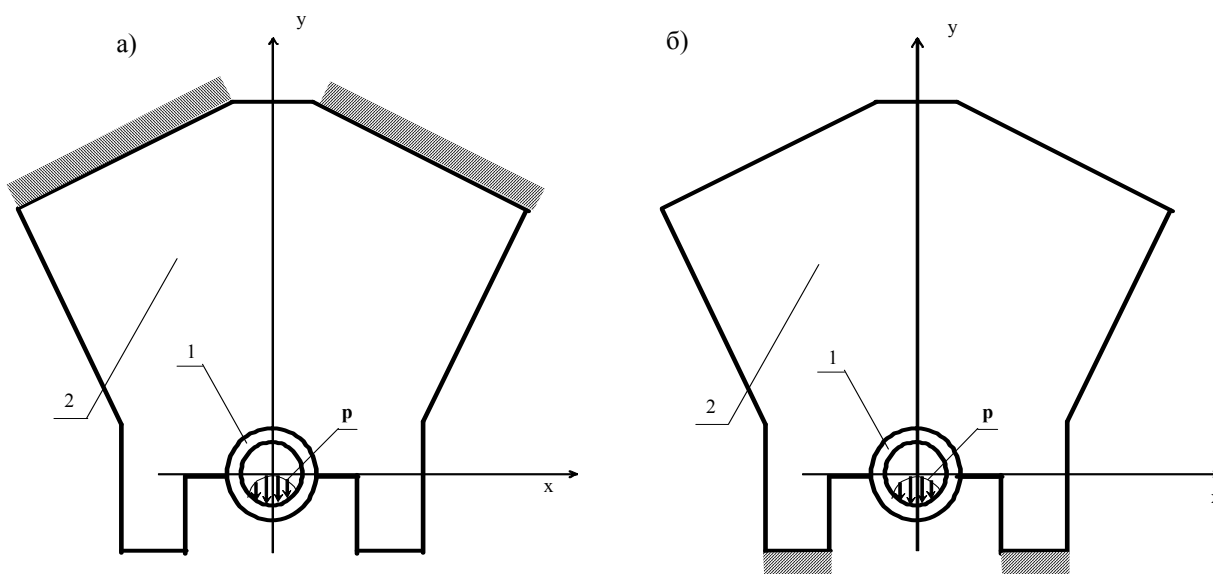


Рис. 2. Расчетные схемы опорного узла: а) силы давления газов; б) силы инерции; 1– бугельная часть; 2– несущий лист.

Расчеты проводились в рамках решения плоской контактной задачи методом R-функций на базе вариационного принципа Рейсснера [1]. Структуры для компонентов независимых аппроксимаций векторов напряжений

и перемещений, удовлетворяющие всем статическим и кинематическим граничным условиям, а также условиям идеального контакта, имеют вид:

$$\begin{aligned}
 u_x^{(2)} &= \Phi_1 \frac{\omega_{(2)}^u}{\omega_{(2)}^u + \omega_{(1,2)}} + \Phi_2 \omega_{(2)}^u \omega_{(1,2)}; \quad u_y^{(2)} = \Phi_3 \frac{\omega_{(2)}^u}{\omega_{(2)}^u + \omega_{(1,2)}} + \Phi_4 \omega_{(2)}^u \omega_{(1,2)}; \\
 u_x^{(1)} &= \Phi_1 + \Phi_5 \omega_{(1,2)}; \quad u_y^{(1)} = \Phi_3 + \Phi_6 \omega_{(1,2)}; \\
 \sigma_x^{(2)} &= (m_{(2)}^\sigma)^2 \Phi_7 \frac{\omega_{(1,2)}}{\omega_{(2)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + \Phi_8 \frac{\omega_{(2)}^\sigma}{\omega_{(2)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + \Phi_9 \omega_{(1,2)} \omega_{(2)}^\sigma; \\
 \sigma_y^{(2)} &= (l_{(2)}^\sigma)^2 \Phi_7 \frac{\omega_{(1,2)}}{\omega_{(2)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + \Phi_{10} \frac{\omega_{(2)}^\sigma}{\omega_{(2)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + \Phi_{11} \omega_{(1,2)} \omega_{(2)}^\sigma; \\
 \sigma_{xy}^{(2)} &= -\Phi_7 l_{(2)}^\sigma m_{(2)}^\sigma \frac{\omega_{(1,2)}}{\omega_{(2)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + \Phi_{12} \frac{\omega_{(2)}^\sigma}{\omega_{(2)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + \Phi_{13} \omega_{(1,2)} \omega_{(2)}^\sigma; \\
 \sigma_x^{(1)} &= \Phi_8 \frac{\omega_{(1)}^\sigma}{\omega_{(1)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + (m_{(1)}^\sigma)^2 \Phi_{15} \frac{\omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma 1} \omega_{(1)}^{\sigma 2}}{\omega_{(1)}^{\sigma 1} + \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma 1} \omega_{(1)}^{\sigma 2}} + \Phi_{16} \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^\sigma + \\
 &+ \left[\left((l_{(1)}^\sigma)^2 - (m_{(1)}^\sigma)^2 \right) \frac{P \omega_{(1)}^{\sigma 2}}{\omega_{(1)}^{\sigma 1} + \omega_{(1)}^{\sigma 2}} + (m_{(1)}^\sigma)^2 \Phi_{14} \right] \frac{\omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma d}}{\omega_{(1)}^{\sigma 2} \omega_{(1)}^{\sigma 1} + \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma d}}; \\
 \sigma_y^{(1)} &= \Phi_{10} \frac{\omega_{(1)}^\sigma}{\omega_{(1)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + (l_{(1)}^\sigma)^2 \Phi_{15} \frac{\omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma 2} \omega_{(1)}^{\sigma 1}}{\omega_{(1)}^{\sigma d} + \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma 2} \omega_{(1)}^{\sigma 1}} + \Phi_{17} \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^\sigma + \\
 &+ \left[- \left((l_{(1)}^\sigma)^2 - (m_{(1)}^\sigma)^2 \right) \frac{P \omega_{(1)}^{\sigma 2}}{\omega_{(1)}^{\sigma 1} + \omega_{(1)}^{\sigma 2}} + (l_{(1)}^\sigma)^2 \Phi_{14} \right] \frac{\omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma d}}{\omega_{(1)}^{\sigma 2} \omega_{(1)}^{\sigma 1} + \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma d}}; \\
 \sigma_{xy}^{(1)} &= \Phi_{12} \frac{\omega_{(1)}^\sigma}{\omega_{(1)}^\sigma + \omega_{(1,2)}} + \left[l_{(1)}^\sigma m_{(1)}^\sigma \left(\frac{P \omega_{(1)}^{\sigma 2}}{\omega_{(1)}^{\sigma 1} + \omega_{(1)}^{\sigma 2}} - \Phi_{14} \right) \right] \frac{\omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma d}}{\omega_{(1)}^{\sigma 2} \omega_{(1)}^{\sigma 1} + \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma d}} - \\
 &- l_{(1)}^\sigma m_{(1)}^\sigma \Phi_{15} \frac{\omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma 2} \omega_{(1)}^{\sigma 1}}{\omega_{(1)}^{\sigma d} + \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^{\sigma 2} \omega_{(1)}^{\sigma 1}} + \Phi_{18} \omega_{(1,2)} \omega_{(1)}^\sigma,
 \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned}
 \omega_{(1,2)} &= -(f_{10} \Lambda_0 f_9); \quad \omega_{(1)}^{\sigma d} = -(f_{10} \Lambda_0 f_{16}); \\
 \omega_{(1)}^{\sigma 1} &= f_{17} \Lambda_0 f_{21}; \quad \omega_{(1)}^{\sigma 2} = f_{17} \Lambda_0 f_{20}; \quad \omega_{(1)}^\sigma = (f_{19} \Lambda_0 f_{16}) V_0 f_{17}; \\
 \omega &= ((f_2 \Lambda_0 f_3) V_0 f_1) \Lambda_0 (((f_7 \Lambda_0 f_8) V_0 f_9) V_0 f_{10}) \Lambda_0 f_{12} \Lambda_0 ((f_5 \Lambda_0 f_6) \Lambda_0 f_4); \\
 \omega_{(2)}^u &= (f_5 \Lambda_0 f_6) V_0 f_{13}; \quad \omega_{(2)}^\sigma = ((f_2 \Lambda_0 f_3) V_0 f_1) \Lambda_0 (((f_7 \Lambda_0 f_8) V_0 f_9) V_0 f_{18}) \Lambda_0 f_4
 \end{aligned}$$

– для расчета податливости от сил давления газов (рис.2 а);

$$\omega_{(2)}^u = (f_{14} V_0 f_{15}) \Lambda_0 f_7;$$

$$\omega_{(2)}^\sigma = ((f_2 \Lambda_0 f_3) V_0 f_1) \Lambda_0 ((f_8 V_0 f_9) V_0 f_{18}) \Lambda_0 ((f_5 \Lambda_0 f_6) \Lambda_0 f_4)$$

– для расчета податливости от сил инерции (рис.2 б);

$f_i, i = \overline{1,21}$ – левые части нормализованных до первого порядка уравнений границ опорных областей. Приве-

дем в качестве примера некоторые из них: $\Omega_1 = \left[f_1 = \frac{483^2 - x^2}{2 \cdot 483} \geq 0 \right]$ – вертикальная полоса ограниченная пря-

мыми $x = \pm 483$, $\Omega_2 = \left[f_2 = \frac{-x(626 - 146) + y(674 - 483) - 146 \cdot 674 + 483 \cdot 626}{\sqrt{(674 - 483)^2 + (626 - 146)^2}} \geq 0 \right]$ – полуплоскость, расположен-

ная слева от прямой, проходящей через точки с координатами (483,146) и (674,626);

Λ_0 – R-конъюнкция, V_0 – R-дизъюнкция [2];

$$l_{(2)}^{\sigma} = -\frac{\partial \omega_{(2)}^{\sigma}}{\partial x}, \quad m_{(2)}^{\sigma} = -\frac{\partial \omega_{(2)}^{\sigma}}{\partial y}, \quad l_{(1,2)} = -\frac{\partial \omega_{(1,2)}}{\partial x}, \quad m_{(1,2)} = -\frac{\partial \omega_{(1,2)}}{\partial y}.$$

Неопределенные компоненты структур Φ_j ($j = \overline{1,18}$), принимались в виде разложений по ортогональным полиномам Чебышева. Коэффициенты в этих разложениях определялись методом Рунца из условия стационарности функционала Рейсснера [3]

Таблица 1

Номер варианта	1	2	3	4
Тип граничных условий	Рис. 2 а)	Рис. 2 а)	Рис. 2 б)	Рис. 2 б)
Толщина бугельной части, мм	78	108	78	108

Задача решена с использованием программирующей системы «Поле», разработанной в ИПМАШ НАН Украины под руководством В.Л. Рвачева. Рассчитывались четыре варианта, отличающиеся типом граничных условий и толщиной бугельной части в связи с наличием коренных подшипников различной длины. Достоверность и точность результатов достигалась за счет выбора количества базисных функций, их соотношений в аппроксимациях напряжений и перемещений и точностью интегрирования и проверялась выполнением интегральных критериев [3]. Варианты расчетов приведены в табл. 1.

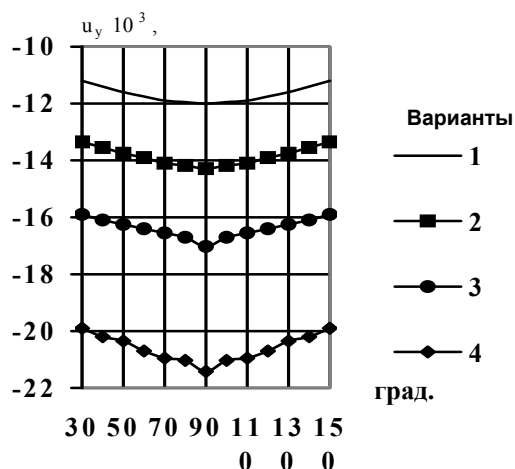


Рис.3. Перемещения нагруженной зоны

Значения коэффициентов податливости приведены в табл. 2

Искомые значения коэффициентов податливости определялись как средние значения вертикальных перемещений в зоне приложения нагрузки, полученных в результате расчета, отнесенные к равнодействующей распределенной нагрузки. Равнодействующая распределенной нагрузки определялась по формуле $Q = p \cdot r \cdot \varphi \cdot k$, где интенсивность

распределенной нагрузки $P = 10 \text{ Н/мм}^2$; радиус отверстия бугельной части $r = 139 \text{ мм}$; угол охвата $\varphi = 2\pi/3$ рад; k – отношение толщины бугельной части к толщине несущего листа: для короткого подшипника $k = 5.5714$, для длинного $k = 7.714$.

Значения вертикальных перемещений нагруженной зоны приведены на рис.3.

Таблица 2.

Коэффициенты податливости опорного узла				
Вариант	1	2	3	4
Коэффициенты податливости, мм/Н	$0.719 \cdot 10^{-6}$	$0.616 \cdot 10^{-6}$	$1.01 \cdot 10^{-6}$	$0.918 \cdot 10^{-6}$

Полученные результаты были использованы на ГП "Завод имени Малышева при проведении расчетов коленчатого вала дизеля Д80 на статическую и динамическую прочность. Коленчатый вал рассчитывался по неразрезной схеме с учетом упругих свойств самого вала и его опорных узлов.

Литература

1. Тарсис Е.Ю. Смешанный вариационный подход к решению задач для составного тела на основе метода R-функций. – Проблемы машиностроения, Харьков, т. 4, №3–4.– 2001, С.116–123.
2. Рвачев В.Л. Теория R-функций и некоторые ее приложения. – Киев: Наук.думка,1982.–566 с.
3. Рвачев В.Л., Тарсис Е.Ю. Вариационно-структурный метод для решения задач теории упругости на основе функционала Рейсснера // Вісник Інженерної академії України.–2001.–№3.–С.17–20.

УДК 539.3

ВАРИАЦИОННЫЙ ПРИНЦИП ДЛЯ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ПОЛЗУЧЕСТИ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ТЕЛ

Морачковский О.К., докт. техн. наук, проф., Соболев В.Н.
(г. Харьков, Украина)

Variational principle for the mixed functional is given, which for knowing at the any time of moment creep deformations on independently varied functions of strains and stress are formulated. Numerical method for calculation of initially - edges creep problems of bodies is considered in which Runge–Kutta–Merson method and R-functions method

are applied. Numerical data of research convergence of approximate solutions with using amount variation of free components in the solution structures and integration accuracy of creep condition equations on the calculation example of cylindrical bodies are presented.

1. Актуальность темы. В данной статье рассмотрены вопросы, привлекающие внимание многих исследователей, ведущих поиски эффективных методов расчетов на ползучесть широко распространенных конструктивных элементов техники, в частности, на основе вариационных методов и вариационно-структурного метода. Ползучесть элементов конструкций сопровождается необратимым деформированием, релаксацией и поврежденностью, приводящим к разрушению изделий, поэтому внимание многих исследователей и привлечено к поиску разных подходов к решению проблем длительной прочности высокотемпературной техники, чем объясняется актуальность темы статьи.

2. Анализ состояния проблемы. В исследованиях по ползучести высокотемпературной техники важную роль отводят теориям ползучести и методам расчета [1,2]. Преимущественно в этих исследованиях используются инкрементальные теории ползучести со структурными параметрами и численные методы. Среди последних особое место занимают вариационные методы, хорошо зарекомендовавшие себя в расчетах упругого, упругопластического деформирования и при ползучести [1-5,7,8]. Недостатки существующих методов указаны в [1,2,4-6]. В данной статье, для расчетов на ползучесть предложен метод, основанный на сочетании метода пошагового продолжения решений по времени с методом поиска на шаге времени стационарных точек смешанных вариационных функционалов. Подход, принятый в работе, позволяет развить существующие методы расчета на ползучесть за счет нового метода, предложенного в статье. В рамках этого подхода получил распространение для расчетов на ползучесть, эффективный при численной реализации метод, предложенный в [7] для решения задач теории упругости.

3. Вариационная постановка задач ползучести. В произвольных криволинейных координатах α_i , $i=1,2,3$, рассмотрим пространственное тело объемом V , поверхностью S : $S = S_t \cup S_u$, S_t , S_u - части поверхности тела, на которых заданы внешние распределенные силы и условия закрепления [7]. Используя обычно применяемые обозначения [1,2,4-8], полную систему уравнений теории ползучести относительно неизвестных компонент тензоров напряжений, деформаций и перемещений произвольных тел, закрепленных на части поверхности - Γ_u и нагруженных объемными и, на части поверхности - Γ_p , поверхностными силами, запишем в виде:

$$\begin{aligned} \nabla_j \sigma^{ij} + f^i &= 0, \quad \varepsilon_{ij} = 1/2(u_{i,j} + u_{j,i}), \quad \varepsilon_{ij} = d_{ijkl} \sigma^{kl} + C_{ij}, \\ \sigma^{ij} n_j - t^i &= 0 - \Gamma_p, \quad u_i - u_i^* = 0 - \Gamma_u, \end{aligned} \quad (1)$$

причем в начальный момент времени напряженно-деформированное состояние тела отвечает упругому состоянию, а деформации ползучести $C_{ij}|_{t=0} = 0$.

Рассматривая тела из изотропных при ползучести материалов, уравнения состояния ползучести с параметром повреждаемости $\omega(t)$ [1-6], запишем в виде

$$\begin{aligned} \dot{C}_{ij} &= \Lambda(\sigma_e, \omega) \cdot S_{ij}, \quad \omega(0) = 0, \\ \dot{\omega}_{ij} &= \Omega(\sigma_e^\omega, \omega), \quad \omega(t_*) = \omega_*, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\Lambda(\sigma_e, \omega)$, $\Omega(\sigma_e^\omega, \omega)$ - функции, определяемые по кривым ползучести вплоть до разрушения образцов из материала тела; t_* , ω_* - время разрушения и критическое значение параметра повреждаемости; σ_e , σ_e^ω - напряжения Мизеса и эквивалентные напряжения, отвечающие теории длительной прочности.

Например, для зависимостей типа Нортонa [3,4], функции в (2) принимают вид:

$$\Lambda(\sigma_e, \omega) = \frac{3}{2} \cdot \frac{B \sigma_e^{n-1}}{(1-\omega^r)^m}, \quad \Omega(\sigma_e^\omega, \omega) = \frac{D(\sigma_e^\omega)^k}{(1-\omega^r)^l}, \quad (3)$$

Далее, рассмотрим следующий функционал

$$\begin{aligned} R_{u\sigma} &= \iiint_V \left[\frac{1}{2} \sigma^{ij} (\nabla_i u_j + \nabla_j u_i) - \sigma^{ij} C_{ij} - \Lambda(\sigma_{ij}) - f^i u_i \right] dV - \\ &\quad - \iint_{S_t} t^i u_i dS - \iint_{S_n} n_i \sigma^{ij} (u_j - u_j^*) dS. \end{aligned} \quad (4)$$

В дальнейшем предположим, что в некоторый момент времени t_k , деформации ползучести определены. По аналогии с вариационным принципом, сформулированным в работе [7], независимыми варьируемыми величинами в произвольный момент времени t_k примем перемещения и напряжения, а вариации деформаций ползучести при этом считаем нулевыми: $\delta C_{ij} = 0$. Найдем уравнения Эйлера - Остроградского для функционала (4), считая, что вариации объемных и поверхностных сил, как и деформаций ползучести равны нулю, а оператор варьирования действует лишь на варьируемые переменные: перемещения и напряжения. Тогда, с учетом симметричности тензоров напряжений и деформаций, после использования теоремы Гаусса -

Остроградского и группировки членов при независимых вариациях, первую вариацию функционала (4) представим в виде:

$$\delta R_{u\sigma} = \iiint_V \left[\delta \sigma^{ij} \left\{ \frac{1}{2} (\nabla_i u_j + \nabla_j u_i) - d_{ijkl} \sigma^{kl} - C_{ij} \right\} - \delta u_i (\nabla_j \sigma^{ij} + f^i) \right] dV. \quad (5)$$

Заметим, что из условия стационарности функционала (4) $\delta R_{u\sigma} = 0$, уравнения Эйлера - Остроградского принимаю следующий вид:

$$\begin{aligned} \nabla_j \sigma^{ij} + f^i &= 0, \quad \frac{1}{2} (\nabla_i u_j + \nabla_j u_i) = d_{ijkl} \sigma^{kl} + C_{ij}, \\ \sigma^{ij} n_j - t^i &= 0 - \Gamma_p, \quad u_i - u_i^* = 0 - \Gamma_u. \end{aligned}$$

Полученные выше уравнения отвечают исходной системе уравнений (1), что позволяет сформулировать следующий вариационный принцип: «функции, описывающие напряженно-деформированное состояние при известных в произвольный момент времени деформациях ползучести, придают функционалу $R_{u\sigma}$ стационарное значение». Вариационный функционал (4) следует отнести к смешанным функционалам, причем в начальный момент времени при нулевых деформациях ползучести из него следует известный функционал Рейсснера [3,7].

4. Метод решения задач ползучести. Отметим, что величины C_{ij} входят в функционал (4) как параметры и их необходимо определить из уравнений (2) независимо от решения сформулированной выше задачи. Для интегрирования уравнений (2) по времени применим численный метод Рунге-Кутты-Мерсона [5,6]. Для дальнейшего рассмотрения введем вектор - $\bar{y} = \bar{y}(C_{ij}, \omega)$, составленный из значений деформаций ползучести и повреждаемости в точках дискретизации тела, и преобразуем уравнения (2) к векторной форме:

$$\frac{d\bar{y}}{dt} = \bar{f}(t, \bar{y}), \quad \bar{y}(t_0) = \bar{y}^{(0)}. \quad (6)$$

Решение на каждом последующем шаге времени вычисляется так:

$$\bar{y}(t + \Delta t) = \bar{y}(t) + \frac{1}{2} (\bar{k}_1 + 4\bar{k}_4 + \bar{k}_5) + O(\Delta t)^5, \quad (7)$$

где

$$\begin{aligned} \bar{k}_1 &= \frac{1}{3} \Delta t \bar{f}[t, \bar{y}(t)], \quad \bar{k}_2 = \frac{1}{3} \Delta t \bar{f}[t + \frac{1}{3} \Delta t, \bar{y}(t) + \bar{k}_1], \\ \bar{k}_3 &= \frac{1}{3} \Delta t \bar{f}[t + \frac{1}{3} \Delta t, \bar{y}(t) + \frac{1}{2} (\bar{k}_1 + \bar{k}_2)], \quad \bar{k}_4 = \frac{1}{3} \Delta t \bar{f}[t + \frac{1}{2} \Delta t, \bar{y}(t) + \frac{3}{8} (\bar{k}_1 + 3\bar{k}_3)], \\ \bar{k}_5 &= \frac{1}{3} \Delta t \bar{f}[t + \Delta t, \bar{y}(t) + \frac{3}{2} (\bar{k}_1 - 3\bar{k}_3 + 4\bar{k}_4)]. \end{aligned}$$

По найденным в некоторый момент времени деформациям ползучести методом Рунге отыскиваются искомые функции перемещений и напряжений из вариационного равенства для смешанного вариационного функционала (4). Рассмотрим класс функций перемещений и напряжений, точно удовлетворяющих граничным условиям. Для этого, как и в [7], воспользуемся вариационно-структурным методом теории R-функций [4]. Структуры решений для искомым параметров напряженно-деформированного состояния, например для тел вращения [7], можно записать в виде:

$$u_i = u_{i*} + \sum_{r=1}^n a_i^{(r)} \varphi_i^{(r)}, \quad \sigma^{ij} = \sigma_*^{ij} + \sum_{r=1}^n b_{(r)}^{ij} \psi_{(r)}^{ij}, \quad (9)$$

где u_{i*} , σ_*^{ij} - заданные компоненты вектора перемещений и тензора напряжений, $q_u \{a_i^{(r)}\}$, $q_\sigma \{b_{(r)}^{ij}\}$ - векторы, составленные из коэффициентов структур решений, подлежащих определению, $\varphi_i^{(r)}$, $\psi_{(r)}^{ij}$ - координатные функции, обладающие свойством полноты. Величины u_{i*} , σ_*^{ij} , $\varphi_i^{(r)}$, $\psi_{(r)}^{ij}$ выбираются таким образом, чтобы аппроксимации (9) тождественно удовлетворяли всем граничным условиям.

После подстановки структур решения (9) в вариационное равенство $\delta R_{u\sigma} = 0$, с учетом независимости варьируемых функций, как и в [7], для вычисления коэффициентов аппроксимации неопределенных компонент структур решений получим систему линейных алгебраических уравнений:

$$\begin{bmatrix} [R_{11}] & [R_{12}] \\ [R_{21}] & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_\sigma \\ q_u \end{Bmatrix} = - \begin{Bmatrix} p_\sigma + p_c \\ p_u \end{Bmatrix}, \quad (10)$$

где $[R_{ij}]$ - блочные матрицы; p_σ, p_u - векторы, соответствующие заданным значениям искомым функций на границах тела, компоненты которых совпадают с представленными в [7]; p_c - вектор «фиктивных» сил, отвечающий деформациям ползучести.

Коэффициенты матриц и векторов алгебраической системы (10), компоненты которых в виду громоздкости здесь не приводятся, подсчитывались численно по квадратурным формулам Гаусса. Линейная алгебраическая

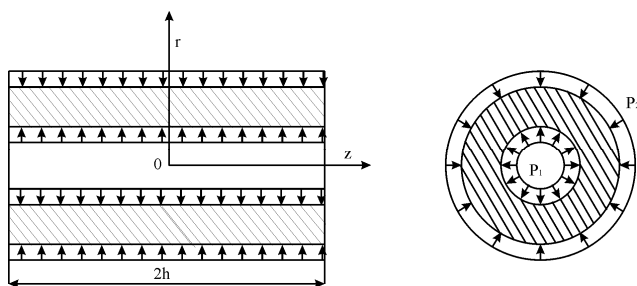


Рис. 1. Цилиндр со свободными торцами.

сечение цилиндра из материала Д16АТ при температуре 300°C . Геометрические параметры цилиндра приняты следующими: $R_1 = 0.1\text{ м}$, $R_2 = 0.5\text{ м}$, $h = 0.3\text{ м}$, $p_1 = 1\text{ МПа}$, $p_2 = 3\text{ МПа}$, $E = 210\text{ ГПа}$, $\nu = 0.3$.

Начальные и краевые условия имеют вид:

$$C_{rr}|_{t=0} = 0, C_{\theta\theta}|_{t=0} = 0, C_{zz}|_{t=0} = 0, C_{rz}|_{t=0} = 0,$$

$$\sigma_{rr}|_{r=R_1} = -p_1, \sigma_{rr}|_{r=R_2} = -p_2, \sigma_{zr}|_{r=R_1} = 0,$$

$$\sigma_{zr}|_{z=\pm h} = 0, \sigma_{zr}|_{r=R_2} = 0, \sigma_{zz}|_{z=\pm h} = 0.$$

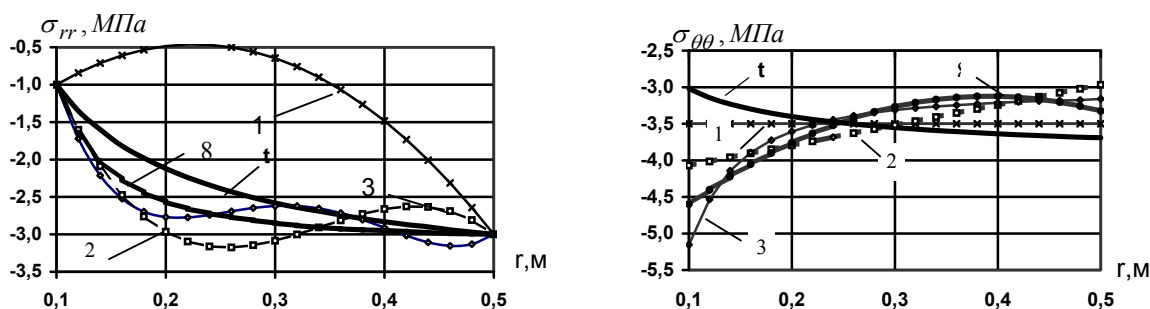


Рис. 2. Сходимость решений от количества координатных функций.

Радиальные напряжения при $t=0$ ($N=1,2, \dots, 8$) и при установившейся ползучести – t .

Окружные напряжения при $t=0$ ($N=1,2, \dots, 8$) и при установившейся ползучести – t .

В начальный момент времени $t=0$ исследована сходимость решений в зависимости от количества координатных функций в структурах решений: $N=1,2, \dots, 8$. Данные о сходимости показывают, что результаты расчета для $N=8$ весьма точно соответствуют решениям, полученным в работе [9]. В начальный момент времени деформации ползучести равны нулю, а из смешанного вариационного функционала (4) следует известный смешанный вариационный функционал Рейсснера. Решение задачи для установившейся ползучести отвечает известному, представленному в [2].

Выводы. Предложен вариационный принцип, позволяющий эффективно отыскивать на каждом шаге времени решения нелинейных начально-краевых задач ползучести тел. В примерах расчетов толстостенных цилиндров установлены свойства внутренней сходимости приближенных решений, отыскиваемых по методике, представленной в статье.

Литература

1. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. - М., Наука, 1966. - 752 с.
2. Бойл Дж., Спенс Дж. Анализ напряжений в конструкциях при ползучести: Пер. с англ. - М.: Мир, 1986. - 360 с.
3. Розин Л.А. Вариационные постановки задач для упругих систем. - Л.: Изд-во ЛГУ, 1978. - 222с.
4. Рвачев В.Л. Теории R-функций и некоторые ее приложения. - К.: Наук. думка, 1982. - 552с.
5. Naumenko K. On the use of the first order shear deformation models of beams, plates and shells in creep lifetime estimations. Tech. Mech., 20, (2000), p.215-226.
6. H. Altenbach, O. Morachkovsky, K. Naumenko, A. Sychov. Geometrically nonlinear bending of thin - walled shells and plates under creep - damage conditions. Arch. Appl. Mech., 67, (1997), p. 339 - 352.
7. Ромашов Ю. В. Разработка метода расчета контактных напряжений на уплотнительных поверхностях затворов высокого давления. Дис. канд. техн. наук: 05.02.09. - Харьков, 2001. - 202 с.
8. Абдулла-Заде Ф.Г. Об одном вариационном принципе теории ползучести для расчета предварительно напряженных тел // МТТ, №4, 1993.- с. 118 - 122.
9. Лурье А. И. Пространственные задачи теории упругости. - М.: Гостехиздат, 1955. - 491 с.

УДК 539.3

РОЗВ'ЯЗУВАННЯ ЗАДАЧ ЗГИНУ ОБОЛОНОК З ПОПЕРЕЧНИМ ЗСУВОМ ПРИ ПОВЗУЧОСТІ

Морачковський О.К., докт. техн. наук, проф, Замула О.О.

(г. Харьков, Україна)

In article the method for problem solving of a bending of creep shells of revolution is given, that are modeled by equations, which one within the frames of the Rabotnov-Kachanov creep-damage theory allow for deformation of transversal shift. The main equations under the scheme FEM and numerical outcomes for a problem of bending thin plate with rigid center under creep are submitted.

1. Актуальність теми. Дослідження повзучості конструктивних елементів машин, зокрема, тонкостінних оболонок обертання є складною науковою проблемою. Необхідність її вирішення пов'язана з тим, що в багатьох галузях промисловості відповідальні елементи машин і конструкцій експлуатуються при високих температурах та рівнях навантажень. В цих умовах конструктивні елементи деформуються при повзучості, супроводжуваної накопиченням незворотних деформацій і пошкоджень. Дослідження по темі викладені в різних наукових працях, наприклад, в [1-7].

В роботі надано метод для розв'язування задач згину оболонок обертання при повзучості, що моделюються рівняннями, які в межах теорії повзучості Работнова-Качанова з урахуванням пошкоджуваності враховують деформацію поперечного зсуву. Такі дослідження практично не виконувались.

2. Постановка задачі та метод її розв'язання. В роботі, як це прийнято при розгляді задач повзучості тонкостінних оболонок, розглядається схема методу скінчених елементів (МСЕ) в поєднанні з чисельним інтегруванням рівнянь стану. Для останнього прийнято метод Рунге-Кути в модифікації Мерсона, що є ефективним, як це доведено в роботі [6]. При цьому на кожному кроці часу відшукувалась точка стаціонарності варіаційної рівності для функціоналу типа Лагранжа:

$$\int_V (\delta \{ \varepsilon \}^T \{ \sigma \} - \delta \{ u \}^T \{ g \}) dV - \int_S \delta \{ u \}^T \{ p \} dS = 0 \quad (1)$$

де $\{ \varepsilon \} = \{ e \} + \{ c \}$ - вектор повної деформації, що є сумою пружних та деформацій повзучості; $\{ u \}$, $\{ \sigma \}$ - вектори переміщень і напружень; $\{ g \}$, $\{ p \}$ - вектори зовнішніх об'ємних та поверхневих сил.

Зв'язок деформацій повзучості c_{ij} з компонентами тензора напружень σ_{ij} прийнято таким, що відповідає співвідношенням теорії повзучості Работнова-Качанова [1]:

$$\begin{aligned} \dot{c}_{11}(\sigma_e, \omega) &= \frac{B \sigma_i^{n-1}}{(1-\omega^r)^m} \left(\sigma_{11} - \frac{1}{2} \sigma_{22} \right), & \dot{c}_{22}(\sigma_e, \omega) &= \frac{B \sigma_i^{n-1}}{(1-\omega^r)^m} \left(\sigma_{22} - \frac{1}{2} \sigma_{11} \right), \\ \dot{c}_{13}(\sigma_e, \omega) &= \frac{3B \sigma_i^{n-1}}{(1-\omega^r)^m} \sigma_{13}, & \dot{\omega}(\sigma_e, \omega) &= \frac{D (\alpha \max \{ \sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III} \} + (1-\alpha) \sigma_i)^k}{(1-\omega^r)^p}, \end{aligned} \quad (2)$$

$$\omega(0) = 0, \quad \omega(t_*) = \omega_* .$$

де D, B, n, r, m, l, k - матеріальні сталі повзучості; ω, t_* - параметр пошкоджуваності та час до руйнування; σ_e - еквівалентні напруження, для яких використовується інтенсивність Мізеса σ_i і максимальне головне напруження $\max \{ \sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III} \}$.

Деформації в точці тіла, що розглядається, прийнято такими, що відповідають відомим тензорним залежностям загальної теорії повзучості [1]:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ij} &= C_{ijkl} \sigma_{kl} + c_{ij} = 1/2 (u_{i,j} + u_{j,i}); & \forall x \in V; \\ u_i &= \tilde{u}_i; & \forall x \in S_1; & u_i(x, 0) = c_{ij}(x, 0) = 0. \end{aligned} \quad (3)$$

де C_{ijkl} - тензор, яким визначається пружні властивості матеріалів. Крім того, позначено, що \tilde{u}_i - значення переміщень точок, що належать закріпленій поверхні оболонки.

Дискретизація в рівності (1) здійснювалась у відповідності зі схемою методу скінчених елементів, який докладно викладений в роботі [7]. Нормальне і осьове переміщення і функція зсуву апроксимовані кубічним поліномом. Використано скінчений елемент з дванадцятьма степенями вільності, кожній з яких відповідає узгальнена координата - q_i , яка представляє вузлові невідомі задачі.

Далі, наслідуючи стандартну схему методу скінчених елементів, отримано рівняння, що розв'язується для кожного моменту часу, яке визначається при інтегруванні залежностей (2):

$$[K] \{q\} = \{F_c\} + \{F_q\} \quad (4)$$

де $[K]$, $\{F_q\}$, $\{F_c\}$ - матриця жорсткості системи, вектори приведених до вузлів зовнішніх сил і "фіктивних" сил, що зумовлені деформаціями повзучості.

Розв'язання проводилось у такій послідовності. Рівняння стану інтегрувались методом Рунге-Кутта-Мерсона з автоматичним вибором кроку в часі. Елементи матриці жорсткості і векторів сил, включаючи і сили,

що відповідають накопиченим до розглядуваного моменту часу деформаціям повзучості, які підраховуються за допомогою квадратурних формул Гауса.

3. Повзучість круглої пластини з жорстким центром. Розглянемо результати розрахунку на повзучість круглої пластини з жорстким центром і з защемленням на зовнішньому контурі, яка зображена на рис.1. Раніше така задача розглядалась в роботі [7], де вивчалась повзучість пластини під дією вантажу $P=40$ Н, прикладеного в центрі пластини. Як і в роботі [7], значення геометричних параметрів наступні: $R=4,8$ см, $h=0,1$ см, $r_0=0,25$ см, $L=R-r_0=4,55$ см. Пластина виготовлена з матеріалу D16AT, фізико-механічні характеристики якого наступні:

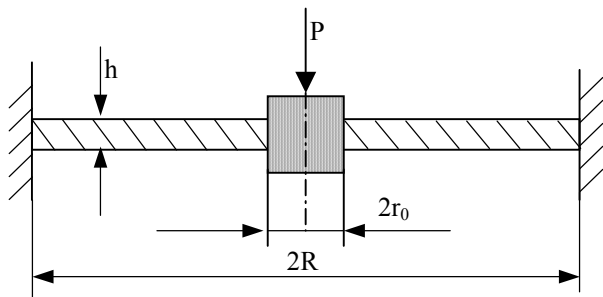


Рис 1.

$E=6,5 \cdot 10^4$ МПа; $G=2,5 \cdot 10^4$ МПа; $B=0,34 \cdot 10^{-7}$ МПа $^{-n}$ /ч; $D=1,9 \cdot 10^{-7}$ МПа $^{-k}$ /ч; $n=m=k=p=2,93$; $r=1,379$; $\alpha=0$.

Розрахунок виконувався для скінченно-елементної сітки з 40 СЕ. Обчислення закінчувались при досягненні значення параметру пошкоджуваності $\omega = 0,99$. За отриманими результатами зроблено порівняння з чисельними даними роботи [7]. Час до руйнування, отриманий в [7], дорівнює 50,5 годин, та виявився більшим ніж в даній роботі – $t^*=45,6$ годин. Це пояснюється

тим, що при врахуванні деформації зсуву з початкового навантаження рівень інтенсивностей напружень є меншим ніж без врахування поперечного зсуву, як і жорсткість пластини, це відповідно зменшує і час повзучості.

Розрахункові дані представлено на Рис.2-5. Лініями без маркерів позначені результати, що отримані в початковий момент часу. Лініями з маркерами позначені результати, які отримані в момент руйнування.

На рис.2 представлено розподіл прогинів пластини по довжині. Порівнюючи дві зображені лінії, можна зробити висновок про те, що прогин з часом значно зростає. В момент часу t^* він у декілька разів перевищує товщину пластини, що вимагає в подальшому врахування геометрично нелінійної складової деформацій.

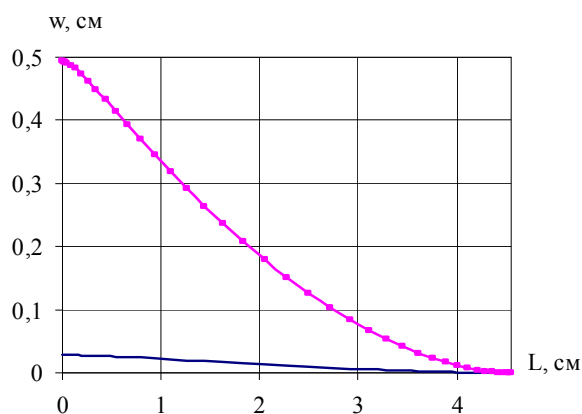


Рис. 2

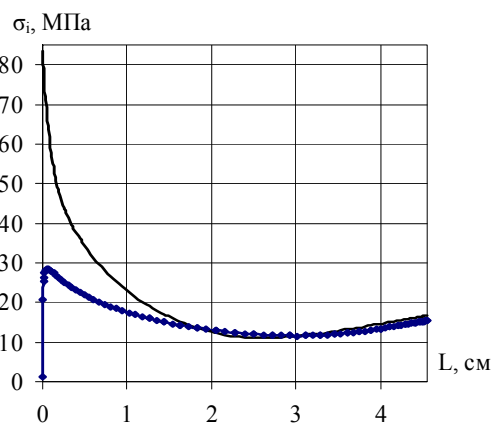


Рис. 3

Характер розподілу інтенсивності напруження по зовнішній поверхні пластини (рис.3) виявився аналогічний тому, що представлено в [7]. Розрахунки показали, що поблизу жорсткого центру нормальні напруження з часом суттєво релаксують. Внаслідок чого перед руйнуванням рівень інтенсивності тут виявляється найменшим.

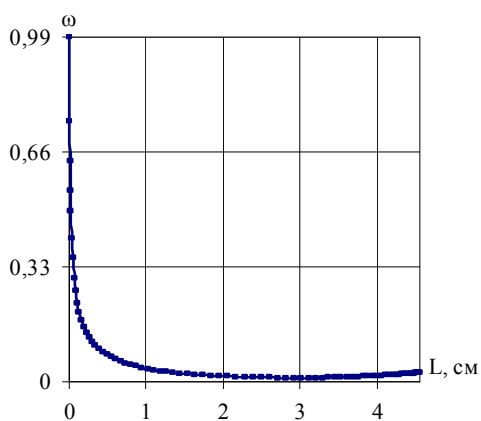


Рис. 4

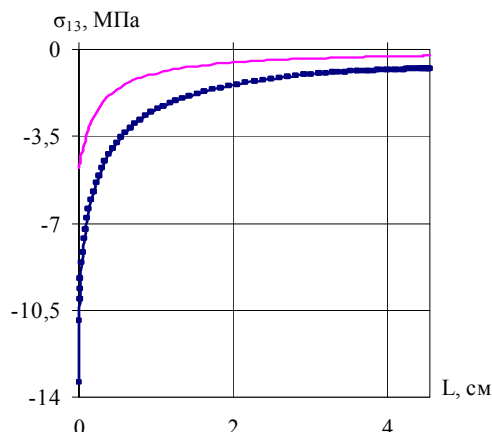


Рис. 5

На рис. 4 представлено розподіл пошкодження на зовнішній поверхні пластини в момент руйнування.

На рис.5 показано розподіл зсувних напружень по довжині на зовнішній поверхні пластини. Дослідження показало, що в той час як при $t=0$ дотична напруга незначна у порівнянні з іншими компонентами напруженого стану, в процесі повзучості вона значно зростає, тим самим вносячи “поправки” в самий процес.

Література

1. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. - М., Наука, 1966. - 752 с.
2. Бойл Дж., Спенс Дж. Анализ напряжений в конструкциях при ползучести: Пер. с англ. - М.: Мир, 1986. - 360 с.
3. Розин Л.А. Вариационные постановки задач для упругих систем. - Л.: Изд-во ЛГУ, 1978. - 222с.
4. Рвачев В.Л. Теории R-функций и некоторые ее приложения. - К.: Наук. думка, 1982. - 552с.
5. Naumenko K. On the use of the first order shear deformation models of beams, plates and shells in creep lifetime estimations. Tech. Mech., 20, (2000), p.215-226.
6. H. Altenbach, O. Morachkovsky, K. Naumenko, A. Sychov. Geometrically nonlinear bending of thin - walled shells and plates under creep - damage conditions. Arch. Appl. Mech., 67, (1997), p. 339 - 352.
7. Шипулин С.А. Разработка метода расчета прочности оболочечных конструкций при осесимметричном циклическом нагружении и ползучести: Дис. канд. техн. наук: 05.02.09. Харьков, ХГПУ, 1999.

УДК 539.3

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА НА ПРОЧНОСТЬ РАЗГРАНИЧИВАЮЩЕЙ СТЕНКИ ДЛЯ ОКНА ВЫВОДА УСКОРИТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОНОВ

Неклюдов И.М., докт. физ.-мат. наук, проф., Корнилов Е.А., докт. физ.-мат. наук, проф.,
Морачковский О.К., докт. техн. наук, проф., Бирюков О.В., канд. техн. наук,
Ковпик О.Ф., канд. физ.-мат. наук, Ромашов Ю.В., канд. техн. наук,
Саенко С.Ю., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

This paper deals with development of the strength evaluation technique for injecting window differentiating wall of the boosters of electrons used in technological purposes for processing of materials and parts. The approximated technique which is taking into account heating, radiation of a wall and acting on it of pressure of a handling medium is presented.

Постановка проблемы. В настоящее время для технологических целей используют линейные ускорители электронов, с помощью которых обрабатывают различные материалы, в том числе газы и жидкости, и детали. Важным конструктивным элементов таких ускорителей является окно вывода, которое отделяет вакуумный объем ускорителя от внешней среды и через которое осуществляется вывод пучка электронов. Конструирование окна вывода представляет сложную техническую задачу, поскольку окно вывода должно удовлетворять противоречивым требованиям: одновременно обеспечивать герметичность вакуумного объема и свободный выход пучка электронов из вакуумного объема. Эффективное решение задачи конструирования окна вывода ускорителя требует разработки методик расчета прочности разграничивающей стенки, адекватно, отражающих процессы ее деформирования.

Анализ последних исследований и публикаций. В настоящее время известны конструкции, в которых осуществляют вывод пучка электронов через фольгу из титана или алюминия, толщиной 15-100 мкм [1]. Малая механическая прочность фольги ограничивает размеры окна вывода; его приходится выполнять в виде узкой короткой полосы с протяженностью вдоль короткой стороны $\sim 40\div 80$ мм, а вдоль длинной стороны >1000 мм. При выпуске пучка через такое окно требуется его развертка в двух направлениях, при этом существенно ограничиваются размеры обрабатываемых деталей. Известные материалы непригодны для изготовления стенок, разграничивающих окна диаметром ~ 300 мм. Для стенок таких окон предлагается использовать пластины, изготовленные из углерод-углеродного композиционного материала УУКМ, обладающего высокими термомеханическими свойствами и малым коэффициентом захвата электронов. Основным препятствием при разработке подобных конструкций является отсутствие расчетных методик для прогнозирования прочности разграничивающих стенок.

Цель и постановка задачи. Разграничивающая стенка для вывода пучка электронов подвергается разнообразным воздействиям. Приращение полной деформации в точке разграничивающей стенки можно представить в виде [2]:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + d\varepsilon_{ij}^c + d\varepsilon_{ij}^v, \quad (1)$$

где $d\varepsilon_{ij}^e, d\varepsilon_{ij}^p, d\varepsilon_{ij}^c, d\varepsilon_{ij}^v$ - приращения деформаций соответственно упругой, пластической, ползучести и изменения объема.

Приращение упругой деформации в точке тела можно определить, используя закон Гука:

$$d\varepsilon_{ij}^e = c_{ijkl} d\sigma_{ij} + \frac{dc_{ijkl}}{dT} dT, \quad (2)$$

где c_{ijkl} , σ_{ij} - компоненты тензоров упругих постоянных и тензора напряжений, T - температура в точке тела.

В выражении (2) предполагается, что облучение слабо влияет на значения упругих постоянных материала [2]. Учет зависимости упругих постоянных от температуры требует проведения экспериментов по установлению такой зависимости для конкретного материала. Проведение таких экспериментов относительно несложно и не связано с большими затратами.

Изучение процессов пластического деформирования и ползучести, т.е. учет приращений деформации $d\varepsilon_{ij}^p$ и $d\varepsilon_{ij}^c$, требует проведения серии экспериментальных исследований по получению диаграмм деформирования и кривых ползучести при разной температуре и истории облучения. Проведение подобных экспериментов связано с большими затратами и может столкнуться с множеством технических трудностей. На сегодняшний день в литературе для некоторых конструкционных материалов, применяемых в реакторостроении, можно найти результаты подобных исследований при нейтронном облучении, характерном для ядерных реакторов [2], [3]. Пластическое деформирование и ползучесть конструкционных материалов при облучении электронами изучено мало, в литературе не удалось найти какой-либо систематизированной информации по этому вопросу.

Изменение объема тела происходит вследствие температурного расширения и радиационного распухания:

$$d\varepsilon_{ij}^v = \delta_{ij} \alpha dT + \delta_{ij} \frac{dS}{3}, \quad (3)$$

где $\alpha = \alpha(T)$ - коэффициент линейного температурного расширения, S - относительное изменение объема тела при радиационном распухании.

Известно, что при облучении нейтронами радиационное распухание конструкционного материала можно представить как функцию вида [2]:

$$S = S_k(T, \Phi), \quad (4)$$

где Φ - интегральный поток излучения, нейтрон / см².

Зависимость (4) определена экспериментально для некоторых конструкционных материалов, в частности для аустенитных сталей, используемых в качестве оболочечных материалов твэлов ядерных реакторов [2]. Согласно экспериментальным данным, при нейтронном облучении, когда $\Phi \sim 10^{23}$ нейтрон / см², распухание аустенитных сталей, используемых в реакторостроении, может достигать 10 %. Систематизированных данных по радиационному распуханию при облучении электронами в литературе найти не удалось.

Отсутствие каких-либо данных о поведении конструкционных материалов, и в частности материала УУКМ, делает невозможным адекватный учет процессов деформирования разграничивающей стенки при анализе ее напряженно-деформированного состояния. С другой стороны, при наличии всей необходимой информации расчет напряженно-деформированного состояния разграничивающей стенки с учетом всех слагаемых в выражении (1) будет представлять собой весьма сложную математическую задачу, решение которой можно будет получить только при помощи ЭВМ после проведения большого числа расчетов. На начальном этапе проектирования более удобными являются упрощенные методики для оценочных расчетов, которые записываются ограниченным количеством формул, и которые можно выполнять вручную. Расчеты, основанные на сложных моделях деформирования, из-за их сложности могут найти применение лишь на конечном этапе проектирования для выполнения проверочных расчетов. Далее рассмотрим приближенную методику расчета прочности разграничивающей стенки для окна вывода ускорителя электронов технологического назначения.

Приближенная методика расчета разграничивающей стенки. Конструкция окна вывода ускорителя показана на рис. 1. Разграничивающая стенка 3, выполненная из материала УУКМ в виде круглой пластины постоянной толщины h , в рабочем положении прижимается к несущему фланцу 1 при помощи прижимного фланца 2. Уплотнение на вакуум стыка несущего фланца 1 и корпуса вакуумной камеры осуществляется при помощи резинового уплотнителя, а уплотнение стыка разграничивающего окна 3 и несущего фланца 1 – при помощи медного проволочного кольца с круглым сечением. В стыке между разграничивающей стенкой 3 и прижимным фланцем 2 предусматривается паронитовая прокладка. Расчетная схема разграничивающей стенки принимается в виде круглой пластины радиуса $b = 50$ мм, соответствующего условному проходу окна вывода (рис. 1), толщиной $h = 2$ мм. Отношение $b/h = 25$, что позволяет рассматривать разграничивающую стенку, как тонкую пластину, и выполнять все расчеты в рамках гипотез Кирхгофа [4]. Давление внешней среды приемлем совпадающим по величине с атмосферным давлением, т. е. $q = 0,1$ МПа (рис. 1). При расчетах не будем учитывать пластические деформации и деформации ползучести; деформации в точках пластины будем считать малыми. Тогда соотношение (1) запишется в виде:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^v. \quad (5)$$

Следуя работе [4], и дополнительно рассматривая возможность растяжения срединной плоскости пластины, получим дифференциальные уравнения для определения угла поворота $\vartheta = \vartheta(r)$ нормали к срединной плоско-

сти и перемещения $u_r^0 = u_r^0(r)$ точки срединной плоскости и соответствующие им граничные условия:

$$\frac{d^2 \vartheta}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\vartheta}{dr} - \frac{\vartheta}{r^2} = \frac{qr}{2D} + \frac{D_v}{D} \frac{d\kappa_v}{dr}; \quad \vartheta|_{r=0} < \infty; \quad \vartheta|_{r=b} = 0, \quad (6)$$

$$\frac{d^2 u_r^0}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du_r^0}{dr} - \frac{u_r^0}{r^2} = \frac{D_v}{D_0} \frac{d\kappa_v^0}{dr}; \quad u_r^0|_{r=0} < \infty; \quad u_r^0|_{r=b} = 0, \quad (7)$$

где $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$, $D_0 = \frac{Eh}{1-\nu^2}$, $D_v = \frac{E}{1-\nu}$, $\kappa_v = \int_{-h/2}^{h/2} (\alpha\Delta T + \frac{1}{3}S)zdz$, $\kappa_v^0 = \int_{-h/2}^{h/2} (\alpha\Delta T + \frac{1}{3}S)dz$.

Решив краевые задачи (6) и (7), определим угол ϑ и перемещение u_r^0 , а затем, используя полученный результат, определим напряжения в точках пластины. Для этого воспользуемся выражениями:

$$\sigma_r = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{d\vartheta}{dr} + \nu \frac{\vartheta}{r} \right) z + \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{du_r^0}{dr} + \nu \frac{u_r^0}{r} \right) - \frac{E}{1-\nu} \left(\alpha\Delta T + \frac{1}{3}S \right), \quad (8)$$

$$\sigma_r = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{\vartheta}{r} + \nu \frac{d\vartheta}{dr} \right) z + \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{u_r^0}{r} + \nu \frac{du_r^0}{dr} \right) - \frac{E}{1-\nu} \left(\alpha\Delta T + \frac{1}{3}S \right).$$

Выражения (8) можно получить из соотношения (5), подставляя в него соотношения закона Гука и геометрические уравнения теории изгиба тонких пластин.

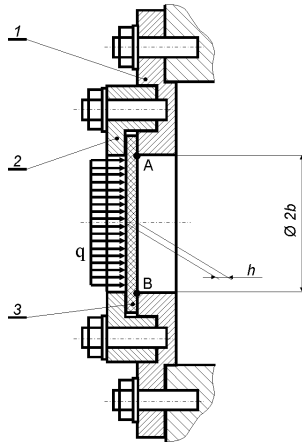


Рис. 1

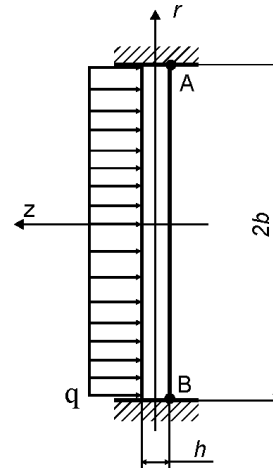


Рис. 2

Для решения краевых задач (6) и (7) предварительно необходимо определить распределение температуры ΔT в точках пластины, а также ее распухание S вследствие облучения электронами. Решение указанных краевых задач не представляет принципиальных трудностей и, в принципе, может быть получено для различных законов распределения температуры и распухания. При выполнении предварительных расчетов предположим, что температура и распухание одинаковы во всех точках пластины. В результате получим, что

$$\frac{d\kappa_v}{dr} = 0; \quad \frac{d\kappa_v^0}{dr} = 0. \quad (9)$$

Введенные предположения существенно упрощают решение краевых задач (6) и (7). В результате получаем, что

$$\vartheta(r) = \frac{qb^3}{16D} \left[\left(\frac{r}{b} \right)^3 - \frac{r}{b} \right]; \quad u_r^0 = 0. \quad (10)$$

Подставляя выражения (10) в формулы (8), определим напряжения в точках пластины:

$$\sigma_r = \frac{3}{4} \frac{b^2}{h^3} q \left[(3+\nu) \left(\frac{r}{b} \right)^2 - (1+\nu) \right] z - \frac{E}{1-\nu} \left(\alpha\Delta T + \frac{1}{3}S \right), \quad (11)$$

$$\sigma_r = \frac{3}{4} \frac{b^2}{h^3} q \left[(1+3\nu) \left(\frac{r}{b} \right)^2 - (1+\nu) \right] z - \frac{E}{1-\nu} \left(\alpha\Delta T + \frac{1}{3}S \right).$$

Для оценки статической прочности пластины используем критерий

$$\sigma_{\text{экв}} < [\sigma], \quad (12)$$

где $\sigma_{э\text{кв}}$ - эквивалентное напряжение, $[\sigma]$ - допускаемое напряжение.

В качестве эквивалентного напряжения используем интенсивность напряжений

$$\sigma_i = \sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_\phi^2} - \sigma_r \sigma_\phi. \quad (13)$$

Расчеты по формулам (11), (13) показывают, что максимальные значения интенсивности напряжений достигаются в точках *A* и *B* пластины (рис. 1 и рис. 2). Установлено, что с увеличением температуры пластины интенсивность напряжений увеличивается (рис. 3), однако интенсивность напряжений достигнет предела прочности при температуре $\sim 350^\circ\text{C}$. Это ориентировочная оценка, поскольку в расчетах не учитывалось изменение упругих постоянных и коэффициента линейного теплового расширения с увеличением температуры.

Данных по распуханию материала УУКМ при облучении электронами отсутствуют. При данных обстоятельствах можно лишь оценить уровень напряжений при заданных значениях распухания *S* пластины. Установлено, что минимально возможное значение предела прочности при сжатии материала УУКМ превышает уже при распухании $S = 0,5\%$; при распухании $S = 0,5\%$ превышает максимально возможное значение предела прочности при сжатии материала УУКМ (рис. 4). Это очень важное обстоятельство, особенно, если ориентироваться на 10% распухание, характерное для реакторных материалов при облучении нейтронами.

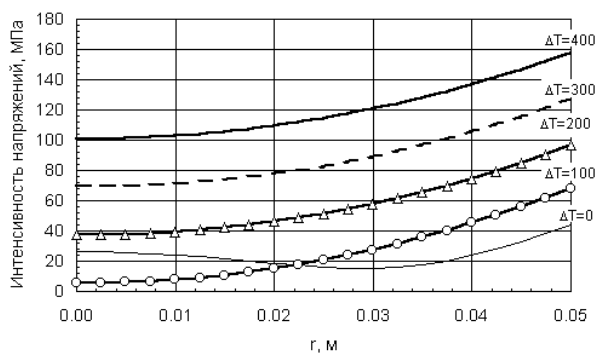


Рис. 3

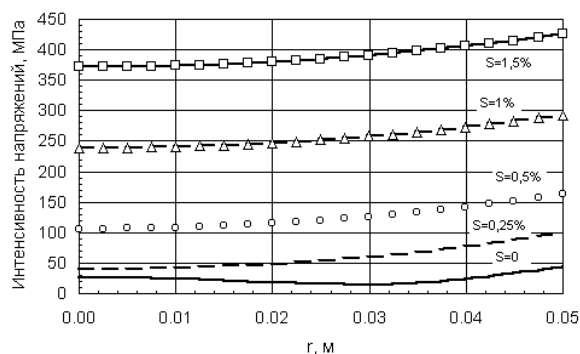


Рис. 4

Выводы. Предложенная приближенная методика расчета прочности разграничивающей стенки для окна вывода ускорителя электронов позволяет учитывать нагрев и облучение стенки электронами. Расчеты по этой методике можно выполнять вручную, что особенно важно на начальном этапе проектирования. Результаты расчетов разграничивающей стенки для окна вывода ускорителя электронов, показывают, что радиационное распухание оказывает существенное влияние на прочность разграничивающей стенки. По всей видимости, именно облучение является фактором, ограничивающим прочность разграничивающей стенки. Этим определяется необходимость проведения экспериментальных исследований по изучению распухания материала УУКМ при облучении электронами.

Литература

1. Абрамян Е.А., Альтеркоп Б.А., Кулешов Г.Д. Интенсивные электронные пучки: физика, техника, применение. – М.: Энергоиздат, 1984. – 230 с.
2. Лихачев Ю.И., Пупко В.Я. Прочность тепловыделяющих элементов ядерных реакторов. – М.: Атомиздат, 1975. – 280 с.
3. Конобеевский С.Т. Действие облучения на материалы. Введение в радиационное материаловедение – М.: Атомиздат, 1967. – 401 с.
4. Бидерман В.Л. Механика тонкостенных конструкций. Статика: Библиотека расчетчика. – М.: Машиностроение, 1977. – 488 с.

УДК 539.3

ЦИКЛ КОМПЬЮТЕРНЫХ ЛАБОРАТОРНЫХ РАБОТ ПО ДИНАМИКЕ И АНАЛИТИЧЕСКОЙ МЕХАНИКЕ ДЛЯ СТУДЕНТОВ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ СПЕЦИАЛЬНОСТЕЙ ТЕХНИЧЕСКИХ УНИВЕРСИТЕТОВ

Дружинин Е.И., канд. техн. наук, доц., Ромашов Ю.В., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

The series of computer laboratory assignment in dynamics and analytical mechanics for technical university students, specialized in machinery is presented in this paper. The main themes of the theoretical mechanics traditional course are covered on proposed laboratory assignment. KIDYM software is used for realization of laboratory assignment.

1. Постановка и анализ состояния проблемы. В настоящее время при решении инженерных задач все чаще используют разработанное персональных ЭВМ пакеты универсальных и узкоспециальных прикладных программ. Уровень подготовки современного инженера предполагает умение пользоваться этими пакетами для решения конкретных технических задач в рамках данной специальности, что с необходимостью влечет за собой потребность в существенном увеличении часов для изучения структуры и функциональных возможностей указанных выше программ, а это не всегда возможно. По этому, практически повсеместно в настоящее время принято изучать базовые дисциплины инженерного образования, например теоретическую механику в отрыве от информационных технологий.

2. Цикл компьютерных лабораторных работ. Чтобы обеспечивать достаточно высокий уровень изучения теоретической механики студентами машиностроительных специальностей и, при этом, выработать у них общие подходы к использованию базовых понятий механики при решении задач на ЭВМ, предлагается в рамках традиционного курса теоретической механики провести цикл лабораторных работ по динамике и аналитической механике. Для выполнения лабораторных работ используется сокращенная учебная версия программного комплекса КИДИМ (кинематика и динамика машин), разработанного на кафедре теоретической механики НТУ "ХПИ" для решения научных и инженерных задач динамики машин [1]. Программный комплекс КИДИМ имеет открытую архитектуру, позволяющую легко видоизменять функциональный состав комплекса в зависимости от характера решаемых с его помощью задач. Работа с комплексом состоит в создании файла исходных данных, в котором должны быть описаны математическая модель рассчитываемой конструкции и соответствующие инструкции для проведения расчетов, а также в проведении расчетов, просмотре (печати) и анализе полученных результатов. Все это осуществляется при помощи редактора-оболочки, являющегося ядром интегрированной среды комплекса, который имеет встроенную систему аналитических вычислений, включающую в себя макроязык символьного описания математических моделей инженерных задач механики. Цикл состоит из семи лабораторных работ, что соответствует учебной программе по теоретической механике, принятой для студентов большинства специальностей машиностроительного факультета Национального технического университета "Харьковский политехнический институт":

Работа № 1. Ознакомление с программным комплексом КИДИМ и решение с его помощью задач динамики прямолинейного движения материальной точки.

Работа № 2. Исследование движения материальной точки в сопротивляющейся среде.

Работа № 3. Свободные колебания материальной точки и влияние на них сил вязкого сопротивления.

Работа № 4. Вынужденные колебания материальной точки и влияние на них сил вязкого сопротивления.

Работа № 5. Реализация алгоритмов описания движения механической системы при помощи обобщенных координат.

Работа № 6. Исследование равновесия механической системы с помощью принципа виртуальных перемещений.

Работа № 7. Применение общего уравнения динамики для исследования движения механической системы с одной степенью свободы.

Особенность предлагаемого цикла лабораторных работ состоит в том, что его использование в курсе теоретической механики не требует переработки материалов лекционных и практических занятий. Это принципиальный момент, поскольку при этом сохраняется весьма высокий уровень теоретического изложения базовых понятий механики, а введение цикла компьютерных лабораторных работ направлено на формирование у студента правильного представления о применении этих понятий при решении инженерных задач на ЭВМ. Опыт и базовые знания, полученные студентом при выполнении компьютерных лабораторных работ, по динамике и аналитической механике позволят ему в дальнейшем достаточно легко осваивать разнообразные пакеты прикладных программ, предназначенные для выполнения математических расчетов. Это, в первую очередь относится к пакетам MathCad, MathLab, Maple, в которых реализованы аналитические вычисления.

Выбор программного комплекса КИДИМ для выполнения цикла лабораторных работ продиктован его лицензионной чистотой, а также весьма простым макроязыком символьного описания математических моделей задач механики. Последнее обстоятельство позволяет свести к минимуму время на изучение макроязыка и сосредоточить внимание студента на базовых понятиях механики и их использовании для решения инженерных задач на ЭВМ. Более того, при проведении лабораторных работ практически не предусмотрена затрата времени на изучение архитектуры комплекса КИДИМ. Так, в первой вводной работе после короткого ознакомления с комплексом рассматривается решение целого класса задач динамики точки – динамики прямолинейного движения точки, когда действующие на нее силы зависят от скорости. В настоящее время имеются учебные версии комплекса, разработанные для операционных систем DOS и Windows, что позволяет проводить лабораторные работы, как на современных, так и на морально устаревших ЭВМ, начиная с IBM286. Следует отметить, что проведение лабораторных работ на устаревшей компьютерной технике никак не влияет на формирование у студента правильных представлений о применении базовых понятий механики при решении задач с использованием ЭВМ; при этом может сужаться лишь общее представление о чисто информационных технологиях. Это обстоятельство весьма важно в современных условиях, когда в достаточном количестве отсутствует современная компьютерная техника и средства на ее приобретение.

3. Организация и проведение лабораторных работ. Все лабораторные работы подготовлены таким образом, чтобы выполнение любой из них, включая предварительную подготовку студентов, осуществлялось в течение одного занятия (двух академических часов). Академическая группа разделяются на несколько подгрупп,

число которых определяется числом имеющихся компьютеров. Каждая подгруппа выполняет свое индивидуальное задание. Отчет о выполнении лабораторной работы оформляет каждый студент индивидуально. Лабораторная работа организуется следующим образом. Каждая подгруппа получает задание на выполнение лабораторной работы. Вначале студенты самостоятельно изучают инструкцию по выполнению лабораторной работы. Далее они должны самостоятельно, по аналогии с приведенным в инструкции примером, подготовить файл исходных данных для решения задачи, сформулированной в лабораторной работе, выполнить необходимые расчеты, проанализировать и распечатать полученные результаты. При таком проведении лабораторных работ студентам предоставляются широкие возможности самостоятельной работы, роль преподавателя сводится к реагированию на затруднения, возникающие у студентов в ходе выполнения лабораторной работы. Это в значительной степени активизирует работу студентов и позволяет надеяться на устойчивое усвоение приобретенных ими знаний и опыта.

4. Примеры решения задач динамики. В подтверждение выше сказанного рассмотрим несколько примеров

4.1. При выполнении первой лабораторной работы студентам предлагается решить задачу динамики точки, сформулированную следующим образом. Определить, в течение первых восьми секунд движения изменение положения в пространстве и скорости материальной точки массой $m = 2,5 \text{ кг}$, которая без начальной скорости падает вертикально вниз с высоты $h = 150 \text{ м}$ под действием силы тяжести. Силу сопротивления воздуха \vec{R} принять равной:

$$\vec{R} = -(av + bv^2) \frac{\vec{v}}{v}, \quad (1)$$

где $a = 7,5 \cdot 10^{-2} \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1}$, $b = 6,5 \cdot 10^{-2} \text{ кг} \cdot \text{м}^{-1}$, \vec{v} - скорость точки, $v = |\vec{v}|$.

Уравнение движения точки в векторной форме имеет вид:

$$m\ddot{\vec{r}} = \vec{G} + \vec{R}. \quad (2)$$

Введем ось Ox , направленную вертикально вверх; начало отсчета O на оси Ox выберем на поверхности Земли (рис. 1). Тогда уравнение и начальные условия движения точки запишутся следующим образом:

$$\begin{aligned} m\ddot{x} &= -mg - (a + b|v_x|)v_x, \\ x|_{t=0} &= h; \quad \dot{x}|_{t=0} = v_0. \end{aligned} \quad (3)$$

Файл исходных данных, подготовленный для решения рассматриваемой задачи, может иметь следующий вид:

```
РАБОТА :=N1;
ВЫПОЛНИЛ :=студент Иванов А.А., гр. МШ-50;
{падение точки в воздухе}
J.x=m; P.x=-a*vх-b*abs(vх)*vх-m*g;
vх=x't;
g=9.81; m=2.5;
a=7.5e-2; b=6.5E-2;
НАЧАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ:= t(0), x(150), x't(0);
КОНЕЧНЫЕ УСЛОВИЯ:=t(8);
ПЕЧАТАТЬ:=x, vх, vх(x);
РАСЧЕТ:=ДИАГНОСТИКА;
РАСЧЕТ:=ПЕЧАТЬ УРАВНЕНИЙ;
КОНЕЦ;
```

Решив рассматриваемую задачу с помощью комплекса КИДИМ, студент может получить различные результаты в виде графиков, в частности, приведенного на рис. 2.

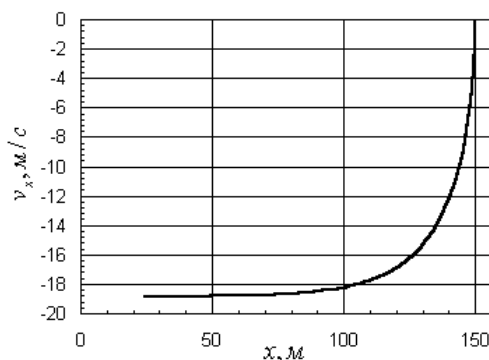
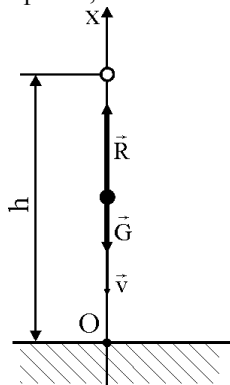


Рис. 1. Падение материальной точки в воздухе Рис. 2. Зависимость проекции скорости точки от ее координаты

4.2. При выполнении последней лабораторной работы студентам предлагается решить следующую задачу. Механическая система, состоящая из груза 1, диска 2, диска 3 и диска 4, находилась в движении под действием приложенных к ней сил. В некоторый момент, когда скорость груза 1 равнялась $v_1 = 5 \text{ м/с}$, движение диска 4

стали замедлять при помощи тормозной колодки 5, прижимаемой к нему с силой \vec{F} . Определить закон движения груза 1 в течение первых пяти секунд с начала замедления. Структура механической системы и размеры составляющих ее тел приведены на рис. 3. Исходные данные:

$$R_2 = 0,1 \text{ м}; r_2 = 0,05 \text{ м}; R_3 = 0,16 \text{ м}; r_3 = 0,08 \text{ м}; R_4 = 0,12 \text{ м}; r_4 = 0,06 \text{ м}; i_2 = 0,07 \text{ м}; i_3 = 0,1 \text{ м}; i_4 = 0,09 \text{ м}; \quad (4)$$

$$m_1 = 500 \text{ кг}; m_2 = 25 \text{ кг}; m_3 = 50 \text{ кг}; m_4 = 5 \text{ кг}; f = 0,12; F = 8 \text{ кН},$$

где i_2, i_3, i_4 - радиусы инерции тел 2, 3, 4, m_1, m_2, m_3, m_4 - массы тел 1, 2, 3, 4, f - коэффициент трения скольжения колодки и диска 4.

Общее уравнение динамики, записанное для рассматриваемой механической системы, имеет следующий вид:

$$-m_1 \ddot{x}_1 \delta x_1 - m_2 \ddot{x}_2 \delta x_2 - J_2 \ddot{\varphi}_2 \delta \varphi_2 - J_3 \ddot{\varphi}_3 \delta \varphi_3 - J_4 \ddot{\varphi}_4 \delta \varphi_4 + m_1 g \delta x_1 + m_2 g \delta x_2 - f F R_4 \delta \varphi_4 = 0, \quad (5)$$

где $J_2 = m_2 i_2^2$; $J_3 = m_3 i_3^2$; $J_4 = m_4 i_4^2$ - моменты инерции соответствующих тел.

Условия связи между параметрами $x_1, x_2, \varphi_2, \varphi_3, \varphi_4$ в рассматриваемой задаче при отсутствии проскальзывания между нитями и дисками, будут иметь вид:

$$\dot{\varphi}_2 = \frac{\dot{x}_1}{R_2 + r_2}, \quad \dot{x}_2 = \dot{\varphi}_2 R_2, \quad \dot{\varphi}_3 = \frac{2R_2}{r_3} \dot{\varphi}_2, \quad \dot{\varphi}_4 = \frac{R_3}{r_4} \dot{\varphi}_3. \quad (6)$$

Принимая x_1 в качестве обобщенной координаты, выразим через нее параметры $x_2, \varphi_2, \varphi_3, \varphi_4$ и подставим эти выражения в общее уравнение динамики (5). Этот этап решения задачи требует выполнения некоторого числа несложных математических выкладок. При решении задачи в комплексе КИДИМ эти выкладки выполнит компьютер, анализируя файл исходных данных, достаточно лишь задать цепочку вида (6). Возможный вариант текста файла исходных данных для решения рассматриваемой задачи имеет вид:

```
РАБОТА:=N7;
ВЫПОЛНИЛ:= студент Иванов А.А., гр. МШ-50;
{Применение общего уравнения динамики}
{исходные данные}
m1=500; m2=25; m3=50; m4=5;
R2=0.1; r2=0.05; R3=0.16; r3=0.08; R4=0.12; r4=0.06;
i2=0.07; i3=0.1; i4=0.09;
f=0.12; F=8000; v=5;
{инерционные элементы}
J.x1=m1; J.x2=m2; J.fi2=J2; J.fi3=J3; J.fi4=J4;
J2=m2*i2*i2; J3=m3*i3*i3; J4=m4*i4*i4;
{силовые элементы}
P.x1=m1*g; P.x2=m2*g; P.fi4=-f*F*R4; g=9.81;
{структура механизма}
fi2=x1/(R2+r2); x2=fi2*R2; fi3=2*R2*fi2/r3; fi4=R3*fi3/r4;
НАЧАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ:=t(0), x1(0), x1't(v);
КОНЕЧНЫЕ УСЛОВИЯ:=t(5);
ПЕЧАТАТЬ:=x1, v1; v1=x1't;
РАСЧЕТ:=ДИАГНОСТИКА;
РАСЧЕТ:=ПЕЧАТЬ УРАВНЕНИЙ;
КОНЕЦ;
```

Решив рассматриваемую задачу с помощью комплекса КИДИМ, студент может получить различные результаты, в частности, представленный на рис. 4. Отметим, что рассмотренные здесь задачи близки по формулировке к задачам, решаемым в рамках традиционного курса теоретической механики [2], [3].

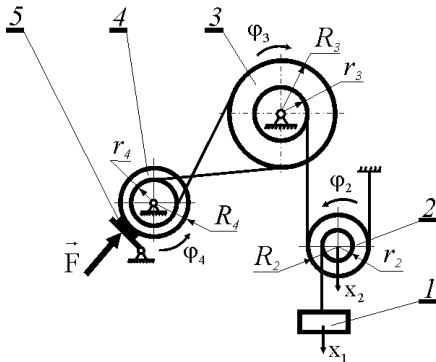


Рис. 3. Механическая система

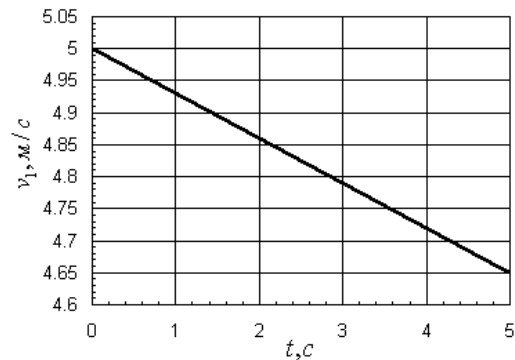


Рис. 4. Зависимость скорости тела 1 от времени

Выводы. Предлагаемый цикл компьютерных лабораторных работ по динамике и аналитической механике для студентов машиностроительных специальностей технических университетов позволит, сохраняя строгость

изложения базовых понятий механики, сформировать у студентов представления о возможности решения задач механики с помощью персональных ЭВМ.

Литература

1. Андреев Ю.М., Дружинин Е.И., Ларин А.А., Митин О.В. Практикум по теоретической и аналитической механике с применением ПЭВМ. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2002. – 76 с.
2. Мещерский И.В. Сборник задач по теоретической механике: Учеб. пособие / Под ред. Н.В. Бутенина, А.И. Лурье, Д.Р. Меркина. – М.: Наука, 1986. – 448 с.
3. Сборник заданий для курсовых работ по теоретической механике / Под ред. А.А. Яблонского. - М.: Высшая школа, 1985. - 366 с.

УДК 531, 534

ГАШЕНИЕ КОЛЕБАНИЙ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ С ПОМОЩЬЮ СУЩЕСТВЕННО НЕЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Михлин Ю. В., Решетникова С. Н.

(г. Харьков, Украина)

The clearing of fluctuations of mechanical systems with the help is essential of nonlinear elements.

1. Введение. Обзор литературы.

Применение упругих виброгасителей является одним из наиболее распространенных способов виброзащиты [1,3]. В то же время создание таких устройств, способных защитить объекты от вибраций и ударов и обладающих, что очень важно, ограниченными размерами, приводит к решению сложных технических и математических задач. Решение проблем виброзащиты иногда может быть обеспечено с использованием пассивных элементов, имеющих нелинейные характеристики [1]. Огромное число публикаций, относящихся к решению различных задач теории виброгашения, заставляет нас включить в обзор лишь некоторые публикациями, в которых обсуждается использование пассивных виброгасителей.

Во многих работах [3-5 и др.] для различных моделей элементов машин решается задача такого подбора конструктивных элементов (или параметров системы), который обеспечивает уменьшение амплитуд колебаний или уход от основного и субгармонических резонансов. Один из способов решения задачи – присоединить к рассматриваемой системе линейный или, что весьма эффективно, нелинейный осциллятор с одной степенью свободы, и подобрать его параметры так, чтобы резонансная частота вышла за пределы частотного диапазона системы. Для выбора параметров системы или гасителя колебаний используются различные методы оптимизации [2-5].

Выделим работу [6], где рассматривается виброгаситель в виде балки, который присоединен к системе масса-струна. В работе [7] изучались резонансы при вынужденных колебаниях системы с нелинейным виброгасителем. В работе [8] осциллятор с нелинейным закреплением использовался для гашения вынужденных колебаний осциллятора Дuffинга. В работе [9] нелинейный осциллятор используется для гашения колебаний автоколебаний в системе с одной степенью свободы. В этих последних работах для анализа колебательных процессов использовались методы теории возмущений. Общая теория линейных и нелинейных виброгасителей представлена в книге [10]. В работах [11,12] изложено теоретико-экспериментальное исследование возможности гашения крутильных колебаний, возникающих в моторах, с использованием маятниковых виброгасителей, вращающихся подобно центрифуге. Автор работы [13] рассмотрел полубесконечную линейную цепочку с существенно нелинейной пружиной, которая присоединяется к цепочке для того, чтобы поглотить энергию колебаний.

В настоящей работе рассматривается использование существенно нелинейного осциллятора с одной степенью свободы в качестве пассивного гасителя колебаний некоторого линейного осциллятора. Предполагается, что масса гасителя существенно меньше, чем масса основной линейной системы. Свободные колебания полученной нелинейной системы с двумя степенями свободы анализируются в разделе 2 с использованием методов теории нелинейных нормальных форм колебаний [14-16]. Наиболее эффективен для виброгашения режим, соответствующий локализованной форме колебаний, когда амплитуда колебаний основной линейной системы незначительна, в то время как виброгаситель совершает большие колебания. Анализ устойчивости полученных форм колебания, который проводится двумя различными методами (раздел 3), позволяет выделить такие области в пространстве параметров системы, когда указанная локализованная форма колебаний является устойчивой, в то время как нелокальная форма колебаний неустойчива.

2. Нелинейные нормальные формы колебаний в системе с нелинейным виброгасителем.

Рассмотрим возможность гашения колебаний некоторого линейного осциллятора с использованием существенно нелинейного виброгасителя. В качестве виброгасителя используется одномерный осциллятор (масса на пружине), соединенный с точкой закрепления существенно нелинейной пружиной. В результате получаем следующую систему с двумя степенями свободы:

$$\begin{cases} \varepsilon m \ddot{x} + cx^3 + \gamma(x - y) = 0 \\ M \ddot{y} + \omega^2 y + \gamma(y - x) = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Здесь x и y – координаты соответственно нелинейного виброгасителя и линейного осциллятора. Предполагается, что масса гасителя существенно меньше, чем масса линейной системы, что является важнейшим конструктивным требованием к реальным виброгасителям, поэтому вводится *формальный малый параметр* ε при старшей производной в первом уравнении.

В подобной системе возможны как локализованные, так и нелокальные формы колебаний. Для определения этих форм колебаний используются методы теории нормальных колебаний нелинейных конечномерных систем [5, 18]. Нелинейные нормальные формы колебаний – это такие периодические режимы движения, когда все переменные конфигурационного пространства однозначно определяются одной из этих переменных. В режиме нормальных колебаний конечномерная система ведет себя как консервативная с одной степенью свободы. Предполагается выделить наиболее приемлемую для виброгашения колебаний линейного стержня область значений параметров системы и амплитуд колебаний, когда нелокальная форма неустойчива, а локализованная устойчива.

Система уравнений (1) имеет интеграл энергии

$$T + \Pi \equiv \varepsilon m \frac{\dot{x}^2}{2} + M \frac{\dot{y}^2}{2} + c \frac{x^4}{4} + \omega^2 \frac{y^2}{2} + \gamma \frac{(x-y)^2}{2} = h, \quad (2)$$

где T и Π соответственно кинетическая и потенциальная энергии, h – постоянная, определяющая полную энергию системы.

Запишем теперь уравнение для определения траекторий нормальных колебаний $y(x)$ в конфигурационном пространстве системы, которое можно получить исключением времени из уравнений движения (1) с использованием интеграла энергии (2):

$$M \left[2y'' \frac{h - \left(c \frac{x^4}{4} + \omega^2 \frac{y^2}{2} + \gamma \frac{(x-y)^2}{2} \right)}{\varepsilon m + M (y')^2} + \frac{y'}{\varepsilon m} (-cx^3 - \gamma(x-y)) \right] + \omega^2 y + \gamma(y-x) = 0. \quad (3)$$

Здесь штрих означает дифференцирование по переменной x .

Уравнение (3) имеет особые точки на максимальной изоэнергетической поверхности $\Pi = h$, (или $c \frac{X_0^4}{4} + \omega^2 \frac{y^2(X_0)}{2} + \gamma \frac{(X_0 - y(X_0))^2}{2} = h$, где X_0 – значение переменной x на этой поверхности), на которой все скорости обращаются в нуль. Уравнение (3) должно быть дополнено граничными условиями, которые обеспечивают аналитическое продолжение траектории на максимальную изоэнергетическую поверхность [5, 18]: $M y'(-cx^3 - \gamma(x-y)) + \varepsilon m [\omega^2 y + \gamma(y-x)] = 0$ при $x = X_0$ (4)

В нулевом приближении при $\varepsilon = 0$ получаем нелокальную форму колебаний $y_0 = x + \frac{c}{\gamma} x^3$, (5)

причем соответствующая предельная система, которая получается из уравнений (1), имеет следующий вид:

$$\begin{cases} cx^3 + \gamma(x-y) = 0 \\ M\ddot{y} + \omega^2 y + \gamma(y-x) = 0 \end{cases}. \quad (6)$$

Применяя классическую процедуру метода малого параметра, разложим решение в ряд по степеням ε :

$$y = y_0 + \varepsilon y_1 + \varepsilon^2 y_2 + \dots \quad (7)$$

Уравнения первого приближения метода малого параметра и соответствующие им граничные условия (здесь не приводятся) нетрудно получить из уравнений (3) и (4), удерживая члены порядка ε . Решение в первом приближении по малому параметру ε получается в замкнутом виде:

$$y_1 = -\mu x \frac{12\sigma \left[H - \left(\frac{\sigma x^4}{4} + \frac{\Omega x^2}{2} (1 + \sigma x^2)^2 + \frac{\sigma^2 x^6}{2} \right) \right] + [\Omega(1 + \sigma x^2) + \sigma x^2] (1 + 3\sigma x^2)^2}{(1 + 3\sigma x^2)^3}, \quad (8)$$

где используются следующие обозначения: $\mu = \frac{m}{M}$, $\sigma = \frac{c}{\gamma}$, $\Omega = \frac{\omega^2}{\gamma}$, $H = \frac{h}{\gamma}$.

Здесь $h = \frac{cX_0^4}{4} + \frac{\omega^2(y_0(X_0))^2}{2} + \frac{\gamma(X_0 - y_0(X_0))^2}{2}$; $X_0 = x(0)$ – значение переменной x на максимальной изоэнергетической поверхности (амплитудное значение).

Локализованная форма колебаний может быть получена после введения замены времени: $t = \sqrt{\varepsilon} \tau$. Теперь вместо системы (1) имеем:

$$\begin{cases} m\ddot{x} + cx^3 + \gamma(x-y) = 0 \\ \frac{M}{\varepsilon}\ddot{y} + \omega^2 y + \gamma(y-x) = 0 \end{cases} \quad (9)$$

Предельная система (при $\varepsilon \rightarrow 0$) в этом случае имеет вид: $\begin{cases} m\ddot{x} + cx^3 + \gamma(x-y) = 0 \\ M\ddot{y} = 0 \end{cases}$, откуда $y_0 = 0$. Уравне-

ние для определения траектории нормальных колебаний $y(x)$ в этом случае записывается таким образом:

$$M \left[2y'' - \frac{h - \left(c \frac{x^4}{4} + \omega^2 \frac{y^2}{2} + \gamma \frac{(x-y)^2}{2} \right)}{m + \frac{M}{\varepsilon}(y')^2} + \frac{y'}{m}(-cx^3 - \gamma(x-y)) \right] + \varepsilon\omega^2 y + \varepsilon\gamma(y-x) = 0. \quad (10)$$

Из уравнений первого приближения по ε можно получить (с учетом граничных условий на максимальной изоэнергетической поверхности) решение в виде ряда по степеням x :

$$y_1 = a_1 x + a_3 x^3 + a_5 x^5 + a_7 x^7 + \dots, \quad (11)$$

$$\text{где } a_1 = -\mu \frac{\frac{X_0^2}{4H} + \frac{3X_0^4}{32H^2}}{1 + \frac{X_0^2}{4H} + \left(\frac{3}{4H} + \sigma\right) \frac{X_0^4}{8H}}, \quad a_3 = \frac{\mu + a_1}{12H}, \quad a_5 = \frac{1}{40H} \left[\frac{3}{4H}(\mu + a_1) + a_1 \sigma \right].$$

Проверочные расчеты на компьютерах демонстрируют хорошую точность полученных аналитических решений при относительно малых значениях параметра ε .

3. Устойчивость локализованных и нелокальных форм колебаний.

3.1. Исследование устойчивости с использованием уравнения Матье. Рассмотрим вначале устойчивость нелокальной формы колебаний, которая с точностью до членов порядка ε имеет вид (5). Подставляя приближенное выражение для функции $y(x)$ из (5), а также производные этой функции по времени, во второе уравнение системы (1), получаем уравнение для определения решения $x(t)$:

$$M \left[\left(1 + \frac{3c}{\gamma} x^2 \right) \ddot{x} + \frac{6c}{\gamma} x \dot{x}^2 \right] + \omega^2 \left(x + \frac{c}{\gamma} x^3 \right) + cx^3 = 0 \quad (12)$$

Для вычисления приближенного значения частоты собственных колебаний ω_0 , используем гармоническое приближение: $x_0 \cong A \cos \omega_0 t$. Подставляя это приближение в (6) и приравнивая коэффициенты при $\cos \omega_0 t$, получим уравнение для определения частоты колебаний, откуда находим, что $\omega_0^2 = \frac{\omega^2}{M} + \frac{\rho\gamma}{M(1+\rho)}$, где

$$\rho = \frac{3}{4} \cdot \frac{cA^2}{\gamma}.$$

Для исследования устойчивости решений системы (1) выпишем систему уравнений в вариациях. Пусть $x = x_0 + u$, $y = y_0 + v$, где u и v – малые отклонения от нормальной формы колебаний системы (1). Тогда имеем:

$$\begin{cases} \varepsilon m \ddot{u} + 3cx_0^2 u + \gamma(u-v) = 0 \\ M \ddot{v} + \omega^2 v + \gamma(v-u) = 0 \end{cases} \quad (13)$$

Отбрасывая члены порядка ε , исключая из первого уравнения системы (13) переменную u и подставляя это выражение во второе уравнение этой системы, получаем:

$$M \ddot{v} + v \left[\omega^2 + \gamma \left(1 - \frac{1}{1 + 4\rho \cos^2 \omega_0 t} \right) \right] = 0 \quad (14)$$

Далее используем следующее разложение в ряд Фурье, $\frac{1}{1 + 4\rho \cos^2 \omega_0 t} = a_0 + a_2 \cos 2\omega_0 t + \dots$. Сохраняя две первые гармоники в этом разложении и вводя замену переменных $\omega_0 t = \theta$ в уравнение (14), перепишем это уравнение в виде, $Mv_{\theta\theta}'' + v[\omega^2 + \gamma(1 - a_0 - a_2 \cos 2\theta)] = 0$, или

$$v_{\theta\theta}'' + [\delta^* + 2\varepsilon^* \cos 2\theta] v = 0, \quad (15)$$

где $\delta^* = \frac{\omega^2}{M\omega_0^2} + \gamma \left(1 - \frac{1}{k}\right) \cdot \frac{1}{M\omega_0^2}$, $\varepsilon^* = \frac{\gamma(k-1)}{k(k+1)} \cdot \frac{1}{M\omega_0^2}$, $k = \sqrt{1+4\rho}$

Итак, исследование устойчивости решений системы (1) свелось к исследованию устойчивости решений хорошо известного уравнения Матье (15), причем здесь не вводятся ограничения на амплитуду колебаний. Дальнейший анализ был проведен при фиксированных значениях некоторых параметров: $\varepsilon m = 0.1$, $M = 1$, $c = 1$, $\omega^2 = 1$. Существенно, что изменение этих фиксированных параметров в широком диапазоне не оказывает заметного влияния на решение задачи устойчивости. На Рис.1 показано изменение положения точки, соответствующей рассматриваемому решению, на плоскости параметров уравнения Матье, когда амплитуда X_0 растет (направление роста показано стрелками). Как видно из рисунка, нелокальная форма колебаний находится в области неустойчивости (область неустойчивости заштрихована), однако при не слишком больших амплитудах колебаний решение находится вблизи границы областей устойчивости/неустойчивости, что указывает на медленное развитие неустойчивости этой формы колебаний. Этот вывод подтверждается проверочными числовыми расчетами на компьютере.

Рассмотрим теперь устойчивость локализованной формы колебаний:

$$y \cong 0. \tag{16}$$

Подставив эту форму в первое уравнение системы (9), получим уравнение движения в следующем виде:

$$m\ddot{x} + cx^3 + \gamma x = 0.$$

Повторяя те же операции, что и для нелокальной формы, нетрудно и в этом случае свести уравнение в вариациях к уравнению Матье вида (15). Дальнейший анализ проводился при тех же значениях параметров, что и ранее. На Рис.2 показано изменение положения точки, соответствующей рассматриваемому решению, на плоскости параметров уравнения Матье, когда амплитуда X_0 растет (при некоторых фиксированных значениях γ). Неустойчивость обнаруживается только при малых значениях γ , в частности, как видно из рисунка, при значении параметра связи $\gamma = 0.01$ кривая пересекает три узкие зоны неустойчивости. Таким образом, локализованная форма почти всегда устойчива.

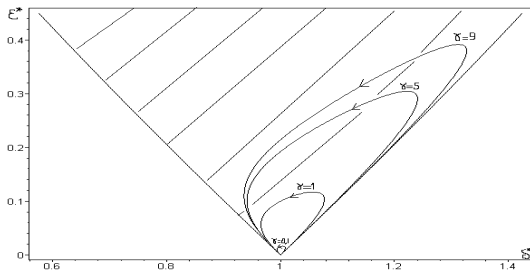


Рис.1

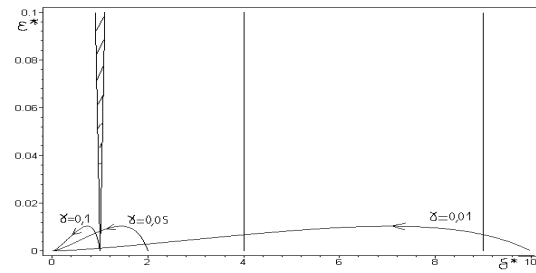


Рис.2

Результаты, полученные при исследовании устойчивости нормальных форм колебаний, разумеется, носят приближенный характер, так как здесь использовано гармоническое приближение, однако основные выводы относительно устойчивости форм колебаний подтверждаются проверочными числовыми расчетами при не слишком больших амплитудах колебаний и при достаточно малых значениях параметра ε .

3.2. Алгебраизация уравнений в вариациях. Другой подход к анализу устойчивости форм колебаний связан с использованием так называемой алгебраизации уравнений в вариациях. При этом в качестве независимой переменной выбирается, как правило, переменная, описывающая рассматриваемое решение [11]. Тогда уравнение в вариациях превращается в уравнение с особыми точками. Применение такого подхода в задачах об устойчивости нормальных колебаний описано в [5,18]. Процедура алгебраизации позволяет обеспечить большую точность при исследовании устойчивости, чем в случае сведения задачи к уравнению Матье.

Итак, рассмотрим вновь задачу устойчивости для нелокальной формы колебаний. Движение вдоль формы определяется уравнением (12), которое было получено с использованием приближенного выражения для формы колебаний в виде (5). Соотношение (5) позволяет представить интеграл энергии (2) в следующем виде:

$$\frac{M}{2} \left(1 + \frac{3c}{\gamma} x^2\right)^2 \dot{x}^2 + c \frac{x^4}{4} + \frac{\omega^2}{2} \left(x + \frac{c}{\gamma} x^3\right)^2 + \frac{\gamma}{2} \left(\frac{c}{\gamma} x^3\right)^2 = h. \tag{17}$$

Уравнение в вариациях получается с учетом соотношения (5) из второго уравнения системы (13):

$$M\ddot{v} + v \left[\omega^2 + \gamma \left(1 - \frac{1}{1+4\rho x^2}\right) \right] = 0. \tag{18}$$

Введя замену независимой переменной $t \rightarrow x$, получим вместо (18) следующее уравнение:

$$M(v''\dot{x}^2 + v'\ddot{x}) + v \left[\omega^2 + \gamma \left(1 - \frac{I}{1 + \frac{3c}{\gamma}x^2} \right) \right] = 0. \quad (19)$$

Исключая из уравнения (17) \dot{x}^2 , а из (12) \ddot{x} , подставляя полученные выражения в (19) получим:

$$2v'' \left\{ h - \left[c \frac{x^4}{4} + \frac{\omega^2}{2} \left(x + \frac{c}{\gamma} x^3 \right)^2 + \frac{c^2}{2\gamma} x^6 \right] \right\} \left(1 + \frac{3c}{\gamma} x^2 \right) - v' \left(\frac{12c}{\gamma} x \left\{ h - \left[c \frac{x^4}{4} + \frac{\omega^2}{2} \left(x + \frac{c}{\gamma} x^3 \right)^2 + \frac{c^2}{2\gamma} x^6 \right] \right\} + \right. \\ \left. + \left(\frac{\omega^2}{2} \left(x + \frac{c}{\gamma} x^3 \right)^2 + \frac{c^2}{2\gamma} x^6 \right) \left(1 + \frac{3c}{\gamma} x^2 \right)^2 \right) + v \left(\omega^2 \left(1 + \frac{3c}{\gamma} x^2 \right) + 3cx^2 \right) \left(1 + \frac{3c}{\gamma} x^2 \right)^2 = 0. \quad (20)$$

Особые точки уравнения (20) — это точки на максимальной изоэнергетической поверхности, т.е. где $h - \left[c \frac{x^4}{4} + \frac{\omega^2}{2} \left(x + \frac{c}{\gamma} x^3 \right)^2 + \frac{c^2}{2\gamma} x^6 \right] = 0$. Обозначим эти точки через $\pm X_0$. Показатели особой точки в этом уравнении равны $\alpha_1 = 0$ и $\alpha_2 = 1/2$. В [11] показано, что в таком случае решения, определяющие границы областей устойчивости и неустойчивости уравнения (20), имеют вид: $v_1 = a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4 + \dots$, и $v_2 = \sqrt{X_0^2 - x^2} \cdot (b_0 + b_1x + b_2x^2 + b_3x^3 + b_4x^4 + \dots)$.

Подставляя решение v_1 в уравнение в вариациях (20) и приравнявая коэффициенты при одинаковых степенях x , получим бесконечную рекуррентную систему линейных алгебраических уравнений для определения коэффициентов разложения:

$$x^0 : 4ha_2 + \omega^2 a_0 = 0; \quad x^1 : 12ha_3 - 12 \frac{ch}{\gamma} a_1 = 0;$$

$$x^2 : 3ca_0 - 12 \frac{ch}{\gamma} a_2 - 3\omega^2 a_2 + 9 \frac{\omega^2 c}{\gamma} a_0 + 24ha_4 = 0; \dots\dots\dots$$

Очевидно, что эта система распадается на две подсистемы для определения коэффициентов с четными и нечетными индексами.

Аналогично, подставляя решение v_2 в уравнение (15) и приравнявая коэффициенты при одинаковых степенях x , получим следующую систему уравнений:

$$x^0 : X_0^4 \omega^2 b_0 - 2X_0^2 h b_0 + 4X_0^4 h b_2 = 0; \quad x^1 : 12X_0^4 h b_3 - 12 \frac{X_0^4 hc}{\gamma} b_1 - 6X_0^2 h b_1 = 0;$$

$$x^2 : -12 \frac{X_0^4 h}{\gamma} b_2 + 9 \frac{X_0^4 \omega^2 c}{\gamma} b_0 - 3X_0^4 \omega^2 b_2 - 12X_0^2 h b_2 + 24X_0^4 h b_2 + 6 \frac{X_0^2 hc}{\gamma} b_0 + 3X_0^4 c b_0 = 0; \dots\dots\dots,$$

которая также распадается на две подсистемы для определения коэффициентов с четными и нечетными индексами.

В итоге получаем четыре системы линейных однородных уравнений относительно коэффициентов a_i , b_i , $i = \overline{1, \infty}$, которые имеют ненулевое решение, если определитель системы равен нулю. Эти определители были вычислены до шестого порядка включительно и, таким образом, получены четыре уравнения, связывающие параметры системы. Эти уравнения и дают нам границы областей устойчивости и неустойчивости для нелокальной формы колебаний. Оказалось, что три определителя имеют решение только при нулевых значениях параметров. Для последнего определителя (этот определитель соответствует коэффициентам b_i , $i = 2k$, $k \in N$) граница между областями устойчивости и неустойчивости показана на рис.3, которая примерно соответствует правой границе, полученной для уравнения Матье и изображенной на рис.2. Однако граница, определенная методом алгебраизации, проходит несколько выше. Пересечение этой границы возможно только при $\gamma > 8$. Полученный результат означает, что при некоторых значениях параметров нелокальная форма колебаний может находиться в области устойчивости (хотя и вблизи границы, разделяющей устойчивость и неустойчивость).

Применяя аналогичную процедуру для анализа устойчивости локализованной формы колебаний, ограничиваясь приближением $y \cong 0$, были получены четыре границы областей устойчивости и неустойчивости, которые

построены на рис.4 при следующих значениях параметров системы: $\varepsilon m = 0.1$, $M = 1$, $c = 1$, $\omega^2 = 1$, причем неустойчивость появляется при малых значениях параметра γ . На этом рисунке области неустойчивости заштрихованы. Интересно, что проверочные числовые расчеты, сделанные с учетом слабой диссипации для системы (1), вполне подтверждают полученные путем алгебраизации аналитические результаты. Именно, колебания вблизи локализованной нормальной формы остаются устойчивыми при больших амплитудах колебаний. В дальнейшем, когда под влиянием диссипации амплитуда колебаний уменьшается и соответствующая изображающая точка попадает в область неустойчивости, отмеченную на рис.4, происходит быстрая потеря устойчивости локализованной формы и переход к колебаниям вблизи нелокальной формы.

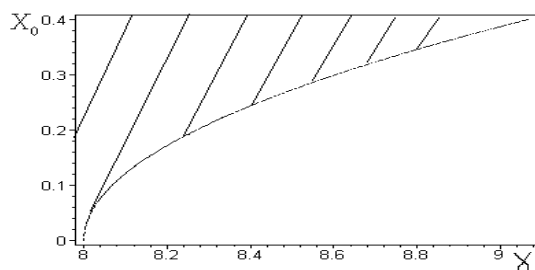


Рис.3

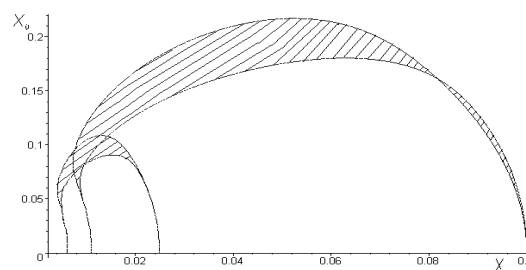


Рис.4

4. Выводы.

В настоящей работе методами теории нормальных форм колебаний исследуется система с двумя степенями свободы, содержащая линейный осциллятор с относительно большой массой и осциллятор с относительно малой массой, который является гасителем колебаний основной линейной системы. Анализ нормальных форм колебаний показывает, что в широком диапазоне изменения параметров системы существует устойчивая локализованная форма колебаний, обеспечивающая режим колебаний, благоприятный для виброгашения. В этом режиме движения амплитуды колебаний основной линейной системы малы, в то время как виброгаситель совершает значительные колебания.

Литература

1. Вейц В.Л., Коловский М.З., Кочура А.Е. Динамика управляемых машинных агрегатов.–М: Наука, 1984. –351с.
2. Вибрации в технике (под ред. К.В.Фролова).–М: Машиностроение, 1995.–461с.
3. Вульфсон И.И., Коловский М.З. Нелинейные задачи динамики машин.–М: Машиностроение, 1968.–282с.
4. Коловский М.З. Нелинейная теория виброзащитных систем.–М: Наука, 1966.–317с.
5. Маневич Л.И., Михлин Ю.В., Пилипчук В.Н. Метод нормальных колебаний для существенно нелинейных систем.–М: Наука, 1989.
6. Троицкий В.А. Оптимальные процессы колебаний механических систем.–Киев:Машгиз, 1976.–248с.
7. Штейнвольф А.И. Динамические расчеты машин и механизмов.–Киев: Машгиз, 1961–340с.
8. Aoki S., Watanabe T. An investigation of an Impact Vibration Absorber with Hysteretic Damping.// Proc. of the Second International Conference on Motion and Vibration Control.–Yokohama, Japan, 1994, P.468-474.
9. Haddow A.G., Shaw S.W. An experimental study of torsional vibration absorber.// Proc. of the ASME Design Engineering Technical Conference.–USA, 2001. –1-7.
10. Haxton R.S., Barr A.D.S. The autoparametric vibration absorber.// Journal of Engineering for Industry. –94. –1972. –P.119-225.
11. Ince E.L., Ordinary Differential Equations. – Longmans Green, London. –1926.
12. Lee C.-T., Shaw S.W. Torsional Vibration Reduction in Internal Combustion Engines Using Centrifugal Pendulums.// Proc.of the Design Engineering Technical Conference. –Vol.3. –Part A, ASME, USA.–1995. –P.487-492.
13. Mikhlin Yu.V. Normal vibrations of a general class of conservative oscillators.// Nonlinear Dynamics, 11, 1996. –N1.–P.1-16.
14. Natsiavas S. Steady state oscillations and stability of non-linear dynamic vibration absorber.// J. Sound Vibr.–1992.–V.156 (2).–P.227-245.
15. Natsiavas S. Vibration absorber for a class of self-excited mechanical systems.// ASME J. of Appl. Mech.–1993.–V.60.–P.382-387.
16. Shaw J., Shaw S. & Haddow A.G. On the response of the non-linear vibration absorber.// Int. J. Nonlinear Mech. –24. –1989. –P.281-293.
17. Vakakis A.F. An overview of motion localization and energy pumping in coupled nonlinear oscillators.// Proc. of 6th Conference on Dynamical Systems Theory and Application. –Lodz, Poland. –2001. –P.111-118.
18. Vakakis A.F., Manevitch L.I., Mikhlin Yu.V., Pilipchuk V.N., Zevin A.A. Normal Modes and Localization in Nonlinear Systems. – Wiley Interscience. – New York. – 1996.

УДК 539.4

ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПРИМЕНЕНИЯ СПЕЦИАЛЬНОГО МЕТОДА ИССЛЕДОВАНИЯ МЕХАНИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ И ОЦЕНКИ ПРОЧНОСТНОЙ НАДЕЖНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

Милешкин М.Б., канд. техн. наук, Библик И.В.

(г. Харьков, Украина)

The possibility of application of computer modelling is considered within the framework of a special calculated - experimental method for research of features of mechanical behaviour of materials and estimation of strength reliability of elements of constructions.

Специальный расчетно-экспериментальный метод (РЭМ) [1-3], основанный на использовании представленный структурно-имитационного моделирования, уже позволил решить целый ряд задач – от определения характеристик прочности и пластичности при компьютерном конструировании материалов до исследования влияния различных видов повреждений на прочностную надежность материалов и элементов конструкций. Кратко рассмотрим основные направления применения РЭМ для исследования механического поведения материалов и оценки прочностной надежности элементов конструкций.

Специальный РЭМ позволяет:

- получать кривые изменения числа разрушенных структурных элементов при нагружении материала, аналогичные кривым активности акустической эмиссии (АЭ) [1-3];
- получать диаграммы деформации (особенно, для композиционных материалов или материалов с повреждениями) [4,5];
- получать диаграммы усталости [6,7];
- изучать кинетику разрушения как при статическом, так и при усталостном нагружении [4-6];
- на стадии проектирования изделий (например, оболочек из полимерных композиционных материалов (ПКМ)) оценивать влияние свойств матрицы и волокон на механизм разрушения [2,8];
- получать распределение по размерам поврежденных кластеров в любой момент нагружения материала или элемента конструкции [7];
- оценивать прочностную надежность и остаточный ресурс элементов конструкций на всех стадиях жизненного цикла с использованием результатов дефектоскопии на определенных этапах эксплуатации [7];
- проводить анализ амплитудного распределения сигналов АЭ на основе РЭМ и подхода, базирующегося на определении кинетической энергии трещины для уточнения природы источников АЭ [9];
- учитывать возможное влияние распределенности механических свойств локальных объемов на механические свойства материалов и элементов конструкций [10];
- проводить комплексную оценку влияния различных видов повреждений материала на несущую способность элементов конструкций [11];
- наблюдать за процессом накопления повреждений в материале или элементе конструкции и получать "фрактограммы" [8].

Примеры возможного применения РЭМ приведены на рис. 1-5.

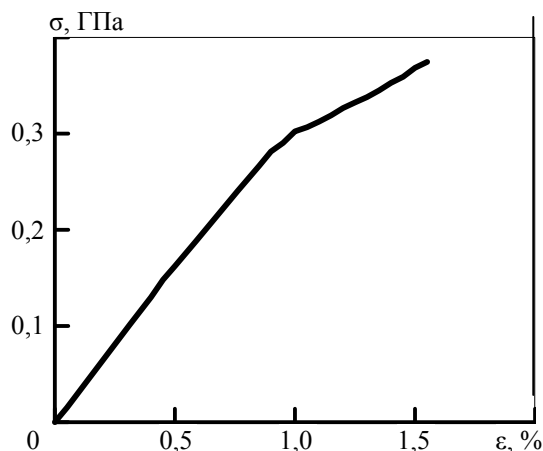


Рис. 1. Диаграмма деформации для Be-BeO.

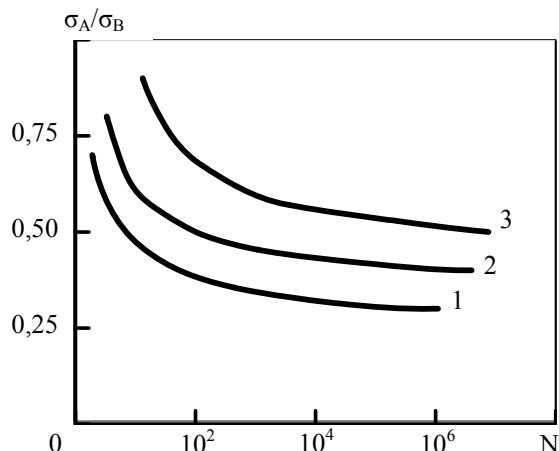


Рис. 2. Кривые усталости для низкоуглеродистой стали.

На рис. 1 представлена диаграмма деформации системы Be-BeO, на рис. 2 – кривые усталости для низкоуглеродистой стали с различной степенью исходной поврежденности: кривые 1, 2 – утонение, составляющее 20 % и 10 % от толщины образца соответственно, кривая 3 – образец без исходной поврежденности.

На рис. 3 показано распределение поврежденных кластеров по размерам после определенного числа циклов в процессе многоциклового нагружения низкоуглеродистой стали (1 – после 10^3 циклов, 2 – после 10^4 циклов, 3

– после 10^5 циклов, 4 – после 10^6 циклов, 5 – после 10^7 циклов).

На рис. 4 приведено изменение числа разрушенных структурных элементов при циклическом нагружении стеклопластика с различной матрицей: кривая 1 – среднее нормального распределения предельных деформаций $a = 0,02$ (2%), кривая 2 – $a = 0,04$, кривая 3 – $a = 0,06$. На рис. 5 – "фрактограммы" при статическом (а) и усталостном (б) нагружении образцов ПКМ.

Одним из достоинств использования РЭМ для целей оценки прочностной надежности является получение и кривых АЭ. Поэтому полученные в процессе эксплуатации результаты АЭ путем сопоставления с кривыми АЭ, полученными на соответствующем этапе эксплуатации при помощи РЭМ, могут использоваться для корректировки модели поврежденного материала, а следовательно и для более точного определения остаточного ресурса.

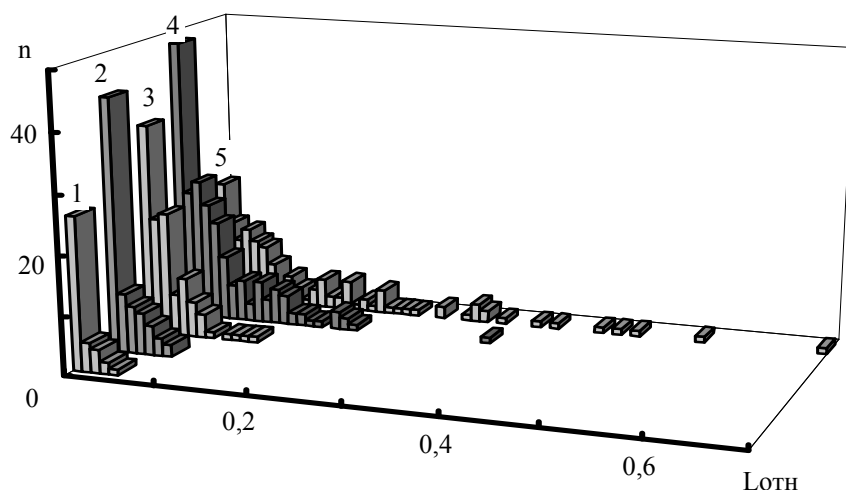


Рис. 3. Распределение поврежденных кластеров по размерам в процессе многоциклового нагружения низкоуглеродистой стали.

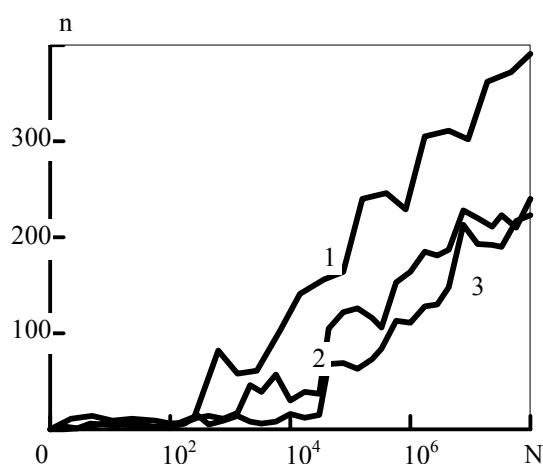


Рис. 4. Изменение числа разрушенных структурных элементов при циклическом нагружении ПКМ.

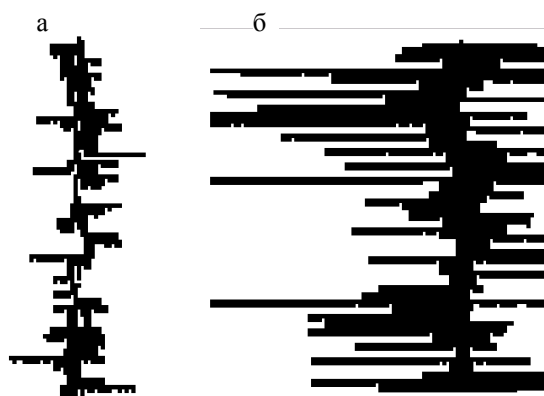


Рис. 5. Характер разрушения образцов ПКМ.

Литература

1. Милешкин М.Б. Экспериментально-расчетное определение прочности элементов конструкций с учетом особенностей структуры и степени поврежденности материала / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Труды МНТК «Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования», Харьков, 1997. - С. 559 – 566.
2. Mileshkin M.B. Diagnostics for strength of fibre-epoxy composite material wares using computer modeling of fracture processes / Mileshkin M.B., Biblik I.V. // Proceedings 2nd Int. Conf. «Computer Methods and Inverse Problems in Nondestructive Testing and Diagnostics», Minsk, 1998. - P. 123 – 129.
3. Милешкин М.Б. Реализация энергетического подхода при оценке прочности и пластичности конструкционных материалов специальным расчетно-экспериментальным методом / Милешкин М.Б., Библик И.В.// Труды 5-й МНТК "Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве". - Харьков, 2002.- С. 572-575.
4. Библик И.В. Применение специального расчетно-экспериментального метода для оценки механического поведения и прочности материалов с различными свойствами структурных- компонентов / Библик

- И.В., Милешкин М.Б., Стоев П.И. // Вісник НТУ "ХП". Тематичний випуск: Радіофізика та іоносфера.- Харків, 2002.- №9.- Т.5.- С. 15-20.
5. Милешкин М.Б. Расчетно-экспериментальная оценка прочностной надежности конструкционных материалов различных классов / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Труды 6-й МНТК "Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве". - Харьков, 2002. – С. 282-284.
 6. Милешкин М.Б. Исследование кинетики многоциклового усталости методом компьютерного моделирования / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Труды 7-й МНТК "Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве". – Харьков, 2003.- С. 210-212.
 7. Милешкин М.Б. Основные проблемы оценки остаточного ресурса элементов конструкций по состоянию разрушения материала/Милешкин М.Б., Библик И.В.//Удосконалювання турбоустановок методами математичного і фізичного моделювання: Зб.наук.праць.- Харків: ІПМаш НАНУ,2003.-Т.2.-С. 388-393.
 8. Милешкин М.Б. Анализ влияния исходной дефектности на характер разрушения цилиндрических оболочек из полимерных композиционных материалов / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Вісник Харківського держ. техн. університету сільськ. госп. Вип.18. - Харків, 2003.- С. 126-130.
 9. Милешкин М.Б. Применение компьютерного моделирования для анализа амплитудного распределения сигналов акустической эмиссии / Милешкин М.Б., Библик И.В., Стоев П.И. // Вісник НТУ "ХП". Тематичний випуск: Радіофізика та іоносфера.- Харків, 2002.- №9.- Т.5.- С.44-48.
 10. Милешкин М.Б. Исследование влияния статистического распределения механических свойств структурных элементов материала на конструкционную прочность и ресурс / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Конструкционная прочность материалов и ресурс оборудования АЭС: Тезисы докладов Международной конференции, Киев, 20-22 мая 2003 г. – С. 78.
 11. Милешкин М.Б. Комплексная оценка влияния различных видов поврежденных материала на несущую способность элементов конструкций / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Сборник научных трудов "Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования".- Харьков, ИПМаш НАНУ.- 2000.- С. 369-374.

УДК 539.3:621

КОЛЕБАНИЯ МОДЕЛЬНОЙ ЛОПАТКИ С ПОВРЕЖДЕНИЕМ ТИПА ТРЕЩИНА.**Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, проф., Романенко В.Н., Стороженко М.А.***(г. Харьков, Украина)*

The natural vibrations of modal blade with damage of crack type are considered. The numerical calculations based on 3D finite element models of blade. The influence of the crack size and its dislocations is investigated.

Элементы лопаточного аппарата турбомашин при эксплуатации подвергаются сложному комплексу температурных и силовых воздействий, приводящих к далеко не полностью изученным процессам, протекающим в материале конструкции: зарождение, образование микротрещин и развитие трещин. Такие необратимые изменения структуры, происходящие на всех стадиях деформирования, приводят к повреждению материала и, как следствие, к его разрушению. При этом большое влияние оказывают неизбежные исходные дефекты, около которых возникает высокая локализация напряжений.

Вопросу образования и развития трещин в турбинных лопатках в литературе уделено большое внимание [1-7]. Многие вибрационные характеристики колебаний тела существенно изменяются при возникновении в нем трещины усталости и могут быть использованы для ее диагностики.

Реальные лопатки обладают сложной формой, и на их колебания оказывает влияние большое число факторов. Чтобы выделить влияние повреждений типа трещины рассматривается упрощенная трехмерная модель прямоугольного поперечного сечения шириной 5 см, толщиной 1 см и длиной 20 см. Лопатка закреплена в корневом сечении. Модель строится с использованием трехмерных изопараметрических двадцатиузловых конечных элементов [1]. В месте расположения трещины вводятся дополнительные узлы, которые обеспечивают свободное относительное перемещение соответствующих поверхностей элементов.

Таблица 1.

Собственные частоты (Гц) модели при различном положении трещины

№ формы	Трещина отсутствует	Положение трещины относительно корня		
		5 см	10 см	15 см
1	209.642	206.61	208.814	209.562
2	993.809	932.26	976.174	992.283
3	1297.861	1295.26	1277.222	1289.747
4	1550.030	1531.67	1538.621	1546.183
5	3577.572	3537.94	3568.103	3516.986
6	4751.234	4725.15	4720.898	4690.904
7	5044.281	5016.16	4739.834	4928.192
8	6432.061	6255.35	6344.134	6397.316
9	6858.583	6775.02	6754.251	6755.162
10	8232.424	8191.92	8137.142	8135.972

Варьировалась глубина трещины и место ее расположения. Таблица 1 отражает влияние изменения положения трещины глубиной 1 см по высоте на первые 10 собственных частот лопатки, а таблица 2 – глубины трещины, расположенной на высоте 10 см (по середине лопатки). На рис. 1 представлены формы колебаний модельной лопатки с трещиной глубиной 2 см, расположенной на высоте 10 см.

Таблица 2.

Собственные частоты (Гц) модельной лопатки при различной глубине трещине

№ формы	Трещина отсутствует	Глубина трещины		
		1 см	2 см.	3 см.
1	209.642	208.814	206.509	202.314
2	993.809	976.174	914.733	779.166
3	1297.861	1277.222	1225.726	1149.188
4	1550.030	1538.621	1497.747	1413.127
5	3577.572	3568.103	3514.502	3044.409
6	4751.234	4720.898	3958.661	3360.874
7	5044.281	4739.834	4632.537	4485.625
8	6432.061	6344.134	6151.937	5923.942
9	6858.583	6754.251	6516.925	6218.504
10	8232.424	8137.142	7755.271	7045.777

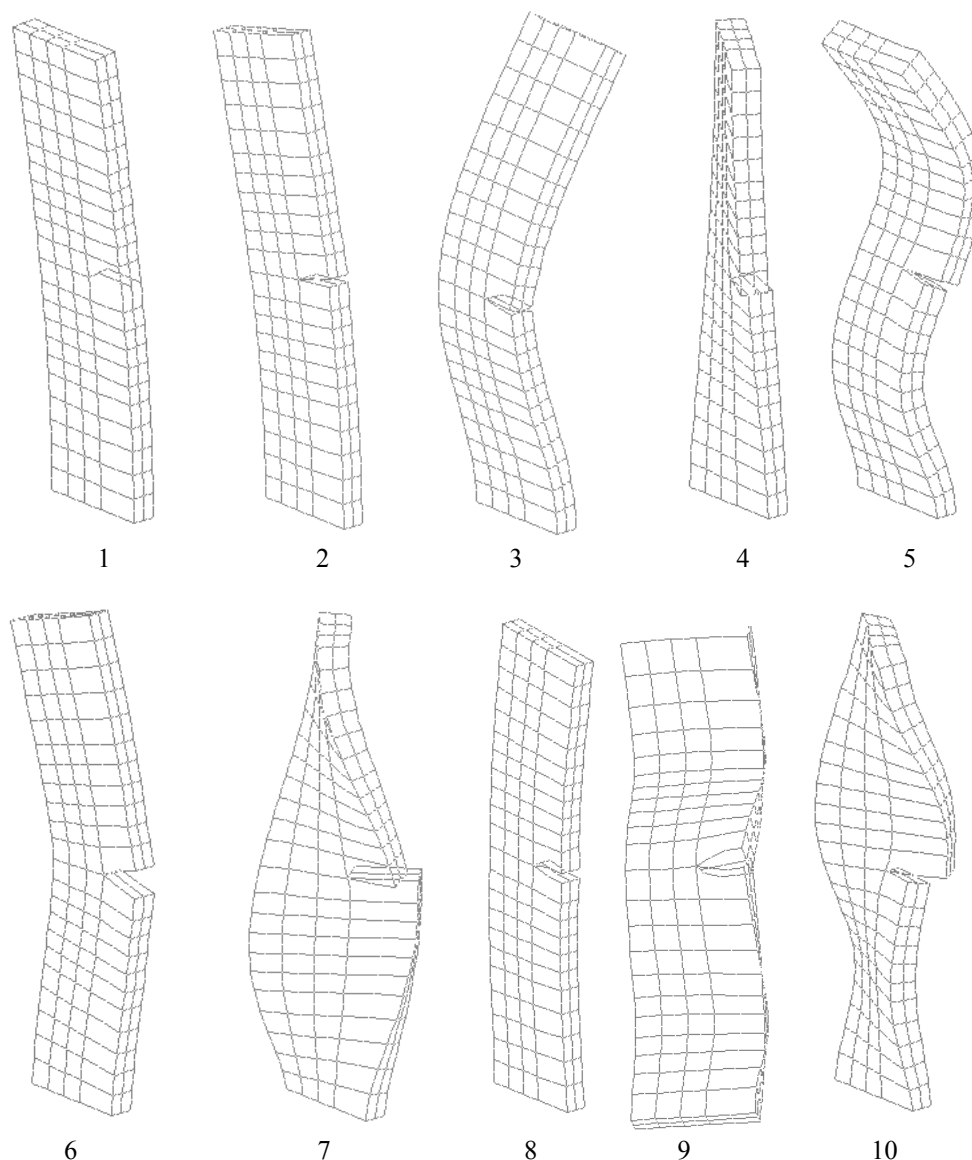


Рис 1. Первые десять собственных форм колебаний модельной лопатки с трещиной глубиной 2 см.

Различают три основных типа раскрытия трещин: нормальный отрыв, продольный и поперечный сдвиг [2]. Видно, что на низшие частоты наибольшее влияние оказывает трещина вблизи корня, а на высшие – трещина на

периферии. Наиболее заметное влияние трещина оказывает на крутильные колебания (на рис. 1 – четвертая, седьмая, десятая формы). При этом наблюдается раскрытие трещины типа поперечного сдвига. На изгибные колебания в направлении минимальной жесткости на большинстве форм трещина влияет слабее. Однако некоторые формы при появлении трещин из изгибных превращаются в изгибно-крутильные (пятая форма при положении трещины на высоте 10 см и шестая – 15 см). При этом соответствующие собственные частоты претерпевают заметное изменение. При колебаниях в направлении максимальной жесткости наблюдается раскрытие трещины типа нормального отрыва.

Результаты исследований показывают, что место расположения и глубина трещины существенно влияют на собственные частоты и формы колебаний. Наибольшее влияние наблюдается при крутильных колебаниях, когда раскрытие трещины носит характер поперечного сдвига. Существенным эффектом является возникновение изгибно-крутильных колебаний для моделей лопаток двусимметричного поперечного сечения за счет влияния трещины. Этот эффект трудно было бы обнаружить на моделях реальных лопаток, все формы которых являются совместными изгибно-крутильными. Форма раскрытия трещины может оказать существенное влияние на концентрацию напряжений и дальнейшее развитие трещины.

Литература

1. Воробьев Ю.С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин. – Киев: Наук. думка, 1988. – 224 с.
2. Третьяченко Г.Н. Механика материалов энергетического машиностроения. – Киев: Наук. думка, 1989. – 312 с.
3. Матвеев В.В., Бовсуновский А.П. К оценке локального усталостного повреждения элементов конструкций по изменению их вибрационных характеристик // Оцінка й обґрунтування продовження ресурсу елементів конструкцій: Тр. Міжнар. конф., 6-9 червня 2000 р., Київ. – К.: Нац. АН України. Ін-т пробл. міцності, 2000.- (Ресурс 2000).- С. 131-136.
4. Krawczuk M., Ostachowicz W., Zak A. Dynamics of cracked composite material structures // Computational Mechanics, Vol. 20, 1997, pp. 79-83.
5. Ostachowicz W., Krawczuk M. Analysis of the effect of crack on the natural frequencies of a cantilever beam // Journal Sound and Vibration. Vol. 150 (2), 1991, pp. 191-201.
6. Krawczuk M., Ostachowicz W. Damage indicators for diagnostic of fatigue cracks in structures by vibration measurement – a survey // Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2, 34, 1996, pp. 307-326.
7. Механическое поведение материалов при различных типах нагружения / В.Т. Трошенко, А.А. Лебедев, В.А. Стрижало, Г.В. Степенюк, В.В. Кривенюк. – К.: Логос, 2000. – 571 с.

УДК 621.396

ИНТЕРПОЛЯЦИЯ ДАННЫХ О ДВИЖЕНИИ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА, ПОЛУЧЕННЫХ ПРИ ПРОВЕДЕНИИ ЛЕТНЫХ ИСПЫТАНИЙ

Успенский В. Б., канд. техн. наук, доц., Багмут И. А.

(г. Харьков, Украина)

The problem of registration of sampled data about motion of the flight vehicle on high frequencies is shown. The algorithm of interpolation of data about motion of the flight vehicle, obtained on low frequencies surveyed.

Постановка проблемы. При разработке и тестировании различных алгоритмов функционирования навигационных систем на ЭВМ возникает необходимость в программной реализации модели движения летательного аппарата (ЛА) по реальной траектории. Для построения модели движения ЛА по реальной траектории можно использовать “инерциальные” данные (ИД) о движении ЛА, например самолета, полученные при проведении летных испытаний. ИД обычно представляют собой координаты, вектор относительной скорости, вектор кажущегося ускорения, угловые скорости, а также углы ориентации. Для построения достаточно точной модели движения ЛА по ИД, необходимо, чтобы ИД были записаны с частотой 100 Гц и выше, что соответствует периоду обновления информации 0.01 сек. В настоящее время, существующая методика регистрации ИД позволяет регистрировать летные данные с периодом обновления 1 сек. Поэтому возникает проблема получения инерциальной информации, записанной с частотами порядка 100 Гц и выше.

Анализ последних исследований и публикаций. В [1] рассматривается алгоритм построения модели движения ЛА, который, теоретически, позволяет синтезировать любую траекторию полета ЛА. Вместе с тем, на практике, построить реальную траекторию движения ЛА на основе данного алгоритма достаточно сложно.

Цель и постановка задачи. Для построения достаточно точной модели движения ЛА по реальной траектории на основе ИД, необходимо получить ИД с частотой 100 Гц и выше. При наличии ИД, полученных с низкой частотой порядка 1 Гц, требуется разработать алгоритм интерполяции ИД, который позволит получить инерциальные данные с частотой 100 Гц и выше.

Рассмотрим алгоритм интерполяции ИД. В данном алгоритме используются следующие системы координат (СК):

- Геоцентрическая неподвижная декартова СК с осями ξ_0, η_0, ζ_0 , в дальнейшем обозначаемая символом $\{G_0\}$. Плоскость $\xi_0 0 \zeta_0$ совпадает в "начальный" момент времени с плоскостью гринвичского меридиана, плоскость $\xi_0 0 \eta_0$ - с плоскостью экватора Земли;

- Географическая криволинейная СК, включающая географическую широту φ , долготу λ и высоту h ЛА над поверхностью земного эллипсоида;
- Географическая топоцентрическая декартова СК с осями N, H, E, в дальнейшем обозначаемая символом $\{X_N\}$, вершина которой совпадает с точкой местоположения ЛА. В данной СК ось N направлена на север, ось H – вдоль географической вертикали "вверх" и ось E – на восток. Данную СК также называют сопровождающим трехгранником;
- Связанная с ЛА система координат $\{X_C\}$ с началом в его центре масс, с осью x направленной по продольной оси ЛА, осью y лежащей в плоскости симметрии ПО и направленной "вверх", осью z, дополняющей СК до правой.

Алгоритм был разработан для следующих последовательностей значений входных данных:

- 1) Географических координат: долготы $\lambda(t_i)$, широты $\varphi(t_i)$ и высоты $h(t_i)$;
- 2) Вектора относительной скорости движения ЛА $v(t)$ в проекциях на оси сопровождающего трехгранника
- 3) Вектора кажущегося ускорения $\bar{a}(t_i)$ и вектора абсолютной угловой скорости вращения ЛА вокруг центра масс $\bar{\omega}(t_i)$ в проекциях на связанный с ними базис, полученные соответственно от акселерометров и датчиков угловой скорости (ДУС);
- 4) Углов ориентации ЛА: курса $\psi(t_i)$, тангажа $\theta(t_i)$ и крена $\gamma(t_i)$, где $t_i = i \cdot T$ - дискретное время, $i = \overline{1, n}$, T - период обновления информации в регистрирующей аппаратуре; $n = T_{\max} / T$ число значений в каждой последовательности входных данных; T_{\max} - продолжительность полета ЛА. Траектория полета ЛА разбивается на $(n-1)$ участок, где каждому участку соответствуют начальные - i -е и конечные - $(i+1)$ -е значения входных данных.

Выходными данными алгоритма являются значения долготы λ , широты φ и высоты, вектора относительной скорости движения ЛА \bar{v} в проекциях на оси сопровождающего трехгранника, вектора кажущегося ускорения \bar{a} и вектора абсолютной угловой скорости вращения ЛА вокруг центра масс $\bar{\omega}$ в проекциях на связанный с ними базис, а также углов курса ψ , тангажа θ и крена γ , вычисленные внутри интервалов между t_i и t_{i+1} моментами дискретного времени.

Суть алгоритма состоит в получении коэффициентов интерполяционных полиномов для вычисления промежуточных значений углов ориентации - курса ψ , тангажа θ и крена γ , а также географических координат - широты φ , долготы λ и высоты h , а на i -ом участке траектории. Используя данные полиномы можно вычислить промежуточные значения вектора кажущегося ускорения \bar{a} и вектора абсолютной угловой скорости вращения ЛА вокруг центра масс $\bar{\omega}$ в проекциях на оси связанной СК на i -ом участке траектории.

Для вычисления промежуточных значений углов ориентации на i -ом участке траектории, используются интерполяционные полиномы 3-й степени:

$$\psi^*(t) = \sum_{k=0}^{m=3} a_{m-k} \cdot t^k, \quad \theta^*(t) = \sum_{k=0}^{m=3} b_{m-k} \cdot t^k, \quad \gamma^*(t) = \sum_{k=0}^{m=3} c_{m-k} \cdot t^k, \quad (1)$$

$\psi^*(t)$ - для угла курса, $\theta^*(t)$ - для угла тангажа, $\gamma^*(t)$ - для угла крена.

Интерполяционные полиномы (1) связаны на i -м участке траектории граничными условиями:

$$\begin{aligned} \psi^*(0) &= \psi(t_i), \quad \psi^*(T) = \psi(t_{i+1}), \quad \dot{\psi}^*(0) = \dot{\psi}(t_i), \quad \dot{\psi}^*(T) = \dot{\psi}(t_{i+1}) \\ \theta^*(0) &= \theta(t_i), \quad \theta^*(T) = \theta(t_{i+1}), \quad \dot{\theta}^*(0) = \dot{\theta}(t_i), \quad \dot{\theta}^*(T) = \dot{\theta}(t_{i+1}) \\ \gamma^*(0) &= \gamma(t_i), \quad \gamma^*(T) = \gamma(t_{i+1}), \quad \dot{\gamma}^*(0) = \dot{\gamma}(t_i), \quad \dot{\gamma}^*(T) = \dot{\gamma}(t_{i+1}), \end{aligned} \quad (2)$$

Коэффициенты полиномов (1) можно найти, разрешив следующие системы уравнений:

$$\left\{ \begin{aligned} \psi^*(0) &= a_3 \\ \psi^*(T) &= \sum_{k=0}^{m=3} a_{m-k} T^k \\ \dot{\psi}^*(0) &= a_2 \\ \dot{\psi}^*(T) &= \sum_{k=0}^{m=3} \frac{d}{dt} a_{m-k} T^k \end{aligned} \right\}, \quad \left\{ \begin{aligned} \theta^*(0) &= b_3 \\ \theta^*(T) &= \sum_{k=0}^{m=3} b_{m-k} T^k \\ \dot{\theta}^*(0) &= b_2 \\ \dot{\theta}^*(T) &= \sum_{k=0}^{m=3} \frac{d}{dt} b_{m-k} T^k \end{aligned} \right\}, \quad \left\{ \begin{aligned} \gamma^*(0) &= c_3 \\ \gamma^*(T) &= \sum_{k=0}^{m=3} c_{m-k} T^k \\ \dot{\gamma}^*(0) &= a_2 \\ \dot{\gamma}^*(T) &= \sum_{k=0}^{m=3} \frac{d}{dt} c_{m-k} T^k \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где

$$\begin{aligned} \dot{\psi}^*(t) &= \frac{1}{\cos(\theta(t))} \cdot (\omega_z(t) \cdot \sin(\gamma(t)) - \omega_y(t) \cdot \cos(\gamma(t))) - \dot{\gamma}^*(t) = \omega_x(t) + \operatorname{tg}(\theta(t)) \cdot (\omega_z(t) \cdot \sin(\gamma(t)) - \omega_y(t) \cdot \cos(\gamma(t))) - \\ &- \operatorname{tg}(\theta(t)) \cdot (\omega_E(t) \cdot \sin(\psi(t)) + \omega_N(t) \cdot \cos(\psi(t)) + \omega_H(t)) \cdot \frac{1}{\cos(\theta(t))} \cdot (\omega_E(t) \cdot \sin(\psi(t)) + \omega_N(t) \cdot \cos(\psi(t))) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \dot{\theta}(t) = & \omega_y(t) \cdot \sin(\gamma(t)) + \omega_z(t) \cdot \cos(\gamma(t)) - \\ & - \omega_N(t) \cdot \sin(\psi(t)) - \omega_E(t) \cdot \cos(\psi(t)) \end{aligned} \quad (4)$$

$\omega_x(t)$, $\omega_y(t)$, $\omega_z(t)$ - проекции вектора абсолютной угловой скорости вращения ЛА вокруг центра масс $\bar{\omega}(t)$ на оси связанной СК; $\omega_N(t) = \Omega \cdot \cos(\varphi(t)) + \frac{v_E(t)}{R_1(t)}$, $\omega_H(t) = \Omega \cdot \sin(\varphi(t)) + \frac{v_E(t)}{R_1(t)} \cdot \operatorname{tg}(\varphi(t))$, $\omega_E(t) = -\frac{v_N(t)}{R_2(t)}$ - проекции вектора абсолютной угловой скорости сопровождающего трехгранника ω_{NHE} в проекциях на собственные оси;

$$R_1(t) = \frac{a+h(t)}{\chi(t)}, R_2(t) = \frac{(a+h(t)) \cdot (1-e^2)}{\chi^3(t)}, \chi(t) = (1-e^2 \cdot \sin^2 \varphi(t))^{\frac{1}{2}} [2], \quad (5)$$

$\Omega = 7292115 \cdot 10^{-11}$, рад/с - угловая скорость вращения земли, $e = 0.08181922$ - эксцентриситет Земли, $a = 6378245$, м - большая полуось Земли.

Для вычисления промежуточных значений географических координат на i -ом участке траектории, используются интерполяционные полиномы 5-й степени:

$$\lambda^*(t) = \sum_{k=0}^{m=5} a'_{m-k} \cdot t^k, \varphi^*(t) = \sum_{k=0}^{m=5} b'_{m-k} \cdot t^k, h^*(t) = \sum_{k=0}^{m=5} c'_{m-k} \cdot t^k, \quad (6)$$

$\lambda^*(t)$ - для географической долготы, $\varphi^*(t)$ - для географической широты, $h^*(t)$ - для географической высоты.

Интерполяционные полиномы (6) связаны на i -м участке траектории граничными условиями аналогично (2) для полиномов (1), при этом имеют связь и по вторым производным: Коэффициенты полиномов (6) можно найти, разрешив следующие системы уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda^*(0) = a'_5 \\ \lambda^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} a'_{m-k} T^k \\ \dot{\lambda}^*(0) = a'_4 \\ \dot{\lambda}^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} \frac{d}{dt} a'_{m-k} T^k \\ \ddot{\lambda}^*(0) = 2 \cdot a'_3 \\ \ddot{\lambda}^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} \frac{d^2}{dt^2} a'_{m-k} T^k \end{array} \right\}, \left\{ \begin{array}{l} \varphi^*(0) = b'_5 \\ \varphi^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} b'_{m-k} T^k \\ \dot{\varphi}^*(0) = b'_4 \\ \dot{\varphi}^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} \frac{d}{dt} b'_{m-k} T^k \\ \ddot{\varphi}^*(0) = 2 \cdot b'_3 \\ \ddot{\varphi}^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} \frac{d^2}{dt^2} b'_{m-k} T^k \end{array} \right\}, \left\{ \begin{array}{l} h^*(0) = c'_5 \\ h^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} c'_{m-k} T^k \\ \dot{h}^*(0) = c'_4 \\ \dot{h}^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} \frac{d}{dt} c'_{m-k} T^k \\ \ddot{h}^*(0) = 2 \cdot c'_3 \\ \ddot{h}^*(T) = \sum_{k=0}^{m=5} \frac{d^2}{dt^2} c'_{m-k} T^k \end{array} \right\} \quad (7)$$

где

$$\dot{\lambda}(t) = \frac{v_E(t)}{R_1(t) \cdot \cos \varphi(t)}, \dot{\varphi}(t) = \frac{v_N(t)}{R_2(t)}, \dot{h}(t) = \frac{v_H(t)}{\chi(t)}, \quad (8)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \ddot{\lambda}(t) = \frac{\dot{v}_E(t)}{R_1(t) \cdot \cos \varphi(t)} - \frac{v_E(t)}{R_1^2(t) \cdot \cos \varphi(t)} \cdot \dot{R}_1(t) + \frac{v_E(t)}{R_1(t) \cdot \cos^2 \varphi(t)} \cdot \sin \varphi(t) \cdot \dot{\varphi}(t) \\ \ddot{\varphi}(t) = \frac{\dot{v}_N(t)}{R_2(t)} - \frac{v_N(t)}{R_2^2(t)} \cdot \dot{R}_2(t), \ddot{h}(t) = \frac{\dot{v}_H(t)}{\chi(t)} - \frac{v_H(t)}{\chi^2(t)} \cdot \dot{\chi}(t) \end{array} \right\}, \quad (9)$$

В (9) фигурируют проекции производной вектора относительной скорости движения ЛА $\dot{\bar{v}}(t)$ на оси сопровождающего трехгранника. Значения вектора $\dot{\bar{v}}(t)$ можно найти из:

$$\dot{\bar{v}}(t) = \bar{a}(t)_{\{X_n\}} - (\bar{\Omega}(t) + \overline{\omega_{NHE}}(t)) \times \bar{v}(t) + \bar{g}(t) \quad (10)$$

где $\bar{a}(t)_{\{X_n\}}$ - вектор кажущегося ускорения в проекциях на оси сопровождающего трехгранника;

$$\bar{a}(t)_{\{X_n\}} = M \circ \bar{a}(t)_{\{X_n\}} \circ \tilde{M} \quad (11)$$

$$M = \left(\cos\left(\frac{\psi}{2}\right) - \sin\left(\frac{\psi}{2}\right) \cdot \bar{e}_{\gamma_0} \right) \circ \left(\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \bar{e}_{z_0} \right) \circ \left(\cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) + \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \bar{e}_{x_0} \right) \quad (12)$$

M - кватернион, определяющий ориентацию $\{X_c\}$ относительно $\{X_n\}$; $\bar{e}_{\gamma_0} = \operatorname{col}(0,1,0)$, $\bar{e}_{z_0} = \operatorname{col}(0,0,1)$, $\bar{e}_{x_0} = \operatorname{col}(1,0,0)$ - единичные векторы осей поворотов в проекции на собственные базисы;

$\bar{\Omega}(t)$ - вектор угловой скорости вращения Земли, в проекциях на оси сопровождающего трехгранника;

Проекции вектора угловой скорости вращения Земли $\bar{\Omega}(t)$ на оси сопровождающего трехгранника описываются следующими выражениями:

$$\Omega_N = \Omega \cdot \sin(\varphi), \Omega_H = \Omega \cdot \cos(\varphi), \Omega_E = 0, \tag{13}$$

Зная коэффициенты интерполяционных полиномов (1) и (6) для i -ого участка траектории, можно вычислить значения долготы λ , широты φ и высоты h , вектора относительной скорости движения ЛА \bar{v} в проекциях на оси сопровождающего трехгранника, вектора кажущегося ускорения \bar{a} и вектора абсолютной угловой скорости вращения ЛА вокруг центра масс $\bar{\omega}$ в проекциях на связанный с ними базис, а также углов курса ψ , тангажа θ и крена γ , в любой момент времени на интервале $[t_i, t_{i+1}]$.

Проекции вектора относительной скорости движения ЛА $\bar{v}(t)$:

$$v_N(t) = \dot{\varphi}^*(t) \cdot R_2(t), v_H(t) = \dot{h}^*(t) \cdot \chi(t), v_E(t) = \dot{\lambda}^*(t) \cdot R_1(t) \cdot \cos(\varphi^*(t)) \tag{14}$$

Проекции вектора абсолютной угловой скорости вращения ЛА вокруг центра масс $\bar{\omega}^*(t)$ на связанные с ЛА оси находятся из:

$$\begin{cases} \omega_{iz}^*(t) = \sin(\gamma^*(t)) \cdot \cos(\theta^*(t)) \cdot \dot{\psi}^*(t) + \dot{\theta}^*(t) \cdot \cos(\gamma^*(t)) - d1 \cdot \cos(\gamma^*(t)) - d3 \cdot \sin(\gamma^*(t)) \\ \omega_{iy}^*(t) = -\cos(\gamma^*(t)) \cdot \cos(\theta^*(t)) \cdot \dot{\psi}^*(t) + \dot{\theta}^*(t) \cdot \sin(\gamma^*(t)) - d1 \cdot \sin(\gamma^*(t)) + d3 \cdot \cos(\gamma^*(t)) \\ \omega_{ix}^*(t) = \dot{\gamma}^*(t) - tg(\theta^*(t)) \cdot (\omega_{iz}^*(t) \cdot \sin(\gamma^*(t)) - \omega_{iy}^*(t) \cdot \cos(\gamma^*(t))) - d2 \end{cases} \tag{15}$$

где $d1 = -\omega_N(t) \cdot \sin(\psi^*(t)) + \omega_E(t) \cdot \cos(\psi^*(t))$, $d2 = -tg(\theta^*(t)) \cdot (\omega_E(t) \cdot \sin(\psi^*(t)) + \omega_N(t) \cdot \cos(\psi^*(t)) + \omega_H(t))$,

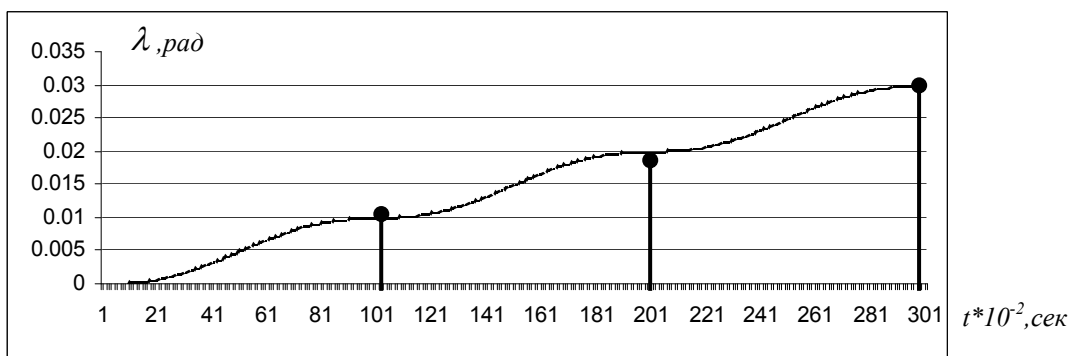
$$d3 = -\frac{1}{\cos(\theta^*(t))} \cdot (\omega_E(t) \cdot \sin(\psi^*(t)) + \omega_N(t) \cdot \cos(\psi^*(t)))$$

Значения вектора кажущегося ускорения в проекциях на связанный с ЛА базис $\bar{a}^*(t)$ можно вычислить:

$$\bar{a}^*(t)_{\{x_c\}} = \tilde{M} \circ \bar{a}^*(t)_{\{x_n\}} \circ M, \tag{16}$$

где $\bar{a}_i^*(t)_{\{x_n\}} = \dot{v}(t) + (\bar{\Omega}(t) + \overline{\omega_{NHE}}(t)) \times v(t) - \bar{g}(t)$ [1].

На основе алгоритма интерполяции была разработана программа. Для демонстрации работы данной программы приведен рисунок 1, на котором изображены графики географической долготы λ до и после интерполяции.



Выводы. Таким образом, применив несложный, приведенный выше математический аппарат, можно получить значения инерциальных данных с любой требуемой частотой, на основе которых можно построить достаточно точную модель движения ЛА.

Литература

1. Успенский В. Б. Имитационная модель движения летательного аппарата. Вісник інженерної академії України. – 2001. - №2. – Київ КВ№2635. – С. 59 – 62.
2. Бромберг П. В. - М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1979. – 296 с.

УДК 539.3

ПОЛЗУЧЕСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ СТАТИЧЕСКОМ И ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

Бреславский Д.В., доктор техн. наук, Карабут Д.В., Уварова О.А., Ширяева Н.В.

(г. Харьков, Украина)

Creep problems for static and cyclic loading are regarded. The cases of low and high cycle loading and their combination were analyzed. The results of creep calculations for thick-walled bodies of revolution and non-linear bar forced oscillations are given.

Постановка проблемы. Ползучесть элементов конструкций относится к факторам, существенно лимитирующим долговечность. Подавляющее большинство машин работает в условиях совместного действия статических и циклических напряжений. Создание методов для расчетов циклической ползучести конструктивных элементов машин и является целью проводимых исследований.

Анализ последних исследований и публикаций. К настоящему времени в основном разработаны методы решения задач статической ползучести и ползучести при действии быстро меняющихся напряжений, отвечающих колебаниям конструкций [1,2]. Для медленно меняющихся во времени циклических нагрузок, действие которых отвечает мадоцикловой ползучести, методы расчета находятся в процессе разработки [3]. Для наиболее распространенного случая циклического нагружения, отвечающего суперпозиции медленно и быстро меняющихся циклических нагрузок, решения до настоящего времени не получено.

Постановка задачи. Рассмотрим произвольное тело V , закрепленное на части поверхности S_1 и нагруженное объемными силами f и поверхностной нагрузкой p на части поверхности S_2 . Запишем постановку задачи ползучести при совместном статическом p^0 циклическом нагружении $\Phi(t)$.

$$\sigma_{ij,j} + f_i = \rho \dot{v}_i, \quad \varepsilon_{ij} = e_{ij} + c_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i} + u_{k,i}u_{k,j}) \quad x_i \in V;$$

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(e_{kl} - c_{kl}); \quad \sigma_{ij}n_j = p_i + \Phi_i(t), \quad x_i \in S_2; \quad (1)$$

$$u_i|_{S_1} = \bar{u}_i, \quad u_i(x,0) = v_i(x,0) = c_{ij}(x,0) = 0$$

Здесь C_{ijkl} - тензор упругих свойств материала; \bar{u}_i - известные значения перемещений точек поверхности S_1 , u - вектор перемещений, ($v = \dot{u}$, $d(*)/dt = \dot{(*)}$), σ_{ij} , ε_{ij} , c_{ij} - тензоры напряжений, полных деформаций и деформаций ползучести.

Система (1) существенно нелинейна, что определяется нелинейной связью тензора деформаций ползучести c_{ij} с тензором напряжений. Для конкретизации этой связи рассмотрим ползучесть одноосного образца. Для высокотемпературной ползучести

$$\frac{dc}{dt} = f(c)F(\sigma(t), q_1, q_2, \dots; T^0), \quad \frac{dq_i}{dt} = Q_i(\sigma(t), q_1, q_2, \dots; T^0), \quad c(0) = 0, \quad q_i(0) = q_i^0, \quad (2)$$

где q_i , q_i^0 - текущие и начальные значения структурных параметров при температуре T^0 , например, повреждаемости материала [3].

Рассмотрим высокотемпературное циклическое деформирование одноосного образца при ползучести под осевым напряжением σ :

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_1 + \sigma_2, \quad (3)$$

где σ_0 - постоянное напряжение; σ_1 - медленно изменяющееся за период T рабочего цикла напряжение; σ_2 - быстро изменяющееся по гармоническому закону с высокой частотой f_2 и периодом T_2 напряжение. Циклическую составляющую полного напряжения представим в виде $\sigma_2 = \sigma_a \sin(2\pi f_2 t)$, где f_2 - циклическая частота, Гц, σ_a - амплитуда, МПа. Закон изменения на периоде рабочего цикла T напряжения σ_1 примем в виде

$$\sigma_1 = \sigma_D \left(\frac{4}{T} t - \frac{4}{T^2} t^2 \right),$$

где σ_D - максимальное значение напряжения σ_1 . Представляя напряжение σ_1 рядом Фурье, получаем закон циклического изменения напряжения σ

$$\sigma = \sigma_0 \left(1 + D \left(\frac{2}{3} - \sum_{k=1}^{\infty} \frac{4}{\pi^2 k^2} \cos \left(\frac{2\pi k}{T} t \right) \right) + A \sin(2\pi f_2 t) \right), \quad (4)$$

где $A = \frac{\sigma_a}{\sigma_0}$; $D = \frac{\sigma_D}{\sigma_0}$ - коэффициенты асимметрии быстро и медленно изменяющихся циклических напряжений.

Заметим, что для напряжения σ закон (3), в предположении $\sigma_D = 0$, рассматривается в исследованиях по динамической ползучести [1,2]. Непосредственное интегрирование уравнения (4) представляет значительные вычислительные сложности. Поэтому для этого используется метод асимптотических разложений по малому параметру с последующим осреднением на периоде [1]. Одним из условий применимости этого метода является требование медленного изменения параметров системы, что отвечает рассматриваемым процессам необратимой ползучести металлов.

Конкретизируя исходные кинетические уравнения (2), запишем их в виде

$$\dot{c} = (c)^{-\alpha} B \cdot \sigma^n, \quad c(0) = 0, \quad (5)$$

$$\sigma = \sigma_0 \left(1 + D \left(\frac{2}{3} - \sum_{k=1}^{\infty} \frac{4}{\pi^2 k^2} \cos\left(\frac{2\pi k}{T} t\right) \right) + A \sin(2\pi f_2 t) \right),$$

где α , B , n – константы, определяемые по экспериментальным данным о ползучести материала при заданной температуре T^0 . После обычных для асимптотических методов преобразований для основного процесса циклической ползучести при действии медленно меняющегося напряжения $\sigma_0 + \sigma_1$ получим

$$\dot{c}_0 \cdot c_0^\alpha = B \cdot \sigma_e^n, \quad (6)$$

где

$$\sigma_e = \langle \sigma \rangle = \sigma_0 \left(\int_0^1 \left(1 + D \left(\frac{2}{3} - \sum_{k=1}^{\infty} \frac{4}{\pi^2 k^2} \cos\left(\frac{k}{T \cdot f_1} \xi\right) \right) \right)^n d\xi \right)^{\frac{1}{n}}. \quad (7)$$

Проинтегрировав уравнение (6), получим уравнения кривых ползучести:

$$c_0 = [B(1 + \alpha) \sigma_e^n t]^{\frac{1}{1+\alpha}}. \quad (8)$$

Отсюда следует, что уравнения состояния для основного процесса ползучести материалов при медленно изменяющемся на периоде рабочего цикла T циклическом напряжении $\sigma = \sigma_0 + \sigma_1$, описывается уравнением (6), отвечающем неустановившейся ползучести материала при постоянном эквивалентном напряжении, равном: $\sigma_{1e} = \langle \sigma \rangle = g_1 \sigma_0$, где g_1 определено выражением в круглых скобках в формуле (7).

Далее рассмотрим процесс циклической ползучести под действием напряжения $\sigma = \sigma_0 + \sigma_1 + \sigma_2$. Примем, что уравнение состояния в этом случае сохраняет вид (7):

$$\dot{c}_0 c_0^\alpha = B \sigma_{1e}^n (1 + A_2 \sin(2\pi f_2 t))^n, \quad A_2 = \frac{\sigma_a}{\sigma_{1e}} = \frac{A}{g_1}. \quad (9)$$

Следуя методике работы [1], найдем окончательно уравнение ползучести для основного процесса в виде:

$$\dot{c}_0 c_0^\alpha = B \sigma_{2e}^n, \quad \sigma_{2e} = \langle \sigma \rangle = g_1 g_2 \sigma_0, \quad (10)$$

где

$$g_2 = \left(\int_0^1 \left(1 + A_2 \sin\left(\frac{1}{T_2 \cdot f_2} \xi\right) \right)^n d\xi \right)^{\frac{1}{n}}.$$

Решение уравнения (9) приведено в работе [1]. При начальных условиях оно легко может быть проинтегрировано. Уравнения кривых ползучести в этом случае имеют вид:

$$c_0 = [B(1 + \alpha) \sigma_{2e}^n t]^{\frac{1}{1+\alpha}}. \quad (11)$$

Отсюда следует, что уравнения состояния для основного процесса ползучести материалов при комбинированном циклическом напряжении $\sigma = \sigma_0 + \sigma_1 + \sigma_2$, описывается уравнением (10), отвечающем неустановившейся ползучести материала при постоянном эквивалентном напряжении, равном:

$$\sigma_{2e} = \langle \sigma \rangle = g_1 g_2 \sigma_0.$$

Для использования полученного уравнения (10) для расчетов при сложном напряженном состоянии проводится его обобщение для соответствующих инвариантов тензоров деформаций ползучести и напряжений.

Применение метода асимптотических разложений по малому параметру с последующим осреднением на периоде для системы типа (1) выполнено в работах [1,2]. В результате преобразований получаем две системы

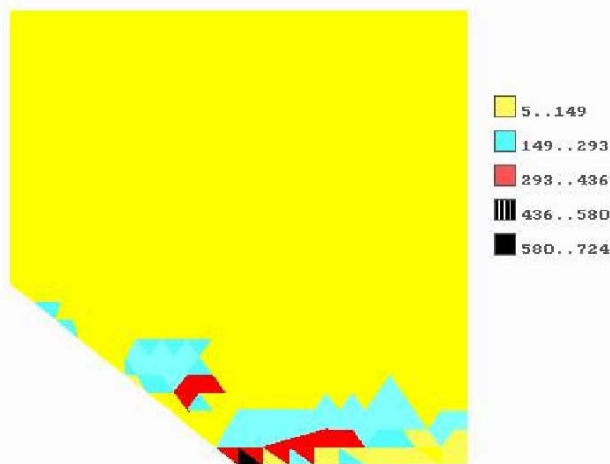


Рис.1.

зом. Внутренний радиус образца $50 \cdot 10^{-3}$ м, внешний радиус $80 \cdot 10^{-3}$ м. Образец изготовлен из стали 45X14H14B2M и нагружен постоянной осевой нагрузкой. Постоянные упругости: $E=1.67 \cdot 10^5$ МПа, $\mu=0.3$; закона ползучести Нортона $B=2 \cdot 10^{-10}$ (МПа) $^{-n}/ч$, $n=3$.

Для расчетов использована равномерная конечноэлементная сетка из 343 узлов и 618 элементов. Время расчета ползучести – 1 час. Шаг интегрирования выбран равным 0.01 час. Проведено моделирование изменения напряженно-деформированного состояния образца с течением времени.

В качестве примера приведем значения интенсивностей напряжений, МПа (рис. 1). Как видно из рисунка, напряжения равномерно распределяются по всему сечению образца, и лишь в районе надреза наблюдается концентрация напряжений, что согласуется с известными ранее результатами расчетов и экспериментальными данными [5].

Для определения амплитудных напряжений необходимо решение задачи в масштабе “быстрого” времени. Часто такие задачи являются нелинейными. В качестве примера рассмотрим решение уравнения, описывающего физически нелинейные колебания однородного стержня постоянного сечения длины L , нагруженного по всей длине поперечной нагрузкой $f(x,t)$:

$$u_{tt} = \left(\frac{E}{\rho} \right) \left\{ \left[1 - a_3 E^2 u_x^2 \right] u_x \right\}_x + f(x, t). \tag{12}$$

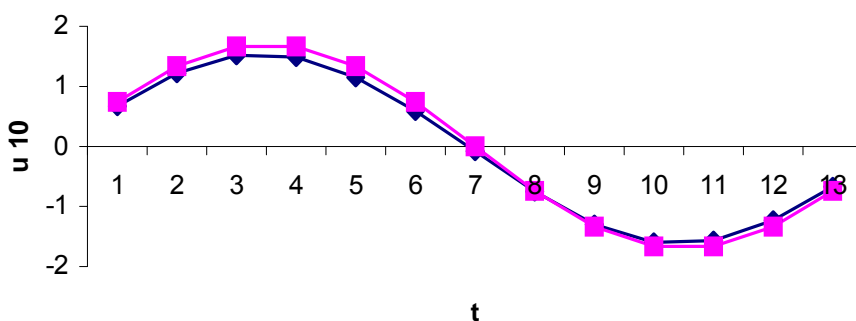


Рис.2

Материал стержня характеризуется кубически нелинейным законом связи между деформациями и напряжениями (a_3 – константа материала). В расчетах приняты однородные дополнительные условия. Для решения воспользуемся методом конечных разностей.

В случае нелинейной краевой задачи применение МКР дает систему нелинейных алгебраических уравнений. Исходное уравнение заменяется конечно-разностной аппроксимацией. Нелинейная задача решается методом простой итерации. На каждом шаге простой итерации необходимо решение СЛАУ, которая решается методом Гаусса. В качестве нулевой итерации задается линейное упругое решение.

В качестве примера приведем результаты решения одной из задач (рис. 2), где кривой с квадратами обозначено линейное решение (нулевая итерация), кривой с ромбами - нелинейное.

Выводы. В статье дана постановка задач статической и циклической ползучести конструктивных элементов, приведены результаты расчетов ползучести осесимметричного образца с острым надрезом и задачи о не-

уравнений, одна из которых описывает движение системы в масштабе «медленного» времени при действии постоянных эквивалентных напряжений σ_{2eij} , а вторая - в масштабе “быстрого” времени и совпадает по форме с уравнениями вынужденных колебаний.

Примеры расчетов. Сформулированные задачи ползучести из-за их сложности не имеют аналитического решения, в связи с чем для получения полей напряжений, деформаций и перемещений используются численные методы, такие как метод конечных разностей (МКР), конечных элементов (МКЭ) и другие.

Для расчетов тел вращения используем схему МКЭ в сочетании с многошаговыми методами интегрирования начальной задачи [2, 4]. Рассмотрим осесимметричный цилиндрический образец с внутренним надрезом.

линейных продольных колебаниях стержня.

Литература

1. Бреславский Д.В., Морачковский О.К. Нелинейная ползучесть и разрушение плоских тел при высокочастотном циклическом нагружении // Прикладная механика. - 1998. - Т. 34, №3. - С.97-103.
2. Breslavsky D., Morachkovsky O. Dynamic creep continuum damage mechanics: FEM-based design analysis// Computational Plasticity: Fundamentals and Applications. Proc. of the Fifth International Conference on Computational Plasticity held in Barselona, Spain, 17-20 March 1997. - Barselona :IMNE. - 1997. - Part 1. - P.1071-1076.
3. Lemaitre J., J.-L.Chaboche. Mechanics of solid materials. - Cambridge: University press, 1994. -556 p.
4. Бреславский Д.В. Термоползучесть анизотропных тел вращения и математическое обеспечение расчетов практических задач на ЭВМ// Динамика и прочность машин. Харків. Вища школа, вип.. 43, 1986. с. 10-13.
5. Бреславский Д.В. Экспериментальные исследования циклической ползучести и разрушения пластин с надрезами// Вісник Харківського державного політехнічного університету. Збірка наукових праць. Харків: ХДПУ. - 1999. - Вип.29.- С.115-117.

УДК 539.3

РАСЧЕТЫ УДАРНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СФЕРИЧЕСКОГО ТЕЛА И ОРТОТРОПНОЙ ПЛАСТИНЫ

Онищенко А. В.

(г. Харьков, Украина)

The paper is devoted to the investigation of spherical solid's impact on thin hinged orthotropic plate with constant thickness. The problem is solved by numerical-iterative method: the impact force value was found by use of finite difference scheme, the deformed plate state was determined analytically by shear Timoshenko theory. The numerical examples are given.

Постановка проблемы. Явление удара возникает во многих реальных механических системах, поэтому расчет колебательных процессов является важной практической задачей. В последнее время широкое распространение получили конструкции из композиционных материалов. Направленный характер свойств композитов предполагает, что наряду с высокими механическими характеристиками в одних направлениях они обладают низкими в других. Поэтому эффективная реализация достоинств этих материалов в конструкциях требует решения комплексных задач, связанных с выбором взаимно согласованных исходных компонентов, с определением рациональной структуры материала.

Анализ последних исследований и публикаций. Впервые С. П. Тимошенко решил задачу об упругом ударе по балке, т.е. ударе с учетом деформаций в месте контакта. Впоследствии теория удара по деформируемому телу развита в работах Гольдсмита, Филиппова, Голоскокова и других ученых [1-2].

Цель и постановка задачи. В данной статье рассмотрена задача об ударе сферического тела по тонкой прямоугольной ортотропной пластине постоянной толщины, шарнирно опертой по всем сторонам. Для того,

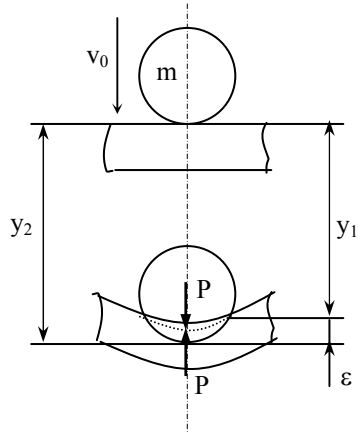


рис.1.

чтобы дать полную картину протекания процесса удара, учитываются деформации в месте контакта (рис.1). Балка или пластина, первоначально находящаяся в покое, соударяется с начальной скоростью v_0 с телом массой m , которое обладает закругленной поверхностью контакта. Сближение ε является разностью между смещением массы y_2 и отклонением в точке контакта y_1 . По теории сжатия соприкасающихся тел, данной Герцем, сближение ε , при вдавливании одного тела в другое силой P , можно определить как:

$$\varepsilon = k \cdot P^{2/3} \quad (1)$$

Перемещение y_2 тела массой m , имеющего в момент соприкосновения с пластиной скорость v_0 , будет [1]:

$$y_2(t) = v_0 \cdot t - \frac{1}{m} \cdot \int_0^t dt \int_0^t P(t) dt \quad (2)$$

Для определения прогиба y_1 необходимо решить задачу о вынужденных колебаниях. Основной неизвестной в задаче об ударе является сила контакта $P(t)$. Для решения задачи об ударе методом Тимошенко необходимо определить перемещение пластины для вынужденных колебаний как функцию времени. Рассмотрим ортотропную пластину в естественной системе координат, шарнирно-опертую по всем сторонам, на которую действует распределенная нагрузка интенсивностью $q(x,y,t)$. Для такой пластины можно записать пять дифференциальных уравнений равновесия:

$$\begin{cases}
 \frac{\partial Q_x}{\partial x} + \frac{\partial Q_y}{\partial y} = \rho \cdot h \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} - q \\
 \frac{\partial M_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial M_{yx}}{\partial y} = Q_x + \rho \cdot \frac{(\bar{z}_n^3 - \bar{z}_0^3)}{3} \cdot \frac{\partial^2 \theta_x}{\partial t^2} + \rho \cdot \frac{\partial^2 U_e}{\partial t^2} \cdot \frac{(\bar{z}_n^2 - \bar{z}_0^2)}{2} \\
 \frac{\partial M_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial M_{xy}}{\partial y} = Q_y + \rho \cdot \frac{(\bar{z}_n^3 - \bar{z}_0^3)}{3} \cdot \frac{\partial^2 \theta_y}{\partial t^2} + \rho \cdot \frac{\partial^2 V_e}{\partial t^2} \cdot \frac{(\bar{z}_n^2 - \bar{z}_0^2)}{2} \\
 \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} = \rho \cdot h \cdot \frac{\partial^2 U_e}{\partial t^2} + \rho \cdot \frac{\partial^2 \theta_x}{\partial t^2} \cdot \frac{(\bar{z}_n^2 - \bar{z}_0^2)}{2} \\
 \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} = \rho \cdot h \cdot \frac{\partial^2 V_e}{\partial t^2} + \rho \cdot \frac{\partial^2 \theta_y}{\partial t^2} \cdot \frac{(\bar{z}_n^2 - \bar{z}_0^2)}{2}
 \end{cases} \quad (3)$$

Уравнения равновесия можно записать в перемещениях $U, V, W, \theta_x, \theta_y$, и искать решение в виде разложения функций в тригонометрический ряд:

$$\begin{cases}
 W = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} W_{mk}(t) \cdot \sin\left(\frac{m \cdot \pi \cdot x}{a}\right) \cdot \sin\left(\frac{k \cdot \pi \cdot y}{b}\right) \\
 \theta_x = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} F_{mk}(t) \cdot \cos\left(\frac{m \cdot \pi \cdot x}{a}\right) \cdot \sin\left(\frac{k \cdot \pi \cdot y}{b}\right) \\
 \theta_y = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} H_{mk}(t) \cdot \sin\left(\frac{m \cdot \pi \cdot x}{a}\right) \cdot \cos\left(\frac{k \cdot \pi \cdot y}{b}\right) \\
 U = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} U_{mk}(t) \cdot \cos\left(\frac{m \cdot \pi \cdot x}{a}\right) \cdot \sin\left(\frac{k \cdot \pi \cdot y}{b}\right) \\
 V = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} V_{mk}(t) \cdot \sin\left(\frac{m \cdot \pi \cdot x}{a}\right) \cdot \cos\left(\frac{k \cdot \pi \cdot y}{b}\right)
 \end{cases} \quad (4)$$

Представление решения в таком виде автоматически удовлетворяет граничным условиям. Подставляя приведенные решения в уравнения равновесия и воспользовавшись свойствами ортогональности тригонометрических функций, получим систему уравнений относительно неизвестных функций $W_{mk}(t), F_{mk}(t), H_{mk}(t), U_{mk}(t), V_{mk}(t)$. Для решения системы дифференциальных уравнений воспользуемся операционным методом. Переходя к изображениям неизвестных функций, получим систему алгебраических уравнений относительно изображений. Для перехода к оригиналам воспользуемся теоремой о свертке.

Следуя подходу академика Филиппова [2], рассмотрим решения задачи об ударе шара по пластине. Как показано на рис. 1. величина вдавливания шарика в пластину можно определить как:

$$\varepsilon(P) = y_2(P) - W_1(P) \quad (5)$$

где P – сила контакта.

Для решения этого уравнения при помощи ЭВМ применим метод численного интегрирования, который в отличие от метода Тимошенко, значительно повышает сходимость процесса, что позволяет найти без затруднений напряжения. Для интегрирования уравнения делим основной период колебаний пластины T_1 на $2s$ интервалов:

$\tau = \frac{T_1}{2 \cdot s} = \frac{\pi}{\omega_{11} \cdot s}$. Предположим, что на каждом интервале времени $(q-1) \cdot \tau < t < q \cdot \tau$ сила $P(t)$ меняется по линейному закону [2]:

$$P(t) = P_q - (P_q - P_{q-1}) \cdot \left(q - \frac{t}{\tau}\right) \quad (6)$$

Можно получить разрешающую формулу для нахождения значения силы P в момент времени $q\tau$ [1,2]:

$$\varepsilon(q\tau) = y_2(q\tau) - W_1(q\tau) \tag{12}$$

Значения силы $P(q\tau)$ определяется последовательно, начиная с первого интервала времени, для которого $P_0=0$, $P(\tau)=P_1$. Расчет производится следующим образом. Задаемся в начальный момент соударения значением ε (например $\varepsilon \approx v_0 \tau$), вычисляем из уравнения (12) значение P_1 , затем уточняем расчет, принимая $\varepsilon = k \cdot (P_1)^{2/3}$. Расчет повторяется до тех пор, пока не будет достигнута необходимая точность. Затем последовательно находятся значения P_2, P_3 и остальные искомые величины. Расчет ведется до такого значения $t=j\tau$, пока $P(j\tau)$ не обратится в нуль, т.е. до момента отделения тела от пластины.

Пример. Далее рассмотрим результаты решения задачи о центральном ударе по ортотропной пластине. Стальной шар радиусом $R=0.02$ (м) ударяет по шарнирно опертой пластине размером $0.2 \times 0.2 \times 0.008$ (м) при начальной скорости шара $v_0=1$ (м/с). Пластина состоит из двух слоев характеристики которых приведены ниже. На рис.2 показаны графики зависимости силы контакта от времени, перемещения центра пластины во времени, а так же изменение нормальных напряжений в точке контакта. На рис.3, рис.4 представлены графики распределения прогиба, нормальных и касательных напряжений, и перемещений в плоскости XOY по поверхности пластины.

СЛОЙ 1

$\rho_1=7800$ (кг/м³)
 $E_1=2.1 \cdot 10^{11}$ (Па)
 $\nu_1=0.3$
 $h_1=3$ (mm)

СЛОЙ 2

$\rho_2=2700$ (кг/м³)
 $E_2=0.7 \cdot 10^{11}$ (Па)
 $\nu_2=0.32$
 $h_2=5$ (mm)

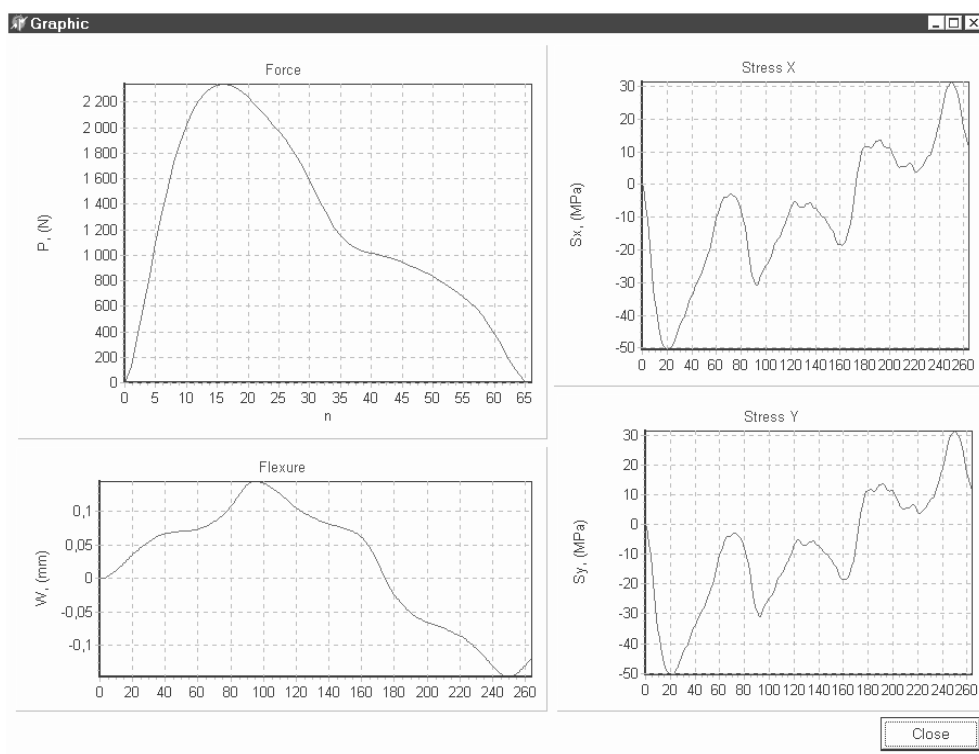


Рис. 2.

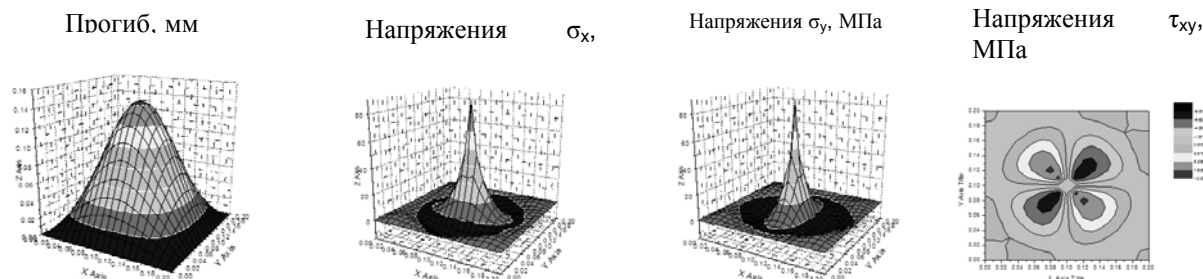


Рис. 3.

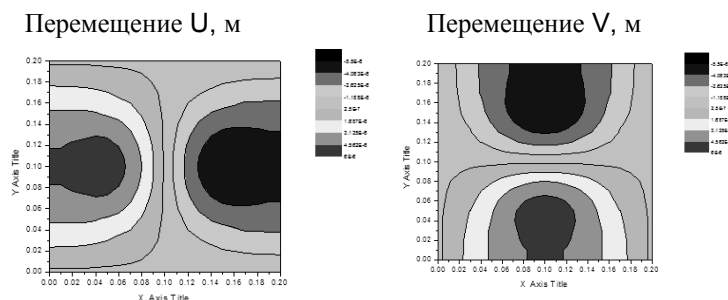


Рис. 4.

При анализе результатов в первую очередь следует отметить, что точность полученных результатов напрямую зависит от количества членов ряда, используемого для решения задачи изгиба пластины. Сходимость этого ряда довольно низкая и удовлетворительные результаты можно получить при учете минимум 30 первых гармоник. Время вычислений значительно возрастает по сравнению с задачами удара по балкам. Так, получение силы контакта на компьютере с частотой ядра процессора 750 МГц занимает около часа, а вычисление распределения напряжений 3-4 часа.

Вывод. В данной статье рассмотрены контактные задачи об ударе сферического тела по стержню постоянного прямоугольного сечения и по тонкой прямоугольной ортотропной пластине. На основе теоретических исследований явления удара был составлен алгоритм и написана программа на языке Object Pascal в интегрированной среде программирования Delphi 7.0 для решения поставленной задачи. В ходе решений задач было установлено, что для удовлетворительной сходимости решения достаточно брать первые 30-60 гармоник, дальнейшее увеличение числа гармоник практически не влияет на точность результатов, а лишь увеличивает время и объем вычислений.

Литература

1. Гольдсмит В. Удар. Теория и физические свойства соударяемых тел. – М., 1965. 451 с.//
2. Голоскоков Е. Г., Филиппов А. П. Нестационарные колебания деформируемых систем. Киев., 1977. 340 с.//
3. Васильев В. В. Механика конструкций из композиционных материалов. М., 1988. 271 с.

УДК 621.7.044

К РАЗРАБОТКЕ СИСТЕМНОГО ПОДХОДА ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Савченко Н.Ф., канд. техн. наук, Павиченко В.П.

(г. Харьков, Украина)

In the article some approaches to the choose of the progressive technologies in the preparing production were proposed and the advantages of special methods of stamping were emphasized.

В настоящее время, несмотря на наличие высокоэффективных технологий [1 – 3], при разработке технологии обработки большинства изделий преобладает дифференцированный подход, когда, по сути, изготовление изделий регламентируется существующими нормами контроля их качества, в ряде случаев, только на отдельных операциях. В результате в процессе эксплуатации возможно появление так называемых скрытых дефектов. Также сложны становятся и вопросы дальнейшего повышения эффективности производства с позиций энерго- и ресурсосбережения в машиностроении. Существенное значение приобретает не только повышение точности изготавливаемых деталей и полуфабрикатов, но и использование мало энергоемких технологических процессов. В результате снижение энергозатрат и ресурсосбережение обуславливают необходимость комплексного подхода к использованию имеющегося на предприятии производственного потенциала. Так, повышение точности изготовления полуфабрикатов при использовании прогрессивных технологических процессов в заготовительном производстве не только повышает коэффициент использования материала, но и эффективность применения прогрессивного оборудования в механических и механосборочных цехах, снижение затрат и повышение конкурентоспособности продукции в целом. Поэтому системные вопросы проектирования технологии изготовления становятся все более актуальными, требуют выработки методологии проектирования, разработки комплексных критериев оценки их эффективности.

Однако в условиях рынка выбор рациональных технологических процессов, в первую очередь, на заготовительных цехах и предприятии становится многокритериальным, ограничивая оперативность принятия решений и увеличивая сроки технологической подготовки производства. Поиск же рациональных технологических процессов требует зачастую всестороннего анализа массива альтернативных решений, особенностей их применения и подтверждения в последующем их эффективности. Очевидно, что только с позиций системного подхода, учитывая иерархию факторов, влияющих на конкурентоспособность изделий, и элементы эволюции как изделия, так и производственного потенциала, могут быть выявлены рациональные технологические решения. В общем случае, рассматривая заготовительно-штамповочное производство как элемент технологической системы «предприятие-

продукция-рынок» и используя основные принципы развития технических систем (например, целостности, структурности, эволюции, полифункциональности, специализации и интеграции, учета вероятностных факторов, адаптации, изоморфизма и др.), можно выделить несколько характерных особенностей проектирования технологических процессов в заготовительно-штамповочном производстве: оперативность, неопределенность окончательных решений, взаимозависимость (обратной связи). Оперативность как особенность проектирования технологических процессов предполагает возможность использования технологий, достаточно хорошо известных, например, для данного производства или из нормативной документации, то есть заведомо используемых без риска или при его минимальной вероятности изготовления некондиционных полуфабрикатов или изделий. В этом случае выбор технологического процесса как практически безальтернативное решение известен и будет рационален именно в этой производственной ситуации: $P \in A (|a_i|, |b_j|, |v_k|, \dots)$, где a_i, b_j, v_k, \dots и другие определяют соответственно возможности существующих и достаточно апробированных технологий, технологические критерии качества, критерии приемлемости (совместимости) для цеха, системы цехов, предприятия, рынка и т.д., образуя в совокупности технико-экономическую систему показателей, отражающих возможности внутрисистемного (заготовительный цех-система цехов) согласования вариантов выбора существующих технологий.

Основой создания гибких технологических систем будет групповой технологический процесс, рассматриваемый с единой позиции «заготовка – деталь – сборочное изделие». Если по методу типизации технологических процессов основным признаком классификации является конструкторская принадлежность объекта обработки, то по методу группирования основным признаком классификации являются применяемые средства технологического оснащения с целью создания максимального эффекта (повышение конкурентоспособности изделия). Метод группирования также дает возможность сокращения сроков и уменьшения затрат на технологическую подготовку производства.

К мероприятиям по групповой обработке и сборке изделий относятся классификация объектов обработки и выбор технологического процесса для группы объектов, проектирование групповой технологической оснастки, модернизация и создание специального технологического оборудования, организация групповых потоков и групповых технологических линий, а также систем оперативно-календарного планирования.

Групповые технологические процессы применяются в условиях мелкосерийного и среднесерийного производств с неустойчивой номенклатурой изготавливаемых объектов. Основные способы типизации технологических процессов следующие.

Типизация непосредственно технологических процессов без учета разнообразия деталей производства, когда за основу берется технологический процесс, находит применение для заготовительных производств, а также для специальных видов производств, например, гальванических.

Типизация технологических процессов, основанная на классификации деталей, когда за основу берется реальная деталь, наиболее распространена в механообрабатывающих цехах машиностроительных и приборостроительных заводов.

Типизация на базе сочетания типового технологического процесса с классификацией реальных деталей как конкурентоспособного изделия, удовлетворяющего запросам конкретного потребителя, характеризуется наибольшей гибкостью, так как в этом случае появляется возможность регулирования содержания типовых операций путем их корректирования в зависимости от производственной ситуации и изменений, вносимых в конструкцию детали.

Одним из наиболее простых примеров необходимости внутрисистемного согласования вариантов выбора существующих технологий может быть и оценка важнейших критериев, определяющих возможность применения существующего оборудования в системе ресурсо- и энергосберегающих технологий. Примером может быть и обеспечение, в первую очередь, максимального значения коэффициента использования оборудования (соотношения потребных и необходимых для работы оборудования энергозатрат), а также максимального соотношения возобновляемых ресурсов ко всем затраченным или обеспечения приемлемых значений соотношения машинного и подготовительно-заключительного времени, требующего определенных затрат ручного труда (или к такту выпуска изделий). Комплекс критериев в совокупности образует технико-экономическую систему показателей, определяющих требования к выбору той или иной технологии изготовления изделий или полуфабрикатов.

Обобщающим критерием эффективности деятельности коллектива на производстве с наукоемкой продукцией может быть принят критерий оценки экономической эффективности:

$$K_{эф} = \Phi \left(\frac{\Pi_{пр2}}{\Pi_{пр1}}; \frac{K_{р2}}{K_{р1}}; \frac{T_{\delta}}{T_H}; \left(\frac{M_{\delta}}{M} \right)_{\delta}; \left(\frac{M}{M_{\delta}} \right)_H; \frac{\Pi_{\delta}}{\Pi_H}; k_p \right)^{\beta}$$

где $\Pi_{пр2}$ и $\Pi_{пр1}$ – соответственно габариты новых и существовавших изделий как показатель обновления ассортимента продукции; $K_{р2}$ и $K_{р1}$ – показатели безопасности использования нового (комплексного) и базового технологического процесса; T_H , T_{δ} – производительность работ для различных вариантов изготовления детали (нового и базового); Π_H , Π_{δ} – приведенные затраты по новому (предлагаемому) и базовому (общепринятому в данном типе производства) технологическим процессам; M_{δ} , M_H – соответственно масса детали и заготовки; k_p – критерий ресурса; β – показатель степени, характеризующий динамичность созданной системы управления подготовкой производства.

В том случае, если по одному из частных критериев, например, k_p , характеризующему изменение требований к ресурсу, имеющийся состав технологических процессов не обеспечивает заданные параметры производства, то поиск решений продолжится с последующей их при необходимости корректировкой. В качестве вре-

менного показателя оценки эффективности производственных функций можно также используют и показатель периода окупаемости затрат.

Выбор одной из возможных технологий без системного подхода и взаимного согласования требований к получаемому результату, естественно, может только частично удовлетворять всем критериям. Например, удовлетворять заготовительное производство по производительности, валовому объему выпуска продукции и, в целом, не удовлетворять механосборочный цех или какой-то другой, хотя в явном виде такое несоответствие может быть и неочевидно. Так, эффективность использования универсальных прессов (особенно гидравлических) в зависимости от размеров изготавливаемых изделий может быть, в отдельных случаях, начительно меньшей 5-10%, если оценивать соотношение потребных усилий для штамповки и номинального (паспортного значения). При этом стоимость пресса может в сотни тысяч раз превышать стоимость используемой оснастки. Ясно, что из этих соображений становится целесообразной необходимость замены дорогостоящих прессов, хотя в условиях конкретного производства это решение может быть и не осуществимо (отсутствие другого, менее мощного или менее дорогостоящего, по соображениям качества изготовления изделий и т.д.). В то же время для других цехов (например, механических) эти соображения могут быть несущественными, главным могут представляться соображения точности и качество полуфабрикатов. Следовательно, становится необходимым, кроме разработки системы технико-экономических критериев учитывать и динамику их изменения, обусловленную, прежде всего внедрением достижений науки и техники. В таком случае в создаваемом банке данных о критериях выбора технологий заготовительного производства их значения могут задаваться в определенном интервале или в виде математических зависимостей, прогнозирующих их изменение. Тогда при выборе стратегии предприятия в условиях рынка возникновение осложнений, в особенности, в результате энергетического кризиса может быть преодолено после оценки совокупности критериев, разработанных с учетом принципов системного подхода. В результате становится возможным расширение представлений о возможности использования альтернативных технологий (в частности, их внедрения на предприятии или, что может быть значительно эффективнее, использования по контракту как услуги сторонних организаций). Сложность определения наиболее рациональных (оптимальных) решений состоит в том, что можно считать все, как существующие, так и вновь предлагаемые технологические процессы не эффективными или условно таковыми, что выявляется только после анализа их влияние на длительность эффективного периода эксплуатации изделия. Примером их использования может быть поиск высокоэффективных технологий, рассматриваемых как совокупность альтернативных технологических процессов. Используя рассмотренные логические предпосылки для оценки возможных вариантов альтернативных технологий и сравнивая различные критерии для существующих технологических решений (как правило, с использованием прессового оборудования), можно было прийти на примере одного из предприятий г. Харькова к выводу об отсутствии взаимоприемлемого решения для совокупности цехов. Это обуславливалось (деталь типа «днище» вакуумной печи), в первую очередь, невысоким коэффициентом использования оборудования (гидравлического пресса) в заготовительно-штамповочном цехе (менее 15 %) и большими затратами электроэнергии, а также дополнительными расходами (времени, материалов, инструмента) в механическом и механосборочном цехах с целью повышения потребительских свойств всего изделия (в данном случае вакуумной печи), увеличения точности сборки конструкции. В результате, несмотря на возможность изготовления изделия силами самого предприятия становится целесообразным использование неиспользуемых на предприятии технологий (логическая ситуация типа 4). Это обуславливалось необходимостью повышения точности сопрягаемых изделий днище – цилиндрическая оболочка (отклонение диаметров в 5 % после сборки (сварки) приводит к повышению напряжений в процессе эксплуатации на 22 – 25 %). К решениям, удовлетворяющим систему цехов (заготовительный-механический-механосборочный), в дальнейшем были отнесены методы беспрессовой штамповки, в частности с использованием импульсных источников энергии. Ее преимущества (гибкость, малые капитальные и энергетические затраты, высокая точность изготовления изделий) в дальнейшем были успешно реализованы изготовлением партии изделий.

Таким образом, разработанные предпосылки проектирования технологических процессов в заготовительных цехах позволят, используя разработанные алгоритмы анализа, поиска и синтеза технологий в заготовительных цехах, автоматизировать поиск рациональных решений с позиций системного подхода, повысив конкурентоспособность продукции, ее качество.

Тогда при выборе стратегии предприятия в условиях рынка возникновение осложнений, в особенности, в результате энергетического кризиса может быть преодолено после оценки совокупности критериев, разработанных с учетом принципов системного подхода. В результате становится возможным расширение представлений о возможности использования альтернативных технологий (в частности, их внедрения на предприятии или, что может быть значительно эффективнее, использования по контракту как услуги сторонних организаций). Сложность определения наиболее рациональных (оптимальных) решений состоит в том, что можно считать все, как существующие, так и вновь предлагаемые технологические процессы не эффективными или условно таковыми, что выявляется только после анализа их влияние на длительность эффективного периода эксплуатации изделия. Поэтому с целью автоматизации взаимосогласованного выбора рациональных технологических процессов в условиях интегрирования производства в рынок проведены следующие работы: можно считать целесообразным создание банка данных для типовых представителей деталей заготовительного производства, содержащем описание массива технико-экономических критериев, и автоматизированного поиска приемлемых технологических решений.

Литература

1. Степанов В.Г., Сипилин П.М. и др. Гидровзрывная штамповка элементов судовых конструкций. Л.:

- Судостроение. 1966.–292 с.
2. Савченко Н.Ф. О проектировании техпроцессов гидровзрывной тонколистовой штамповки-вытяжки крупногабаритных деталей типа днищ. Импульсная обработка металлов давлением. Сб. статей под ред. канд. техн. наук В.К. Борисевича. М.: Машиностроение. 1977. с.51-56.
 3. Мошнин Е.Н. Технология штамповки крупногабаритных деталей. М.: Машиностроение. 1973. –240 с.

УДК 338.439.5

ПРИВАТИЗАЦИЯ КАК ОДИН ИЗ МЕТОДОВ УЛУЧШЕНИЯ ИНВЕСТИЦИОННОГО КЛИМАТА В ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ОТРАСЛИ УКРАИНЫ

Миняйло О.А., Богданович О.А.

(г. Харьков, Украина)

The world experience of operation of electropower branch in countries with transitory economy testifies, that the important component of the raising of a potential of power of country is the power strategic investors.

Ситуация, которая сложилась в энергетической отрасли Украины, не может не вызывать беспокойства как Правительства Украины, так и работников отрасли. В контексте общего сложного состояния экономики государства существенное ухудшение положения в электроэнергетической отрасли приобретает особенно опасный характер.

Необходимость инвестиционных поступлений в энергетическую отрасль Украины все больше возрастает, поскольку в 90-е годы практически не поступало средств не только для постоянного развития энергетики в целом, но и для поддержки в надлежащем состоянии существующих мощностей генерации, магистральных и распределительных электрических сетей.

Поэтому Правительство Украины в начале 90-х годов сделало первые шаги в направлении рыночных преобразований в электроэнергетической отрасли, когда вместе с консультантами Мирового банка начало подготовку соответствующей концепции. В основу реформирования отрасли и создания рынка электроэнергии были положены принципы сохранения объединенной энергетической системы страны и централизованного управления ею, демонаполизации региональных энергообъединений, создания условий для конкуренции между энергопроизводителями и поставщиками электрической энергии, государственного регулирования природных монополий [1].

Целью реструктуризации конкурентных условий является привлечение внешнего инвестиционного капитала, необходимого для модернизации основных фондов. Разгосударствление путем уменьшения части государственного имущества должно было обеспечить поступление в отрасль кредитов и акционерного капитала.

Мировой опыт функционирования электроэнергетической отрасли в странах с переходной экономикой свидетельствует, что важной составляющей подъема потенциала энергетики страны есть мощные стратегические инвесторы, заинтересованные в техническом и технологическом переустройстве отрасли, установлении действенной системы расчетов за потребленную электроэнергию. Государство при этом получает значительные взносы в виде платежей, налоговых поступлений, не говоря уже о поступлении от приватизации.

Одной из практических форм реализации реформ является приватизация, как важнейшая часть общей программы реформ при переходе от административно-командной системы экономики к рыночной.

Положительный опыт приватизации электроэнергетического сектора имеют не только такие страны как Аргентина, Бразилия, Венгрия, Польша, но и некоторые страны СНГ - Казахстан, Грузия, Армения [2].

В Украине, к сожалению, начало процесса приватизации энергетических компаний было не вполне успешным, в основном из-за несовершенства действующего законодательства и нормативно-правовой базы, что обусловило принятие решения руководством страны о приостановлении приватизации отрасли в 1999 году. Катализатором этого решения стала также неблагоприятная ситуация на мировых рынках и глубокий экономический кризис в России и Азии, которые повлекли резкое падение цен на акции в целом и энергетических компаний в частности. Тогда же Правительство Украины обратило внимание и на тот факт, что общие экономические условия участия в приватизации энергетики практически не давали возможности серьезным стратегическим инвесторам принимать в ней участие. Так в 1997-98гг. на конкурсах были проданы пакеты акций размером от 20 до 45 % уставных фондов 9 из 27 энергоснабжающих компаний. Вместе с тем, в результате перерасдела акций на вторичном рынке ценных бумаг, после проведения льготной продажи небольших пакетов акций на фондовых биржах, а так же через сертификационные аукционы, пакеты акций приобрели, в основном, посреднические структуры, которые не имели ни заинтересованности в дальнейшем развитии предприятий отрасли в целом, ни ресурсов для инвестирования [3].

В соответствии с утвержденной Государственной программой приватизации на 2000-2004 года и Указом Президента Украины от 02.08.1999 "О некоторых вопросах приватизации объектов энергетического комплекса" (с изменениями и дополнениями) в апреле 2001 года были проведены конкурсы по продаже контрольных пакетов акций первых шести энергоснабжающих компаний. Конкурсы в соответствии с Положением об их проведении состоялись с привлечением советника - банка Креди свисс фьорст Бостон. В указанных конкурсах приняли участие компании: EDF(Франция), AES(США), VSE(Словакия). По итогам состоявшихся конкурсов Фонд государственного имущества объявил компанию AES Washington Holdings B.V. победителем конкурса по продаже пакета акций в размере 75% уставного фонда ОАО "Киевоблэнерго", а также победителем 75% -го пакета акций УФ ОАО "Ровнооблэнерго".

Компанию Vychodosiovenske Energeticke Zavody S.P (Словакия) Фонд государственного имущества определил победителем конкурса по продаже пакетов акций следующих компаний: Житомироблэнерго, Севастопольэнерго, Херсоноблэнерго, Кировоградоблэнерго.

В результате приватизации вышеупомянутых энергетических объектов цена продажи превысила номинальную от 6 раз до 20 раз.

Таким образом, можно констатировать, что проведенная приватизация в энергетической отрасли позволила привлечь в Госбюджет Украины более 865млн. грн.

Следует отметить, что при подготовке проведения конкурсов Правительством Украины были учтены предложения компаний-инвесторов относительно механизма определения тарифной политики (методики), реструктуризации долгов энергоснабжающих компаний, отключения неплатильщиков.

В настоящее время Фонд государственного имущества вместе с заинтересованными министерствами провел конкурс по выбору советника для приватизации второй и третьей группы энергоснабжающих компаний (всего - 12 облэнерго). По итогам конкурса ФГИ объявил победителем банк Креди свисс фьорст Бостон.

Рассмотрим более подробно вопрос о роли Национальной комиссии регулирования электроэнергетики Украины (далее НКРЭ) в процессе приватизации энергетической области.

В соответствии со статьей 12 Закона Украины "Об электроэнергетике", Национальной комиссии регулирования электроэнергетики Украины предоставлено право определять соответствие ликвидации, реорганизации в форме слияния, присоединения, участия в объединениях, а также приобретения или отчуждения более 25% частей (акций, паев) активов субъектов предпринимательской деятельности (лицензиатов) условиям и правилам осуществления лицензированной деятельности. Пользуясь этим правом, НКРЭ может влиять на процессы продажи акций, в том числе и государственных пакетов.

С целью реализации данной статьи Закона, а также для создания благоприятных условий конкуренции, НКРЭ в Условиях и Правилах предусмотрела, что для осуществления предпринимательской деятельности по производству электрической энергии (генерирующих компаний) лицензиат не может иметь в собственности более 25 процентов общей электроэнергетической мощности.

Что касается облэнерго, то для осуществления предпринимательской деятельности по поставке электрической энергии согласно регулируемому тарифу и передаче электрической энергии местными (локальными) электросетями: лицензиат вместе с родственными предприятиями может осуществлять лицензированную деятельность на территории только одной области, если за прошедший год объем поставки электроэнергии лицензиатом в этой области превышает 15% общего объема потребления электроэнергии потребителями в Украине.

Лицензиат вместе с родственными предприятиями может осуществлять лицензированную деятельность на территории более, чем одной области, если объемы поставки или передачи электроэнергии в областях не превышают 15% общего объема потребления электроэнергии потребителями в Украине за прошлый календарный год.

Вместе с тем, лицензиат вместе с родственными предприятиями не имеет права владеть или эксплуатировать более 4 процентов общей лицензированной электроэнергетической мощности.

Кроме того, НКРЭ постоянно принимает участие в работе по усовершенствованию процесса приватизации. Так, вместе с Фондом государственного имущества, Государственной комиссией по ценным бумагам и фондовому рынку, Антимонопольным комитетом и Министерством топлива и энергетики Украины НКРЭ сейчас принимает непосредственное участие в разработке Положения о порядке проведения конкурсов по продаже пакетов акций энергетических компаний, которое будет использоваться при приватизации энергоснабжающих компаний.

Что касается мероприятий по улучшению условий приватизации объектов в энергетической отрасли для привлечения стратегических инвесторов, то в текущем году Правительство Украины вновь возобновило процесс приватизации объектов энергетической отрасли с учетом просчетов предыдущего этапа приватизации и предложений по улучшению инвестиционного климата для инвесторов в условиях проведения конкурса приватизации.

Это в первую очередь воплотилось в принятых Верховным Советом Украины по предложению Правительства изменений и дополнений в Закон Украины "Об электроэнергетике" по усовершенствованию работы Оптового рынка электроэнергии (ОРЭ) в части законодательного установления расчетов за потребленную электроэнергию исключительно денежными средствами через распределительные счета в учреждениях Уполномоченного банка. В результате за последние полтора года удалось значительно улучшить платежно-расчетные отношения на ОРЭ. Так, если в апреле 2000 года среднесуточное поступление средств на распределительный счет Оптового рынка соответственно отчетности ДП "Энергорынок" составляло всего 100,8 млн.грн., то в июле 2001 года - 825,4 млн.грн., а в августе того же года - 924,3 млн.грн. - практически месячные поступления на ОРЭ сегодня равны годовому объему 1999 года.

При этом значительно увеличились объемы оплаты энергогенерирующим компаниям за поставленную в ОРЭ электроэнергию - с 110 364 тыс.грн в апреле 2000 года денежными средствами до 898 074 тыс.грн. в июле того же года и 893 042 тыс.грн. за август 2001 года, что в процентном отношении составляет соответственно 9,1% за апрель 2000 года и 70% за июль и 71,2% за август 2001 года.

Также следует отметить принятие Закона Украины "О внесении изменений в Закон Украины "Об особенностях приватизации объектов топливно-энергетического комплекса" и Указа Президента Украины от 15 июля 2000 года "О внесении изменений в Указ Президента Украины от 2 августа 1999 года", который направлен на

увеличение размера пакета акций энергоснабжающих компаний, подлежащих продаже на конкурсе. Все вышеизложенные мероприятия безусловно не останутся без внимания потенциальных стратегических инвесторов и внесут правовую ясность относительно будущих условий их работы на энергетическом рынке Украины.

Проведенная работа по подготовке приватизации энергоснабжающих компаний позволила усовершенствовать тарифную политику и упорядочить отношения на Оптовом рынке электроэнергии.

Кроме этого, в процессе проведения приватизации был разрешен ряд накопленных проблемных вопросов относительно реструктуризации просроченной задолженности компаний перед ГП "Энергорынок".

Следует отметить, что разработанные и внедренные для первых шести энергоснабжающих компаний решения будут работать и при разрешении вопросов приватизации других компаний.

Из выводов Комиссии следует, что для повышения экономической эффективности приватизации последующих энергоснабжающих компаний необходимо решить следующие вопросы:

– облэнерго и ГП "Энергорынок" на протяжении шести месяцев сформировать резерв сомнительных и безнадежных долгов на уровне энергогенерирующих компаний;

– решение вопроса о долге 12 облэнерго, которые подлежат приватизации и значительно превышают долги первых шести облэнерго;

– обеспечения расчетов за использованную электрическую энергию по аварийной броне, путем формирования государственной заявки или лимитирования энергоиспользования при отключении предприятий за неоплату использованной электроэнергии, а также и другие вопросы.

В то же время искусственно ускорять приватизацию последующих 12 облэнерго нецелесообразно, поскольку уже предварительный анализ продажи 6 облэнерго показал, что при положительном в целом результате проведения приватизации возникли и существуют негативные моменты. Для этого, в ближайшем времени необходимо завершить проведение реструктуризации долгов генерирующих компаний с Госрезервом, поскольку незавершенность процесса реструктуризации долгов негативно отображается на финансовом состоянии данных компаний, у которых итак не хватает оборотных средств, необходимых для закупки топлива, проведения плановых ремонтов. В связи с этим начались процессы банкротства и продажа генерирующих компаний.

В соответствии с утвержденной Государственной программой приватизации на 2000-2004 года и посланием Президента Украины к Верховному Совету необходимо провести приватизацию не только распределительных, а и генерирующих компаний, делая ударение на привлечение стратегических инвесторов и употребляя при этом прозрачные процедуры и подходы, а также накопленный мировой опыт.

Кроме этого, необходимо учесть позицию и интересы генерирующих компаний, поскольку схема реструктуризации задолженности шести облэнерго при ее расширении на 12 облэнерго еще более усугубит тяжелое финансовое состояние и приведет к дальнейшему их банкротству.

По мнению НКРЭ, при проведении последующей приватизации энергетических объектов необходимо приватизировать облэнерго группами (по три-четыре облэнерго), что создаст благоприятные условия для улучшения работы с потенциальными покупателями.

Кроме того, вместе с приватизацией первой группы из 12 энергоснабжающих компаний (по три-четыре облэнерго) необходимо начать приватизацию хотя бы одной генерирующей компании, что обеспечит сбалансирование интересов производителей и поставщиков в процессе подготовки их к приватизации.

Кроме инвестиционных обязательств Комиссия предлагает также при проведении конкурсов по продаже пакетов акций конкретных областных энергоснабжающих компаний включать в условия конкурса:

а) осуществление систематических и полных расчетов за потребленную на Энергорынке электроэнергию, в соответствии с определенным порядком;

б) предусмотрение имущественной ответственности в случае нарушения этих условий;

в) 50 процентов денежных средств, которые поступят в Госбюджет от приватизации энергоснабжающих компаний, должны направляться на финансирование погашения долгов бюджетных организаций, которые возникли перед облэнерго до 2003 года, в связи с недофинансированием из бюджета данных организаций.

Также нужно учитывать при разработке условий конкурса специфику деятельности каждой энергокомпании, предусматривая, прежде всего улучшение ее финансово-экономического состояния.

Кроме этого, основной целью проведения приватизации в электроэнергетической отрасли должно быть внедрение в энергоснабжающих компаниях эффективного собственника и усиление процесса конкуренции, что в свою очередь должно уменьшить издержки и, как следствие, привести к снижению тарифов.

С уверенностью можно констатировать, что приватизация, которая будет проведена в энергетической отрасли с учетом всех вышеупомянутых условий, станет серьезным шагом для модернизации и развития отрасли.

Литература

1. Концепция государственной энергетической политики Украины на период до 2020 года //Национальная безопасность и оборона. – 2001. – №2. – С.2-61.
2. Подковальников С.В. Тенденции, механизмы и проблемы развития электроэнергетики в условиях либерализации //Энергия: экономика, техника, технология. – 2003. – №4. – С.27-32.
3. Праховник А.И. Энергетика Украины: препятствия в развитии //Энергетическая политика Украины. – 2001. – №3. – С.54-56.

УДК 621.797.17

ОБ ЭНТРОПИЙНОМ КРИТЕРИИ ПРОЧНОСТИ МАТЕРИАЛОВ

Федоров А. И., канд. техн. наук

(г. Харьков, Украина)

On the basis of probability theory introducing about process of destruction and entropy of a system in view of a conservation law of an energy is considered entropy criterion of strength of materials. The relations linking an increment of entropy and mechanical tensile stress in a material are obtained. It is shown, that the increment of entropy is proportional of tensile stress.

В соответствии с энергетической концепцией разрушения для описания процесса развития разрушения необходимо рассмотреть энергетику межатомных в наиболее опасной (критической) области материала.

Рассмотрим состояние материала в критическом сечении до и после нагружения. В начальный момент времени $t=0$ общее число межатомных в критическом сечении N_0 , а число разрушенных связей $-n_0$. Следовательно, число неразрушенных связей в момент времени $t=0$ будет равно $M_0 = N_0 - n_0$. Количество связей, разрушившихся в интервале времени $t, t+dt$:

$$dN = M_0 m_1(t) dt \quad (1)$$

где $m_1(t)$ - вероятность разрушения связи.

Скорость разрушения связей:

$$\frac{dN}{dt} = M_0 m_1(t). \quad (2)$$

Число активных неразрушившихся связей $M_a(t)$, преодолевающих активационный барьер, определяется из выражения [1]:

$$M_a(t) = M_0 \int_{E_a}^{\infty} f_0(E, T) dE, \quad (3)$$

где $f(E, T)$ - плотность вероятности распределения связей по энергии E ; E_a — активационный барьер (энергия активации); T - абсолютная температура.

Естественно предположить, что скорость разрушения связей прямо пропорциональна количеству активных неразрушившихся связей:

$$\frac{dN}{dt} = k_1 M_a(t), \quad (4)$$

где k_1 - коэффициент пропорциональности.

Или с учетом выражения (3):

$$\frac{dN}{dt} = k_1 M_0 \int_{E_a}^{\infty} f_0(E, T) dE. \quad (5)$$

Сравнивая зависимости (2) и (5), находим:

$$m_1(t) = k_1 \int_{E_a}^{\infty} f_0(E, T) dE. \quad (6)$$

Согласно известной теории Эйринга, эффективная энергия активации E_a в поле механических сил уменьшается на величину $V\sigma$ где V активационный объем, σ напряжение растяжения [1].

Следовательно, вероятность разрушения связи при механическом растяжении будет равна:

$$m_2(t) = k_1 \int_{E_a - V\sigma}^{\infty} f_0(E, T) dE. \quad (7)$$

Согласно классической физике, плотность вероятности распределения частиц (связей) по энергии подчиняется статистике Больцмана:

$$f(E, T) = \frac{dn}{N} \cdot \frac{1}{dE} = \frac{1}{kT} e^{-E/kT}, \quad (8)$$

где N - число частиц в системе; dn - число частиц с энергией от E до $E+dE$; k — постоянная Больцмана.

Тогда выражение (6) можно переписать в виде:

$$m_1(t) = k_1 \int_{E_a}^{\infty} \frac{1}{kT} e^{-E/kT} dE, \quad (9)$$

а выражение (7) - в виде:

$$m_2(t) = k_1 \int_{E_a - V\sigma}^{\infty} \frac{1}{kT} e^{-E/kT} dE. \quad (10)$$

Из вероятностного определения энтропии системы S [2]

$$S = k \ln P, \quad (11)$$

где k - постоянная Больцмана; P - вероятность состояния системы.

Приращение энтропии:

$$\Delta S = k \ln \frac{P_1}{P_2}, \quad (12)$$

где P_1 , P_2 - вероятность состояния системы до и после нагружения соответственно.

Или в нашем случае:

$$\Delta S = k \ln \frac{m_2}{m_1} = k \ln \frac{e^{-\frac{E_a - V\sigma}{kT}}}{e^{-\frac{E_a}{kT}}} = k \ln e^{\frac{V\sigma}{kT}} = \frac{V\sigma}{T}. \quad (13)$$

Из выражения (13) видно, что приращение энтропии пропорционально напряжению растяжения.

Литература

1. Бартенев Г.М. Прочность и механизм разрушения полимеров. - М.: Химия, 1984,- 280 с.
2. Яворский Б.М., Детлаф А.А. Справочник по физике. - М.: Наука, 1974.- 944 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Научные школы – участники конференций	3
1. Научные концепции развития технологии машиностроения, механической и физико-технической обработки	
Новиков Ф.В. Опыт создания и внедрения систем автоматизированного проектирования технологических процессов механообработки.	14
Фадеев В.А. Математическое моделирование процесса формирования параметров точности и шероховатости при финишной обработке.	16
Новиков Ф.В., Ткаченко В.П. Технология электроэрозионной правки торцовых алмазных кругов и шлифования твердоплавных уплотнительных колец.	21
Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Теоретическое исследование плотности теплового потока при профильном шлифовании.	25
Ларшин В.П., Якимов А.В. Технология ремонта машин, как раздел технологии машиностроения.	28
Ларшин В.П., Гречиха А.А. Управление качеством сборки сердечников крупных электрических машин.	30
Новиков Ф.В., Дитиненко С.А. Технология и теория прецизионной обработки твердосплавных инструментов алмазными кругами на металлических связках.	34
Якимов А.В., Якимов А.А., Дмитриева С.Ю. Влияние реверса абразивных инструментов на показатели процесса шлифования.	39
Якимов А.А., Якимова О.А., Дмитриева С.Ю. Связь технологической наследственности с неравномерностью снимаемого припуска на операции зубошлифования.	41
Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Применение системотехники IBM PC для технологической диагностики процесса резбошлифования.	45
Худобин Л.В., Белов М.А., Ермолаева И.Н. Автоматизация расчетов точности технологических процессов на стадии маршрутного проектирования.	47
Худобин Л.В., Веткасов Н.И. Качество поверхностей деталей, шлифованных композиционными кругами.	50
Худобин Л.В., Унянин А.Н. Динамика взаимодействия абразивного бруска с рабочей поверхностью шлифовального круга при его очистке.	53
Крюк А.Г., Браташевский А.Ю., Дудко П.Д. Гармоническое воспитание личности – современная концепция вузовской подготовки профессиональных специалистов.	55
Умінський С.М. Розширення технологічних можливостей досягнення подовжньої модифікації зубів методами зубошевінгування.	57
Уминский С.М. Повышение производительности отделки и долговечности инструмента при использовании методов продольного шевингования.	59
Уминский С.М., Якимов А.А. Исследование влияния параметров станочного зацепления на точность отделки при шевинговании методом тангенциальной подачи.	60
Уминский С.М. Расширение технологических возможностей врезного шевингования.	61
Коломиец В.В., Клименко С.А., Ридный Р.В., Путятин Л.И. Влияние механической обработки на свойства поверхностного слоя наплавленных деталей.	61
Коломиец В.В., Фадеев В.А., Кленов О.С. Обрабатываемость резанием титановых сплавов BT-22 и OT4.	63
Тимофеева Л.А., Чубукин А.С. Влияние окислегирования на изнашивание инструмента из безвольфрамового твердого сплава ТН-20 При резании сталей.	66
Листопад И.А., Влащенко Г.И. Влияние качества обработки поверхности деталей и способы повышения усталостной прочности.	69
Коломиец В.В., Кривошапка Ю.М., Данильченко А.А. Обрабатываемость высокопрочных нержавеющей специальных сталей ВНЛ-3 и ВНС-5.	71
Новиков Г.В. Баланс тепла при резании материалов и расчет температуры резания.	72
Шепелев А.А., Дуброва А.Е. Высокопроизводительные алмазно-абразивные композиты из сверхтвердых материалов.	76
Гусарев В.С. Информационная технология в образовании инженеров.	78
Сизый Ю.А., Кулик Г.Г. Температурное поле в тонкостенной трубе при фрикционной разрезке ее с вращением.	80
Серховец О.И. Особенности влияния разрушения абразивных зёрен на качество поверхности при шлифовании.	83
Хавин Г.Л. Влияние износа инструмента на характеристики процесса резания стеклопластиков.	86
Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л., Ласкин В.М. Использование возможностей эластичных кругов при обработке поверхностей после электроискрового упрочнения.	90

Копейкина М.Ю. Взаимодействие в системе КНБ+(Ni+Cr).	92
Илюхин А.Ю.Илюхина О.В. Моделирование методов контроля ступенчатых цилиндрических деталей.	93
Маликов А.А. Исследование технологических возможностей инструмента для отделочной обработки цилиндрических зубчатых колес высокой твердости.	95
Сабинина А.Л. Некоторые аспекты формирования жизненного цикла машиностроительной продукции оборонно-промышленного комплекса Российской Федерации.	99
Ямникова О.А. Моделирование продольной шероховатости при точении.	102
Селезнев Ю.Н., Рухлин А.С. Установление зависимости удельных сил резания от подачи на зуб при протягивании отверстий в изделиях из стали.	104
Селезнев Ю.Н., Рухлин А.С. Особенности восстановления работоспособного состояния протяжек с прогрессивными схемами съема припуска.	106
Степанов М.С. Управление параметрами точности продольного шлифования воздействием СОЖ на шлифовальный круг.	109
Дудин А.Т. Использование водорода при обработке металлов резанием и шлифованием.	113
Новиков Г.В. Технология круглого наружного глубинного алмазного шлифования деталей двигателя внутреннего сгорания с высокопрочными покрытиями.	114
Гурей І.В. Дослідження характеристик якості поверхневого шару при фрикційному зміцненні.	120
Барботько А. И., Маслеников А. В., Титов С. В. Теория конструкции станка для сверления глубоких отверстий малого диаметра.	125
Савченко Н.Н., Новикова М.Н. К разработке стратегических концепций управления персоналом на предприятиях с наукоемкой продукцией.	128
Лавриненко В.И., Шепелев А.А. Физические технологии в абразивной обработке материалов.	131
Набока Е. В. Анализ влияния ультразвуковых колебаний на процесс алмазно-искрового шлифования.	132
Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Керамика на основе оксида хрома для высокоскоростных режущих инструментов и износостойких деталей машин.	134
Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Керамические фильтры для цветной металлургии.	136
Руднев А.В. Суммарный приведенный профиль и его влияние на качество обработанной поверхности различных материалов.	139
Гуцаленко О.Ю. Прогнозирование максимизации прибыли предприятия в условиях реального рынка.	141
Шкурупий Ю.В. Влияние процедуры санации на показатели работы машиностроительных предприятий.	143
Бреславский Д.В., Бреславская Е.А. Специализированный интернет-сайт "Марочник сталей и сплавов".	147
Матюха П.Г., Полтавец В.В. Определение оптимальных режимов шлифования с электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга.	149
Матюха П.Г., Азарова Н.В. Влияние вибрации на параметры запытообразных срезов.	151

2. Прогрессивные технологии, оборудование, инструменты и технологические системы

Євстратов В.О. Проблеми розробки національної технічної термінології в галузі обробки металів тиском.	156
Скобло Т.С., Сидашенко А.И., Харьяков А.В., Мартыненко А.Д. Износостойкость коленчатых валов тракторных двигателей.	163
Скобло Т.С., Давыдова С.Н. Применение валков из заэвтектидной стали.	166
Скобло Т.С., Сидашенко А.И., Науменко А.А., Мартыненко А.Д., Харьяков А.В. Обработка ППД поверхности покрытий нанесенных методом ЭИО.	169
Скобло Т.С., Марченко М.В. Анализ факторов влияющих на качество и износостойкость гильз цилиндров из серого чугуна.	173
Сидашенко А.И., Скобло Т.С., Науменко А.А. Расчет температурных полей при нанесении покрытия движущейся горелкой с использованием водородно-кислородного пламени.	176
Дьяченко С.С., Мовлян А.А., Бугаев А.М., Сиденко В.Н., Телешева Е.М. Оптимизация термической обработки тарельчатых пружин из стали 40X13.	180
Дьяченко С.С., Дощечкина И.В., Хандримайлов А.А. Влияние методов объемной деформации на структуру и свойства стали 45XH2MФА.	182
Комарова А.Л., Тимофеева Л.А., Мартыненко Л.Г., Федченко И.И. Интенсификация процесса пареокидирования для повышения триботехнических свойств материалов.	184
Нестеренко Е.А., Тимофеева Л.А. Повышение триботехнических свойств чугунных изделий.	187
Солнцев Л.А., Мощенок В.И., Лалазарова Н.А., Арутюнян С.А. Влияние неоднородности высокопрочного чугуна на износ режущего инструмента.	190

Ридный В.Ф., Скобло Ю.С., Присяжная Л.П. Влияние параметров соломенного фильтра на его работоспособность.	192
Гладкий И.П., Мощенок В.И., Глушкова Д.Б., Тарабанова В.П., Мищенко Л.Д. Влияние структуры отливок теплоустойчивой стали после эксплуатации турбины 100 тыс. часов на величину критического раскрытия трещины.	194
Вакуленко К.В., Чернобрышко М.В. Высокотемпературная пайка импульсом тока.	197
Браташевський О.Ю., Польотов В.А., Полякова А.Г., Горбачова Л.В., Каплуновський В.О. Розборка способу підвищення зносостійкості та зниження собівартості різальних елементів землерийних машин.	199
Воинов А.П., Воинова С.А. Некоторые особенности перевода котлов на технологию низкотемпературного кипящего слоя.	201
Воинов А.П., Воинова С.А. Особенности управления выбросом углекислоты котлами с кипящим слоем.	203
Савенков А.С., Белогур И.С., Ратушная Л.Н., Рыщенко И.М. Характеристики и возможности обогащения фосфоритов Ново-Амвросиевского месторождения.	204
Дудин А.Т. Направления совершенствования термической и химико - термической обработки металлов.	205
Любченко А.П., Пашкова Г.И. Влияние дискретного упрочнения на работоспособность валов из высокопрочного чугуна.	207
Лобанов В.К., Гулюк А.А., Молчанова Л.В. Высокоэффективный способ изготовления упругих элементов форсированных транспортных дизелей.	209
Лобанов В.К., Босин Е.Е., Гулюк А.А., Костомаров А.Н., Чуйкова Е.В. Штамповка биметаллических поршней форсированных ДВС.	210
Кузьменко В.И., Пронякин А.В., Чуйкова Е.В. Разработка программного обеспечения для использования методов активизации технического творчества.	211
Сатановский Е.А., Бабай Н.П., Дыченко В.М. Новое защитно-декоративное лакокрасочное покрытие для окрашивания зерноуборочного комбайна «ОБРІЙ».	213

3. Динамика и прочность машин, проблемы математики, механики и управления

Воробьев Ю.С., Тишковец Е.В., Стороженко М.А. Влияние на собственные колебания лопаток турбомашин условий закрепления в замковых соединениях.	214
Воробьев Ю.С., Гошкодера В.П., Цыба А.Н. Исследование колебаний рабочих колес паровых турбин на основе стержневой модели лопатки.	216
Милешкин М.Б., Библик И.В. Применение специального расчетно-экспериментального метода для исследования кинетики усталостного разрушения материалов и оценки ресурса элементов конструкций.	218
Мацевитый В.М., Казак И.Б. О некоторых возможностях триботехнических испытаний материалов по схеме «Плоскость-цилиндр».	220
Горбатюк Р.Н. Автоматизированная технология проектирования опор скольжения для героторных насосов.	223
Комкова О.А. Розробка обчислювальних засобів в теорії переносу.	225
Новіков В.В., Комкова О.А. Аномальна релаксація в діелектриках.	229
Сметанкина Н.В. Нестационарные колебания многослойных цилиндрических оболочек сложной формы в плане.	235
Сметанкина Н.В. Расчет многослойных цилиндрических оболочек сложной формы в плане.	237
Свиргун О.А. Влияние механических свойств и толщины резинового покрытия на рабочие характеристики резиновых подшипников скольжения.	239
Влащенко Г.И., Листопад И.А., Миняйло А.В. К вопросу выбора средств измерений линейных размеров.	240
Листопад И.А., Влащенко Г.И. К вопросу исследования кручения и крутящего момента каната на барабанном подъеме под действием углов девиации.	244
Ковалюх Р. В., Кондусова Е. Б., Кривошея А.В., Мироненко А.Л. Модель двухпараметрического станочного зацепления для обработки специальных колёс с эквидистантными линиями зубьев.	246
Гутыря С.С., Сифоров А.И. Аппроксимация полной кривой износа уплотнительных элементов гидропневматических цилиндров.	249
Браилов А.Ю. Комплексная методика конструирования.	251
Белоцерковский А.Б., Жовдак В.А., Черных О.В., Яцько С.И. Исследование напряженно-деформированного состояния рам тележек вагонов метрополитена при случайном воздействии.	255
Хавин Е.В. Оптимальное охлаждение варочного бассейна стекловаренной печи как задача мак-	

симизации удельной прибыли.	257
Павлов А.И., Чайка Э.Г. Обобщение теории зацеплений.	260
Андреев Ю.М. Аналитическое компьютерное описание механических моделей манипуляционных систем для задач динамики и кинематики.	262
Егурнов О.Р., Лавинский Д.В. Напряженно-деформированное состояние тонкостенной трубчатой заготовки при магнитно-импульсной раздаче.	266
Дубовик О.А., Лавинский В.И. Термоустойчивость стержневых и пластинчатых элементов конструкций.	268
Тарсис Е.Ю. Метод R-функций для функционала Рейсснера в задаче определения упругих характеристик опорного узла коленчатого вала.	270
Морачковский О.К., Соболев В.Н. Вариационный принцип для решения задач ползучести пространственных тел.	272
Морачковский О.К., Замула О.О. Розв'язування задач згину оболонок з поперечним зсувом при повзучості.	276
Неклюдов И.М., Корнилов Е.А., Морачковский О.К., Бирюков О.В., Ковпик О.Ф., Ромашов Ю.В., Саенко С.Ю. Разработка методики расчета на прочность разграничивающей стенки для окна вывода ускорителей электронов.	278
Дружинин Е.И., Ромашов Ю.В. Цикл компьютерных лабораторных работ по динамике и аналитической механике для студентов машиностроительных специальностей технических университетов.	281
Михлин Ю. В., Решетникова С. Н. Гашение колебаний механических систем с помощью существенно нелинейных элементов.	285
Милешкин М.Б., Библик И.В. Основные направления применения специального метода исследования механического поведения материалов и оценки прочностной надежности элементов конструкций.	291
Воробьев Ю.С., Романенко В.Н., Стороженко М.А. Колебания модельной лопатки с повреждением типа трещина.	293
Успенский В. Б., Багмут И. А. Интерполяция данных о движении летательного аппарата, полученных при проведении летных испытаний.	295
Бреславский Д.В., Карабут Д.В., Уварова О.А., Ширяева Н.В. Ползучесть элементов конструкций при статическом и циклическом нагружении.	299
Онищенко А. В. Расчеты ударного взаимодействия сферического тела и ортотропной пластины.	302
Савченко Н.Ф., Павиченко В.П. К разработке системного подхода при использовании новых технологий в машиностроительном производстве.	305
Миняйло О.А., Богданович О.А. Приватизация как один из методов улучшения инвестиционного климата в электроэнергетической отрасли Украины.	308
Федоров А.И. Об энтропийном критерии прочности материалов.	311

© Харьковская научно-производственная корпорация «ФЭД», 2003

Научное издание

Труды 8-й Международной научно-технической конференции

Физические и компьютерные технологии.

9-10 декабря 2003 года, г. Харьков

Составили: Новиков Федор Васильевич
Якимов Александр Васильевич,

Ответственный за выпуск
Фадеев В.А.

Оформление оригинал-макета
Бондарь Н.Б., Савчук А.В.

Подписано к печати 01.12.2003г. Формат 60x88/8.
Бумага офсетная. Усл.-печ. л. 39.0. Уч.-изл. л. 36.5
Тираж 300. Заказ № 600

Отпечатано в типографии завода «ФЭД». 61023, г. Харьков, ул. Сумская, 132