

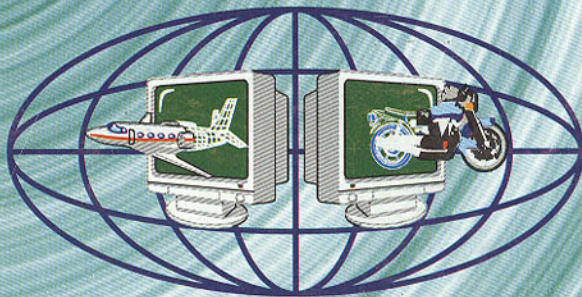


**ДОНЕЦКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 12



ДОНЕЦК - 2000

**ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

**ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И
СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

Международный
сборник научных трудов

Выпуск 12

ДОНЕЦК - 2000

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 12. – 270 с.
ISBN 966-95622-6-0

В международном сборнике научных трудов представлены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования, оснастки и металлорежущего инструмента. Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов и надежности технологического оборудования. Освещены современные проблемы материаловедения в машиностроении.

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из Украины, стран ближнего и дальнего зарубежья. Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения. Посвящён 80-ти летию основания Донецкого государственного технического университета.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минаев А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Калафатова Л.П. (секретарь, Украина), Богуславский В.А. (Украина), Бутенко В.И. (Россия), Войнаровский Ю. (Польша), Гавриш А.П. (Украина), Гусев В.В. (Украина), Данек Я. (Чехия), Зиновьев Н.И. (Украина), Ищенко А.Л. (Украина), Каспер Р. (Германия), Лукичев А.В. (Украина), Малышко И.А. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Муравья Е.С. (Украина), Навка И.П. (Украина), Оливер Т. (Великобритания), Петраков Ю.В. (Украина), Седущ В.Я. (Украина), Сопилкин Г.В. (Россия), Струтинский В.Б. (Украина), Сулов А.Г. (Россия), Тернюк Н.Э. (Украина), Цокур В.П. (Украина), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого государственного технического университета (протокол № 5 от 30.06.2000 г.).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (0622) 93-60-02, факс: (0622) 93-60-02
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
http://www.dgtu.donetsk.ua

ISBN 966-95622-6-0

© Донецкий государственный
технический университет, 2000 г.

ОСНОВЫ РЕОРГАНИЗАЦИИ И НЕПРЕРЫВНОГО СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КАЧЕСТВА БИЗНЕС-ПРОЦЕССА

Иванов А.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

It was proposed the reorganisation and step-by-step business-process quality improvement system that transforms management product system ex post to the regular effective control state of justifying the client's needs

Система государственных стандартов нацелена на защиту национального производителя. Ведь посредством стандартизации и сертификации затрудняется доступ иностранных субъектов на рынок. С помощью данной системы государственного регулирования стандартизации и сертификации решается двуединую задачу. Во-первых, посредством установления завышенных требований к качеству осуществляется мотивация национального производителя к выходу на мировой рынок с конкурентоспособной продукцией – реализация позитивного воздействия глобализации. Во-вторых, требования государственной системы стандартов выполняют защитную функцию: ограничение присутствия внутри страны импортных товаров – учёт отрицательного воздействия глобализации.

Включение в систему государственного регулирования стандартизации и сертификации общественных саморегулирующихся организаций позволяет достичь баланса интересов производителя и потребителя. Ведь запретительные требования государственной системы стандартизации и сертификации приведут к устранению конкуренции с внешними субъектами, что означает утрату производителем мотивации к совершенствованию качества производственного процесса. В свою очередь, практически неограниченный доступ на национальный рынок извне вызовет снижение объёмов продаж и ликвидацию предприятий, выпускающих продукцию высокого качества.

Цель государственной системы регулирования стандартизации и сертификации – повышение конкурентоспособности страны, что означает такое место в мировом разделении труда, чтобы производить продукцию (оказывать услуги) с наибольшей долей добавленной стоимости, с использованием информационных технологий.

Система государственного регулирования стандартизации и сертификации в Украине построена нерационально: акцент делается на контроле качества продукции за пределами предприятия, что ограничивает стимулирующее воздействие государственной системы качества. Участие общественных организаций в системе государственного регулирования стандартизации и сертификации Украины – одностороннее, с учётом только интересов потребителя. Данная особенность не позволяет в полной мере

задействовать механизм мотивации в повышении качества, поскольку отсутствует возможность влияния саморегулирующихся организаций производителей на процесс стандартизации и сертификации. Отсутствие интеграции системы стандартизации и сертификации Украины с системами стандартизации и сертификации других государств препятствует повышению конкурентоспособности нашей страны, что отражает общую тенденцию развитых стран – не признавать сертификаты на продукцию, выданные в Украине.

Преобладание государства в системе стандартизации и сертификации относительно участия саморегулирующихся организаций производителей и потребителей создаёт благоприятную основу для коррупции при контроле качества продукции. Речь идёт о том, что чиновник не заинтересован в развитии внутреннего рынка. Также, по причине некомпетентности, принимаются субъективные решения, исходя из краткосрочных интересов того или иного ведомства.

Система регулирования стандартизации и сертификации в Украине нацелена преимущественно на контроль качества готовой продукции. Подобный подход не позволяет повысить конкурентоспособность государства. Ведь в развитых странах система государственного регулирования стандартизации и сертификации применяется не только в отношении товаров, но и производственного процесса. Реинжиниринг бизнес-процесса как раз значительно повышает качество собственно процесса производства товаров.

В современной хозяйственной среде, вследствие быстрых технологических изменений невозможно спрогнозировать ни потребительский спрос, ни жизненный цикл продукта, ни природу конкуренции. Если отсутствует возможность установить причины проблем, то нельзя и принять решение о том, как с ними справиться. Сам по себе механизм функционирования компании на основе разделения труда имеет определённые преимущества в управлении:

- ♦ Для его осуществления не требуется нанимать людей с высокой квалификацией. Каждый работник несёт конкретную ответственность за выполнение одной простой операции.

- ♦ Каждый занятый в процессе подотчётен благодаря иерархической структуре организации.

Однако подобная простота выполнения операция и жёсткий контроль за действиями работников влечёт за собой определённые компромиссы для предприятия. Поскольку в компании никто не следит за процессом в целом и его результатами, то никто и не отвечает за них. Одним из вариантов решения проблемы утраты конкурентных преимуществ вследствие неизменности организационных способов выполнения работ явился

реинжиниринг. В наиболее общем виде данный термин означает использование метода конструирования технических изделий применительно к бизнес процессу. Инжиниринг бизнеса – набор приёмов и методов, которые компания использует для проектирования бизнеса в соответствии со своими целями. Необходимость проведения инжиниринга обусловлена потребностью улучшения своего финансового положения, что достигается за счёт снижения стоимости бизнес-процессов.

В концепции РБП для удовлетворения современных требований по качеству продукции, уровню обслуживания, гибкости и низкому уровню издержек, процессы должны оставаться простыми. В свою очередь, упрощение процессов оказывает воздействие на структуру и функционирование организации.

Изменение компании – непрерывно продолжающийся процесс. Реинжиниринг – не разовое усилие, он делается многократно за время жизни компании и в дальнейшем проводится для процессов, не включенных в первоначальный проект и для уже реконструированных процессов в соответствии с новыми запросами клиентов, новым уровнем конкуренции, нововведениями в процессе.

Как правило, компании не могут проводить обновление слишком часто. Работники могут не справиться с непрерывным потоком изменений. Однако отказаться от приспособления к изменившимся условиям также нерационально. Поэтому после результативного реинжиниринга компания должна проводить мероприятия по усовершенствованию бизнеса – непрерывные изменения меньшего масштаба (в сравнении с реинжинирингом).

В литературе существует противопоставление различных методов управления качеством [2, 3]. Причём внимание акцентируется, в основном, на качестве продукции, а при постановке реинжиниринг бизнес-процесса – на эффективности удовлетворения запросов клиентов. Такого разграничения РБП и TQM, РБП и постепенным усовершенствованием (Kaizen).

Как существенные различия между реинжинирингом бизнес-процессов и TQM подчёркивается особенность достижения результата. РБП предназначен для проведения радикального перепроектирования фирмы, которое обеспечивает существенное одномоментное повышение эффективности. В то же время TQM ориентирован на достижение постепенного улучшения. Кроме того, TQM встраивается в культуру компании и может осуществляться без постоянного внимания со стороны руководства. РБП, напротив, требует интенсивного, инициируемого сверху воздействия [там же]. После проведения РБП в компании, процессы должны поддерживаться и улучшаться. Эта работа по изменению компании локальна и не охватывает весь бизнес.

Однако такое деление процедуры регулярной работы по совершен-

ствованию компании довольно условное. Ведь постепенные изменения лежат в основе реинжиниринга и наоборот. Предлагаемая “система реорганизации и непрерывного совершенствования качества бизнес-процесса” снимает (в диалектическом понимании) это в значительной степени искусственное противоречие. В приведённом определении содержатся следующие ключевые слова:

- ♦ система,
- ♦ непрерывное,
- ♦ процесс.

Ключевое слово: *система*.

Базовое определение системы включает в себя “множество связанных между собой компонентов, упорядоченное по отношениям, обладающими определёнными свойствами”. Между компонентами существуют связи и отношения, благодаря которым реализуется специфическое для системы единство – свойство аналитически общее для всех элементов множества.

Бизнес-система характеризуется также и целостностью – наличием у системы новых интегральных свойств, отсутствующих у её компонентов. Иными словами, свойства системы не равны арифметической сумме свойств всех компонентов – эмерджентность.

Неотъемлемой характеристикой системы является структура (упорядоченность) – сочетание компонентов, которое устойчиво относительно определённых преобразований. Выбор этих преобразований зависит от условий и границ существования системы.

Результат как логическое следствие упорядоченности компонентов системы – неотъемлемый и решающий компонент системы, инструментом, создающим упорядоченное взаимодействие между всеми другими её компонентами. Ведь наличие границ у системы, входа и, что особенно важно, выхода позволяет формализовать деятельность системы, построить её образ, модель.

Ключевое слово: *непрерывное*.

В отличие от единовременного реинжиниринга непрерывное усовершенствование означает постоянное приспособление внутренних процессов в фирме к требованиям изменяющейся внешней среды.

Ключевое слово: *процесс*.

Процесс – структурированный измеряемый набор действий, созданный, чтобы произвести определённый выход для конкретного клиента или рынка [1]. В этом определении отражены интересы тех, кто наблюдает бизнес снаружи (акционеры и клиенты компании). Именно в контексте внешних процессов компании и употребляется термин бизнес-процесс. Бизнес-процесс для компании представляет собой непрерывную серию за-

дач, решение которых осуществляется с целью создания выхода (результата). Конечным продуктом бизнес-процесса является товар (услуга), спрос на который предъявляют внутренние или внешние потребители.

В наиболее общем смысле выход в бизнесе – результат производственного процесса. Выход может быть физическим (предмет, изменение его состояния) и нефизическим (услуга). В качестве рабочего определения бизнес-процесса применимо – “множество внутренних шагов (видов) деятельности, начинающихся с одного или более входов и заканчивающихся созданием продукции, необходимой клиенту” [3, с.16]. Назначение каждого бизнес-процесса в том, чтобы предложить клиенту продукт, удовлетворяющий его по стоимости, сервису и качеству. В качестве клиента может рассматриваться как внешний (по отношению к фирме) потребитель, так и другой процесс, протекающий во внешнем окружении компании (партнёры). Также процесс можно рассматривать как “специфически упорядоченную совокупность работ, заданий во времени и пространстве, с указанием начала и конца, а также точным определением входов и выходов [1]”.

По сравнению с традиционным подходом процессы обладают дополнительным преимуществом. Ведь довольно трудно измерить достоинства иерархической структуры, в то время как при ориентации на процессы речь идёт о достаточно чётко оцениваемых характеристиках – стоимость, длительность, выход, качество, степень удовлетворения клиентов.

Процесс, ориентированный на клиента, отражает потребности индивидуального, а не массового потребителя. Концентрация на процессах, производящих ценности (продукцию) для клиентов, а не на каких-либо других частях бизнеса, позволяет наилучшим образом выполнить то, что должно быть сделано фирмой в конечном итоге.

Список литературы: 1. Davenport T.H. Business Innovation, Reengineering Work through Information Technology. – Boston: Harvard Business School Press, 1993. 2. Хаммер М., Чампи Дж. Реинжиниринг корпорации: манифест революции в бизнесе. Пер. с англ. – СПб.: издательство С-Петербургского университета, 1997. – 332с. 3. Ойхман Е.Г., Попов Э.В. Реинжиниринг бизнеса: Реинжиниринг организаций и информационные технологии. – М.: Финансы и статистика, 1997. – 336 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ В ПОТОКЕ ПРОКАТКИ И ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ДЕФОРМАЦИИ НА СВОЙСТВА ПРУЖИН ИЗ УГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ

Ивашенко В.М., Егоров А.Н. (ДонГТУ, ОАО "МакМК", Украина)

Results of deformationally heat-treatment of wire rod made carbon steel and processed in rolling on modern high-rate mill are given. By microstructure, mechanical properties and its stability the wire rod is in accordance with world level standard.

Новый мелкосортно-проволочный стан 150 МакМК по своим техническим характеристикам и возможностям термической обработки является уникальным. Стан снабжен линиями для регулируемого двухстадийного охлаждения проката, имеет две клетки для осуществления низкотемпературной контролируемой прокатки, оснащен автоматизированными системами управления прокаткой и слежения за раскатом, а также локальными системами автоматического регулирования и управления технологическими агрегатами и механизмами.

На этом технологическом агрегате возможно осуществить различные схемы термической обработки с прокатного нагрева, значительно повысить качество выпускаемой катанки, в том числе пружинной углеродистой, которой и посвящена настоящая работа.

Традиционная технологическая схема производства пружин предполагает патентирование катанки, травление и омеднение при ее подготовке к волочению, отжиг (высокий отпуск) перед навивкой и окончательную термообработку пружин - закалку и средний отпуск (иногда изотермическую закалку)

Процесс патентирования довольно сложный, длительный и дорогой процесс.

Поэтому наиболее перспективным вариантом патентирования является проведение его в потоке с использованием тепла прокатного нагрева.

В настоящей работе исследовались цилиндрические пружины растяжения из проволоки диаметром 2.2 мм из катанки различных плавок сталей 65, 70 и 75 диаметром 5.5 и 6.5 мм, упрочненных по отличающимся схемам и режимам.

Режимы термической обработки проведены по двум принципиальным схемам: упрочнение катанки с подстуживанием в потоке прокатки, патентирования и холодное многократное волочение с суммарным обжатием около 70 - 75%; термическая обработка без патентирования по такому же маршруту волочения на Харцызском канатно-проволочном заводе.

Предварительное охлаждение на первой стадии варьировалось в широких пределах от 750 до 900°C, а скорость транспортирования на участке термообработки от 0.4 до 0.8 м/с при включенных всех вентиляторах.

Методом пробной закалки изучали распад переохлажденного аустенита после охлаждения водой на первой стадии охлаждения до 820 - 860°C, для чего от витков катанки из стали 75 при их перемещении через первую, вторую и третью секции воздушного охлаждения на конвейере отбирали образцы и производили их закалку в воде по режимам полного охлаждения. Изучали структуру металла и твердость.

На основании полученных результатов установлено: средние значения твердости соответственно составили 55.48 и 45 HRC, а микроструктура образцов - мартенсит с мелкими участками остаточного аустенита, мартенсит с участками распада аустенита в перлитной области, а в конце третьей секции структура сечения представляла тросто-сорбитную смесь с очень малыми участками мартенсита и бейнита в центре сечения.

Это свидетельствует о том, что при принятом режиме термообработки этой стали после первой стадии охлаждения раскат по всему сечению имеет аустенитную структуру, и его распад, в основном, завершается к концу третьей секции конвейера при охлаждении на воздухе. При этом микроструктурно отмечается более мелкое зерно на поверхности проволоки в результате перекристаллизации и распада мартенсита после первой стадии охлаждения, что обеспечивает при последующем охлаждении на воздухе образование наиболее дисперсной структуры сорбитообразного перлита. Такие же результаты приведены в работе [1], полученные ранее по результатам исследований на Беларусском металлургическом заводе.

По оптимальным температурам подстуживания наиболее качественные характеристики получены в данной работе при подстуживании на первой стадии охлаждения до 820 - 860°C, при этом снижается количество окалина до 2 - 4 кг/т.

Однако, как видно из исследования свойств катанки по длине витков значительно отличаются. Изменение скорости транспортирования по секциям позволяет несколько уменьшить разброс. Для повышения однородности свойств катанки предложено ряд усовершенствованных технологических схем двухстадийного охлаждения [2], но они сложны и требуют значительных средств для реконструкции действующих станов.

Проведенное исследование изготовления пружин растяжения для мебельной промышленности по двум вариантам подготовки проволоки для навивки показало (таблица 1), что полученные свойства после патентирования и упрочнения с прокатного нагрева идентичны.

Таблица 1 - Механические свойства патентированной катанки диаметром 6.5 мм и полученной проволоки 2.2 мм из стали 70

Технологическая схема обработки	Механические свойства					
	до волочения			после волочения		
	$\sigma_B, \text{Н/мм}^2$	$\delta, \%$	$\psi, \%$	$\sigma_B, \text{Н/мм}^2$	$\delta, \%$	$\psi, \%$
Обработка с прокатного нагрева	1180	12	45	1750	6	50.2
Патентирование	1205	6.5	50	1790	4	52.3

Изучением свойств по длине проволоки 2.2 мм установлено, что свойства по длине проволоки отличаются незначительно, трещин закатов, раковин не обнаружено.

Навивка пружин прошла без замечаний, сила пружины при максимальной деформации составила - 2650 Н, жесткость одного витка - 244.2 Н/мм², наибольший прогиб витка - 1.1 мм, что удовлетворяет требованиям к изделиям.

Таким образом, рассмотренную технологическую схему производства пружин растяжения можно рекомендовать для широкого внедрения с применением патентирования с прокатного нагрева, что позволит значительно снизить себестоимость изделий.

Список литературы: 1. Влияние режимов двухстадийного охлаждения на качественные характеристики углеродистой катанки / Парусов В.В., Луценко В.А., Бабич В.К. и др. // Сталь. - 1992. - № 4. - С. 66 - 68. 2. Новая технология двухстадийного охлаждения проката на стане 150 после реконструкции / Горбань А.А., Колосков В.Н., Евтеев В.А. и др. // Сталь. - 1977. - № 10. - С. 56 - 59.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО УРОВНЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ СБОРНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Ивченко Т.Г., Легащев Т.А. (ДонГТУ. г. Донецк, Украина)

The theoretical and experimental investigation of the cutting tools reliability, strength and wear-resistant used for increasing of the effective exploitation and creation the optimum cutting conditions.

Задача повышения надежности режущего инструмента весьма актуальна для современного автоматизированного производства. Одним из важнейших показателей надежности инструмента, определяющим эффективность его использования, является долговечность. Основными показате-

телями долговечности сборного инструмента служат средняя суммарная стойкость ΣT и среднее число периодов стойкости K :

$$\Sigma T = TK; K = K_n N,$$

где T - средний период стойкости, K_n - среднее число периодов стойкости режущей пластины, N - количество пластин, расходуемых на один корпус инструмента до его полного использования.

В настоящей работе исследуется влияние условий эксплуатации на показатели долговечности сборного инструмента и, прежде всего, на среднее число периодов стойкости режущей пластины:

$$K_n = K_n (1 - q_p),$$

где K_n - нормативное число периодов стойкости, равное для многогранных неперетачиваемых пластин количеству граней; q_p - вероятность разрушения инструмента.

С учетом установленной в работе [1] зависимости вероятности разрушения от параметров механической обработки среднее число периодов стойкости пластины может быть выражено следующим образом:

$$K_n = K_n \cdot \Phi \left[-(\eta_0 / t_0 s_0^{0.75} v_0^{-0.15} - 1) / V \sqrt{(\eta_0^2 / t_0^2 s_0^{0.56} v_0^{0.12} + 1)} \right],$$

где $\Phi(z)$ - нормированная функция Лапласа; V - коэффициент вариации показателей прочности и нагрузки; η_0 - базовый коэффициент безопасности, равный отношению базовых показателей прочности и нагрузки; $v_0 = v/v_0$, $s = s_0/s_0$, $t_0 = t/t_0$ - относительные показатели, характеризующие требуемые изменения скорости резания, подачи и глубины соответственно; t_0 , s_0 , v_0 - базовые режимы резания; t , s , v - оцениваемые режимы резания.

Представленная зависимость позволяет количественно оценивать влияние режимов обработки на вероятность разрушения и среднее число периодов стойкости инструмента. Зависимости вероятности разрушения инструмента q_p от относительных режимов резания - t_0 , s_0 и V_0 представлены на рис.1 и на рис.2.

На рис.1 в виде поверхностей показаны двухпараметрические зависимости, характеризующие одновременное влияние режимов резания на вероятность разрушения инструмента q_p . Для количественной оценки вероятности разрушения инструмента q_p в зависимости от относительных режимов резания t_0 , s_0 , V_0 на рис.2 эти поверхности представлены в виде линий уровня. Цифры на линиях характеризуют вероятность разрушения инструмента для соответствующих сочетаний режимов.

Обеспечение более высокого уровня долговечности, то есть среднего числа периодов стойкости при фиксированном качестве инструмента может быть достигнуто за счет уменьшения вероятности его разрушения.

Для этого необходимо снижать режимы резания, а, следовательно, и

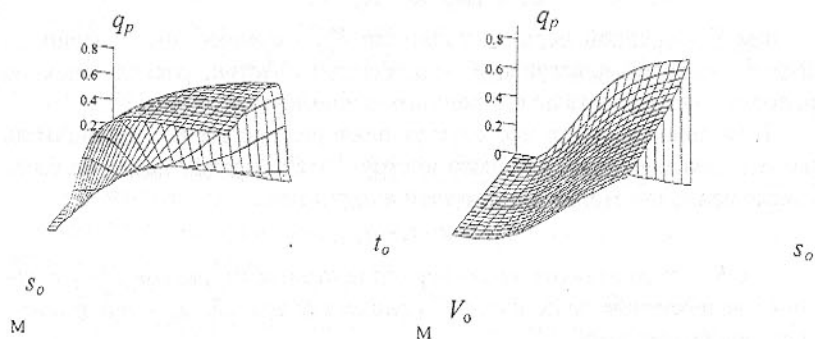


Рис.1. Влияние относительных показателей глубины t_o , подачи s_o и скорости резания V_o на вероятность разрушения инструмента q_p

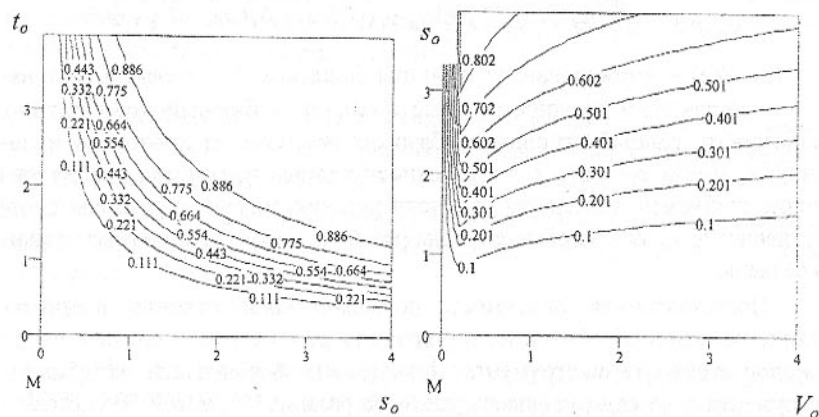


Рис.2. Определение вероятности разрушения инструмента q_p в зависимости от относительных режимов резания t_o, s_o, V_o

производительность обработки. Однако, в связи с тем, что при этом одновременно снижаются затраты на эксплуатацию инструмента, представляет интерес определение оптимального уровня его долговечности.

В работе [2] обосновано существование оптимальных значений показателей надежности, в том числе и долговечности, обеспечивающих наибольший полезный эффект от использования инструмента при наименьших затратах на его создание и постоянных затратах на эксплуатацию. Считая снижение затрат на эксплуатацию инструмента пропорциональ-

ми относительному числу периодов стойкости, а затраты на создание инструмента постоянными, критерий оптимальности на стадии эксплуатации инструмента можно представить следующим образом:

$$K_3(X_s) = (X_s)^n (1 + C) / (A_3 C (X_s)^{n_3} + 1),$$

где $X_s = K/K_n$ - относительное среднее число периодов стойкости; n - показатель относительной прочности; $C = 3_{сб}/3_{сб}$ - постоянный коэффициент, характеризующий отношение затрат на создание и эксплуатацию базового инструмента; A_3, n_3 - коэффициент пропорциональности и показатель степени, характеризующие связь затрат на эксплуатацию инструмента с. относительным средним числом периодов стойкости.

Оптимальный уровень показателя долговечности, или оптимальное среднее число периодов стойкости на стадии эксплуатации инструмента:

$$X_{опт3} = [1/CA_3(n_3/n-1)]^{1/n_3}.$$

При эксплуатации инструмента представляет интерес определение, наряду с оптимальным уровнем долговечности, оптимальных значений режимов резания, его обеспечивающих. Критерий оптимальности в зависимости от режимов может быть представлен следующим образом:

$$K_3(t_o, s_o, V_o) = \frac{(\Phi - (\eta_6/t_o s_o^{0,75} v_o^{-0,15} - 1) / V \sqrt{(\eta_6^2/t_o^2 s_o^{0,56} v_o^{0,12} + 1)})^n (1 + C)}{(A_3 C (\Phi - (\eta_6/t_o s_o^{0,75} v_o^{-0,15} - 1) / V \sqrt{(\eta_6^2/t_o^2 s_o^{0,56} v_o^{0,12} + 1)})^{n_3} + 1)}.$$

Полученная зависимость позволяет количественно оценивать влияние режимов обработки на установленный критерий оптимальности.

На рис. 3 в виде поверхностей показаны двухпараметрические зави-

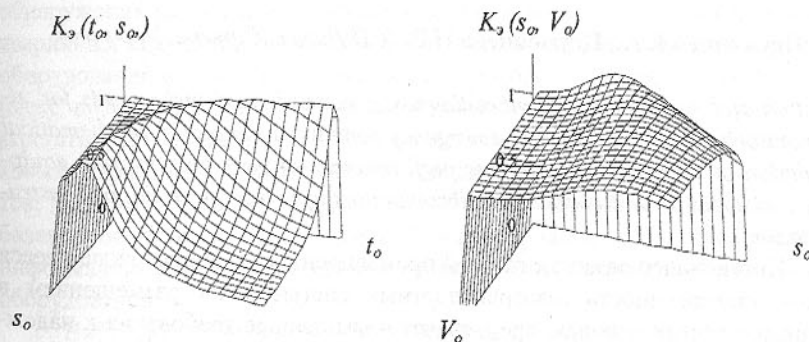


Рис. 3. Влияние относительных режимов резания t_o, s_o, V_o на критерии оптимальности $K_3(t_o, s_o, V_o), K_3(s_o, V_o)$

симости, характеризующие одновременное влияние режимов резания на критерий оптимальности $K_3(t_0, s_0)$, $K_3(s_0, V_0)$

Полученные графики свидетельствуют об экстремальном характере рассмотренного критерия и о наличии оптимальных значений относительных режимов резания, рассчитываемых численными методами.

Таким образом, в представленной работе разработана методика количественной оценки вероятности разрушения режущего инструмента в зависимости от режимов резания. Предложенные аналитические зависимости по влиянию режимов резания на вероятность разрушения позволяют усовершенствовать методику выбора оптимальных условий эксплуатации сборного режущего инструмента, снижающих вероятность его разрушения и повышающих долговечность. На основании проведенных исследований определен оптимальный уровень долговечности инструмента и обеспечивающих его оптимальный уровень режимов резания.

Список литературы: 1. Ивченко Т.Г. Прогнозирование вероятности разрушения инструмента для различных условий эксплуатации // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Донецк: ДонГТУ. - Вып. - 10. - 2000. - С. 75-81. 2. Ивченко Т.Г. Определение оптимального уровня показателей качества режущего инструмента. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Краматорск: ДГМА. - Вып. 7. - 1997. - С. 57-65.

СПЕКТРАЛЬНЫЙ, КОРРЕЛЯЦИОННЫЙ, КОГЕРЕНТНЫЙ И КЕПСТРАЛЬНЫЙ ВИБРОКОНТРОЛЬ ОБОРУДОВАНИЯ

Игуменцев Е.А., Игуменцева Н.В. (СП Дигаз, Харьков, Украина)

Creation and development of vibrodiagnostic methods and instruments for vibromonitoring. Working and pre-emergency conditions diagnosis. Mathematical simulation of vibration and dynamic performances of gas transportation equipment and spectral and correlative vibromonitoring using the developed instrumentation.

Интенсивное развитие газовой промышленности, сопровождающееся ростом протяженности газотранспортных систем и их размещением в труднодоступных районах, предъявляет повышенные требования к надежности газотранспортного оборудования. Газовая промышленность Украины относится к отраслям народного хозяйства, в которых затраты на ремонт составляют большую часть от себестоимости, а средства, вложенные в оборудование, выключенные из работы по причинам ремонта и техниче-

ского обслуживания, являются существенными. Поэтому повышение технического и организационного уровня ремонта является одной из первоочередных задач, решение которых будет способствовать уменьшению затрат и повышению надежности газоперекачивающей техники.

Кардинальным средством решения этой проблемы в условиях ограниченности производственных и трудовых ресурсов является переход на наиболее прогрессивную систему эксплуатации оборудования по фактическому состоянию, предусматривающую проведение технического обслуживания, ремонта и управления газоперекачивающих агрегатов (ГПА) на основе вибродиагностической информации. Опыт проведения диагностических исследований показал, что параметры вибрации наиболее полно характеризуют техническое состояние основных узлов ГПА, таких, как: облопаченный ротор, подшипники, камера сгорания, зубчатые муфты, маслопроводы.

Многолетняя практика эксплуатации ГПА на компрессорных станциях (КС) показала, что в агрегатах с приводом от турбин стационарного типа возникает ряд дефектов, влияющих на показатели надежности. Эти дефекты вызывают основной поток отказов 94,2%, возбуждая высокий уровень вибрации и приводя к поломкам деталей и узлов агрегата. По частоте появления дефекты распределяются следующим образом: дисбаланс ротора - 26,8%; расцентровка роторов турбины и нагнетателя 24,8%; дефекты подшипниковых узлов (износ - 14,6%, исчезновение натяга на вкладышах - 4,7%); коробление корпусных деталей - 15%; резонансные колебания маслопроводов - 8,3%; разрушение лопаток - 4,9%.

Разработан автоматизированный виброакустический комплекс для диагностики технического состояния газоперекачивающего оборудования, обнаружения разрушений трубопроводов и узлов машин, предупреждения аварийных ситуаций, связанных с высокой вибрацией газотранспортного оборудования и наличием утечек в газопроводе. Виброакустический комплекс позволяет диагностировать техническое состояние газотурбинных агрегатов, нагнетателей и трубопроводов; определять дефекты подшипниковых узлов; разрушение зубчатых передач и валов газотурбинных агрегатов; производить балансировку роторов в собственных подшипниках и на балансировочных станках; измерять, анализировать, хранить полученную информацию и выдавать рекомендации по техническому обслуживанию оборудования.

Виброакустический комплекс включает компьютерную систему, сочетающую функции анализатора, виброметра, коллектора данных, диагностической системы, балансировочного прибора. Компьютерная система содержит широкий выбор функций анализа сигналов (спектры, взаимные спектры, траектории, разгонные характеристики, корреляционные функ-

ции, функции когерентности, вероятности и кепстра), удобный интерфейс пользователя, простое управление.

Программное обеспечение содержит: программы полнофункционального двухканального анализатора сигналов; программы автоматизированной диагностики различных типов машин; программу создания и редактирования диагностических алгоритмов для автоматизированной вибродиагностики оборудования; пакет программ для решения задач технического обслуживания газоперекачивающего оборудования по состоянию; пакет программ базы данных; программу балансировки роторов; программу прогнозирования ресурса; пакет программ по определению места утечки в газопроводе и дефектных участков газопровода.

Вибродиагностика ГПА проводится в два этапа. На первом этапе проверяется пригодность агрегатов к эксплуатации и принимается решение о перемещении его между ремонтом и эксплуатацией. На этом этапе реализуется первый уровень регламента измерений [1] и используется среднеквадратичное значение вибрации (общий уровень). На втором этапе в задачи вибрационного контроля входит распознавание конкретного дефекта, а также прогнозирование его развития. Основным методом решения этой задачи является спектральный анализ вибрации. В качестве вибропреобразователя использовался акселерометр 4370(4371) с усилителем заряда 2635. Сигнал с усилителя заряда подается на вход узкополосного фильтра 1621, работающий в комплексе с самописцем уровня 2306. Кроме того, для записи сигнала используют цифровые (7006) и аналоговые магнитофоны в комплексе с платой АЦП, а для обработки вибрационного сигнала специализированные (2034) или персональные компьютеры. Виброакустический комплекс включает в себя аппаратуру фирмы «Брюль и Кьер» (Дания) и фирмы «Микролог» (США).

Исследование спектра вибрации стационарных ГПА позволило установить, что во всем исследуемом диапазоне частот от 20 до 2000 Гц наблюдается сплошной непрерывный спектр с дискретными выбросами на частотах, соответствующих расчетным. Уровни виброскорости дискретных составляющих на 10-30 дБ превышают уровень непрерывного спектра. Уровень сплошного непрерывного спектра считается акустическим шумом, а дискретные частотные составляющие и роторные гармоники используются для выявления зависимости их уровня от наличия дефекта.

С помощью статистической обработки экспериментальных данных установлены диагностические признаки дефектов, а для определения диагностического признака бездефектного агрегата проведено теоретическое обоснование убывания амплитуд роторных гармоник спектра виброскорости, подчиняющемуся экспоненциальному закону.

Нарушение экспоненциальной зависимости убывания уровней ро-

торных гармоник свидетельствует о наличии дефекта в ГПА. Причем конкретный дефект имеет свой конкретный закон соотношения уровня роторных гармоник, либо даст "новый" закон убывания уровня гармонических составляющих спектра. Дефект дисбаланса ротора не нарушает закона убывания амплитуд роторных гармоник, т.к. дисбаланс пропорционален амплитуде первой гармоники. Если дисбаланс возник в результате заклинивания штифтов и нарушения посадки диска, то появляется торцовое биение. В этом случае экспоненциальный закон сохраняется и появляется увеличенный уровень гармоник в осевом направлении. Траектория движения диска в осевом направлении представляет "восьмерку" или описывается кривой, называемой овалом Кассини [2]. В первом случае при движении по "восьмерке" возможно появление второй гармоники, а во втором случае третьей гармоник.

При исчезновении натяга на вкладышах подшипника скольжения агрегата ГТ-750-6 обнаружен автоколебательный режим вращения ротора с частотой равной 39 Гц (при частоте вращения ротора 80 Гц). Амплитуда автоколебаний значительно превышает допустимые нормы вибрации. Частота 39 Гц в спектре вибрации не изменяется с изменением частоты вращения ротора во всем рабочем диапазоне, что подтверждает ее автоколебательный характер. Установлено, что спектр виброскорости включает в себя ряд частот с целой кратностью частоты автоколебаний, что свидетельствует о существовании кратных гармоник автоколебаний обусловленных ослаблением натяга вкладышей.

Анализ устойчивости и нестационарных колебаний системы "ротор-подшипник" агрегатов ГТ-750-6 и ГТК-10 на податливых опорах проводился в соответствии с уравнениями движения путем исследования характеристического уравнения [3]. Относительные коэффициенты жесткости и демпфирования опорно-упорного подшипника в вертикальном направлении при гарантированном натяге на вкладыше подшипника соответственно равны $K_0 = 3,15$ и $C_0 = 1,8$. В этом случае условия устойчивости ротора не нарушаются, а собственная частота системы равна 60 Гц. При исчезновении натяга на вкладышах подшипника относительные коэффициенты жесткости и демпфирования равны $K_0 = 0,94$ и $C_0 = 0,1$ и в этом случае условия устойчивости ротора сохраняются. Однако, при уменьшении относительного эксцентриситета цапфы подшипника, соответствующего положению устойчивого равновесия, в процессе износа антифрикционной поверхности вкладыша подшипника, ротор становится неустойчивым. При значении вертикального зазора в опорно-упорном подшипнике $\Delta > 0,35$ мм и при исчезновении натяга на вкладышах подшипника ротор теряет устойчивость, а собственная частота системы с гарантированным натягом переходит в частоту автоколебаний. Частота автоколебаний не фиксирована и зависит

от величины вертикального зазора подшипника, вязкости масла и для частоты вращения ротора $f_p=80\text{Гц}$, колеблется в пределах $0,4 \dots 0,48 f_p$.

В программе автоматизированной диагностики и прогнозирования ресурса после сравнения измеренных спектров виброскорости с опорными спектрами, если превышение уровня вибрации в каком-либо частотном диапазоне соответствует обнаруженному дефекту, приступают к анализу трендов дефектов. Предварительно проводится анализ распределения основных частотных составляющих в спектрах вибрации в соответствии с таблицами диагностических признаков, ориентируясь на максимальные пики вибрации. Определяются имеющиеся дефекты в агрегате и степень их развития. Результаты сравнения с таблицами неисправностей фиксируются в протоколе измерения вибрации в качестве заключения о степени развития дефекта. Частотные составляющие и соответствующие им основные дефекты, определяемые посредством таблиц, следующие: дисбаланс роторов (все первые роторные гармоники); износ и дефекты подшипников качения (подшипниковые частоты, частоты сепаратора и тел качения [3]); задевание ротора о корпус (роторные гармоники [3]); ослабление механических связей и разболтанность подшипников (ряд субгармоник и комбинационных частот); перекос наружного и внутреннего кольца подшипников (вторые роторные гармоники); автоколебания на масляной пленке подшипника скольжения нагнетателя (частота автоколебаний [4]); расцентровка ротора турбокомпрессора и нагнетателя (роторные гармоники в поперечном направлении).

В сложных случаях диагностирования для разделения вибрационных сигналов, поступающих от различных роторов, применяют нелинейное преобразование сигнала - кепстр. Предельные уровни частотных и кепстральных составляющих виброскорости и их тренды используют для определения времени, по истечению которого дефект перерастет в поломку, с тем, чтобы запланировать техобслуживание или ремонт еще до выхода двигателя из строя.

Список литературы: 1. Регламент измерений, необходимых для технической диагностики газоперекачивающих агрегатов, технологических обвязок и общестанционного оборудования компрессорных станций. М., ВНИИГазпром, 1984, 46 с. 2. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике. М., Наука, 1973, 831 с. 3. Васильев Ю.Н., Бесклетный М.Е., Игуменцев Е.А. «Вибрационный контроль технического состояния газотурбинных газоперекачивающих агрегатов», - М.: Недра, 1987, 197с. 4. Игуменцев Е.А., Работягов В.И., Шмидт В.В. «Методика вибродиагностики технического состояния газоперекачивающих агрегатов ГПА-10 и ГПА-10-01 в условиях эксплуатации на компрессорных станциях газовой промышленности», Техническая диагностика и неразрушающий контроль, № 1, 1996, с.11-21.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ ТЗП С ПРИМЕНЕНИЕМ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Ильющенко А.Ф., Оковитый В.А., Кашин Н.Г.
(НИИ порошковой металлургии, г. Минск, Беларусь),
Кундас С.П.

(Белорусский государственный университет информатики
и радиоэлектроники, г. Минск, Беларусь)

Computer experiments for plasma spraying of $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ in Ar-H_2 plasma were carried out. Verification of developed models showed the precision of simulated results.

С помощью программного комплекса, реализующего модели основных теплофизических и динамических процессов, определяющих качество теплозащитных покрытий (ТЗП) исследовался процесс плазменного напыления порошка $\text{ZrO}_2+7\%\text{Y}_2\text{O}_3$, а именно: движение и нагрев частиц порошка в плазменной струе с контролем возможных фазовых превращений, деформация частиц при соударении с основанием, формирование структуры покрытий, теплообмен в системе многослойное покрытие-подложка с учетом образования пор, остаточных напряжений, напряжения в исследуемой системе. В качестве основания для напыления применялся никелевый сплав. Основные теплофизические свойства применяемых материалов и температурные зависимости свойств брались из [1].



Рис.1. Динамика нагрева и охлаждения пограничного слоя системы покрытие ($\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$)-подложка при различной толщине покрытия

Наибольший практический интерес имеют результаты моделирования теплопередачи и возникающих в процессе нагрева и охлаждения покрытия напряжений.

Как видно из рис.1 увеличение толщины напыляемого покрытия из частично стабилизированного диоксида циркония с 0,2 до 0,4 мм вызывает повышение максимальной температуры на границе раздела покрытие-подложка с 400 до 610 К. Это приводит к увеличению остаточных напряжений (рис.2), возникающих в процессе нагрева и охлаждения системы покрытие-подложка (45 МПа при $h=200\text{ мкм}$ (рис.2,а) и 100 МПа при $h=400\text{ мкм}$ (рис.2,в)). Следует отметить, что формирование напряжений происходит вследствие раз-

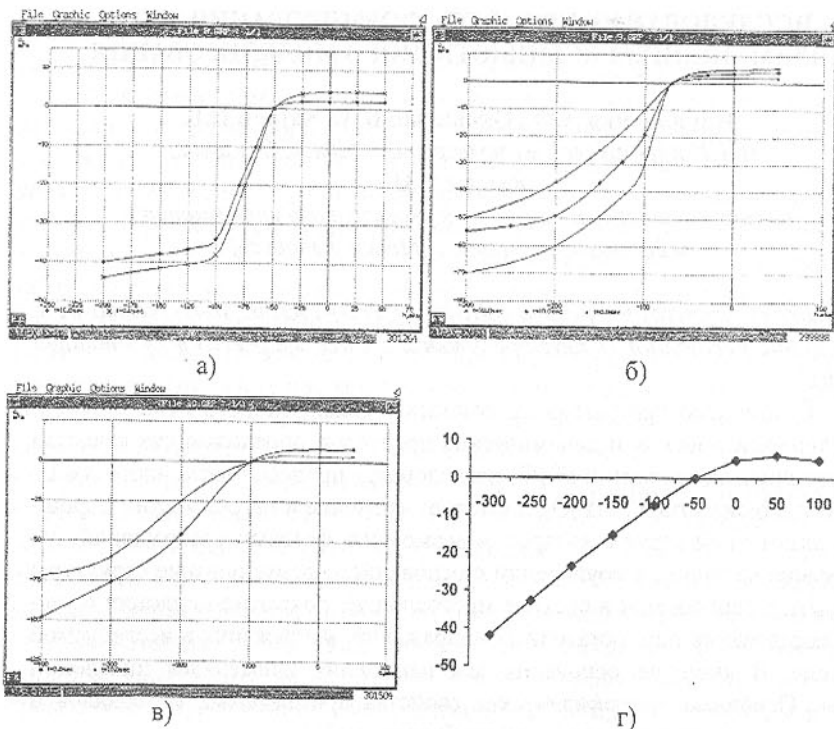


Рис.2. Влияние толщины ТЗП (h) на величину остаточных напряжений, формирующихся в процессе охлаждения системы покрытие-подложка: а - ($h=200$ мкм) расчетные значения; б - ($h=300$ мкм) расчетные значения; в - ($h=400$ мкм) расчетные значения; г - ($h=300$ мкм) экспериментальные значения

личных значений температур и коэффициента линейного расширения материалов покрытия и подложки. При этом на поверхности покрытия и в слоях, расположенных на глубине 70-80% от поверхности, формируются сжимающие напряжения, которые в промежуточном слое и подложке переходят в растягивающие. В процессе охлаждения наблюдается снижение общего уровня напряжений.

На рис.2,г представлены результаты эксперимента по измерению остаточных напряжений в напыленном покрытии $ZrO_2-7\%Y_2O_3$ толщиной 0,3 мм (методика измерений изложена в работе [2]). Рассчитанные значения напряжений в покрытии выше, чем экспериментальные результаты, что связано с принятыми допущениями, наличием пор, трещин и других дефектов в реальном покрытии.

Список литературы: 1. Компьютерное моделирование процессов плазменного напыления покрытий [С.П.Кундас, А.П.Достанко, А.Ф.Ильющенко и др. - Мн.: Бестпринт, 1998.- 212 с. 2. К оценке остаточных напряжений в покрытиях, нанесенных плазменным напылением [А.М.Вирник, И.Л.Морозов, А.В.Подзей и др.] Физика и химия обработки материалов.- 1970.- №4.- С. 53-58.

ПЛАЗМЕННОЕ НАПЫЛЕНИЕ БИОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ С ПОВЫШЕННОЙ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТЬЮ

Ильющенко А.Ф., Оковитый В.А., Шевцов А.И., Кашин Н.Г.
(НИИ порошковой металлургии, г. Минск, Беларусь),
Кулак А.И.

(Институт общей и неорганической химии, г. Минск, Беларусь)

There are optimized modes of plasma spraying of TiO_2 - composite powder on a substrate from titanium with a fined structure. There is made an evaluation of the sprayed material adhesion strength when static testing of samples with coatings on bending.

Объектом исследований является технология плазменного напыления биокерамического порошка гидроксиапатита (ГА) на подложку из титана. Эта технология перспективна для изготовления имплантатов в медицинской практике. Имплантаты из титана и его композиций с покрытиями из ГА характеризуются биологической совместимостью с костной тканью. Их фиксация в ткани обеспечивается за счет пористости слоев ГА и механического зацепления. Вместе с тем имплантаты, как правило, эксплуатируются в напряженных условиях силовых воздействий. Поэтому цель представленных исследований – повышение прочности имплантатов путем увеличения адгезии покрытий из ГА к титановой подложке. Для достижения поставленной цели разработан синтез улучшенного материала биокерамического покрытия, который получен в виде порошка на основе материала из нанокристаллического диоксида титана с инкорпорированными частицами гидроксиапатита. Кроме того, плазменное напыление синтезированного композиционного материала осуществляли на подложку с измельченной структурой, полученную компактированием исходного порошка титана равноканальным угловым прессованием (РКУ). При напылении использовали установку «Plasma-Technik AG» (Швейцария). Образцы подложки изготовлены Уфимским государственным авиационным техническим университетом.

При исследовании предлагаемой технологии оптимизированы режимы плазменного напыления биокерамики. Критерием оптимизации режимов принят коэффициент использования наносимого порошка TiO_2 -ГА. Анализ качества сформированных на оптимальных режимах биокерамических покрытий выполняли путем оценки их адгезионной прочности. Методика оценки основана на одновременной деформации изгиба покрытия и подложки [1, 2]. Схема нагрузки образца показана на рис. 1.

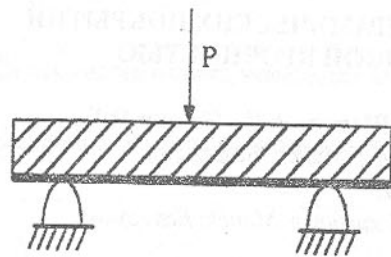


Рис. 1. Схема нагрузки образца при оценке прочности сцепления биокерамического покрытия.

Показателем, характеризующим адгезионную прочность, служила деформация изгиба, при которой происходило разрушение покрытия с возникновением в нем трещины. Титановым образцом служил брусок $40 \times 12 \pm 0,1 \times h$ мм. Толщину бруска h выбирали по двум критериям: повышение чувствительности эксперимента; отсутствие тепловой деформации бруска при плазменном напылении. Согласно первому критерию параметр h необходимо уменьшить. Вместе с тем по второму критерию уменьшение толщины ограничивается возможностью тепловой деформации титановой подложки при воздействии гетерогенной плазменной струи. С учетом указанных критериев значение параметра h соответствует $3 \pm 0,1$ мм.

Как видно из рисунка 1, на одну из поверхностей образца наносили биокерамическое покрытие. При этом вначале напыляли подслоя адгезива с применением порошка титана (аналог порошка Vactex 22-00 фирмы «Plasma-Technik AG»), затем – биокерамику TiO_2 -ГА. В таблице 1 приведены оптимизированные режимы напыления покрытия.

Толщина подслоя и покрытия на нем соответственно составляли 0,05 и 0,3 мм. Напыленные образцы испытывали на установке Instron 1195 (фирма Instron, Ltd, Англия) согласно схемы, изображенной на рис. 1.

На рис. 2 показана кривая увеличения изгиба напыленного образца при возрастании нагрузки, вызывающей деформацию (зависимость 2). Для сравнения показана также зависимость 1, установленная при предварительной оценке прочности сцепления покрытия TiO_2 -ГА на титане, полученном переплавкой.

При изгибе образца покрытие и контактирующая с ним поверхность подложки подвергаются растяжению с различной степенью деформации. Покрытие стремится к сдвигу относительно поверхности подложки. При

достижении критических касательных напряжений, соответствующих адгезионной прочности покрытия на сдвиг, происходит разрушение контакта между напыленным материалом и подложкой. Покрытие, отделенное от подложки, не выдерживает растягивающих напряжений и разрушается с возникновением трещины.

Таблица 1 - Оптимизированные режимы напыления биокерамического покрытия

Режим напыления	Значение режима	
	Подслой адгезива	Покрытие
Ток дуги плазмотрона, А	360	450
Напряжение дуги, В	62	62
Дистанция напыления, мм	100	90
Расход плазмообразующего газа-аргона, условные единицы SLPM	35	40
Расход плазмообразующего газа-водорода, условные единицы SLPM	10	11
Расход транспортирующего газа-аргона, условные единицы SLPM	9	9
Расход порошка титана, условные единицы RPM	20	-
Расход порошка TiO_2 -ГА, условные единицы RPM	-	30

Как видно из рисунка, экспериментальная кривая 2 имеет характерную точку, соответствующую нагрузке 1600 Н и деформации 0,8 мм. При дальнейшем повышении нагрузки наблюдается увеличение скорости возрастания изгиба образца, что свидетельствует об отделении покрытия и возникновении в нем трещины. Таким образом, покрытие TiO_2 -ГА на титане, компактированном РКУ прессованием, отделяется от подложки и разрушается при деформации изгиба 0,8 мм. У покрытия TiO_2 -ГА на титане, полученном переплавкой, критическая деформация изгиба – 0,7 мм. Сравнение деформаций позволяет утверждать, что адгезионная прочность покрытий TiO_2 -ГА, напыленных на титан, компактированный РКУ прессованием, повышается в сравнении с литым титаном.

На рис. 3 зафиксированы следы разрушения покрытия при механическом испытании на адгезионную прочность. На фотографии образца 2 (согласно обозначений на рис. 1) хорошо заметны трещины напыленного слоя, развитие которых стимулировалось отделением покрытия от подложки. Вместе с тем отделения и выкрашивания локальных участков покрытия не обнаружено, что также свидетельствует о повышенной прочности напыленной композиционной биокерамики TiO_2 -ГА на подложке из титана,

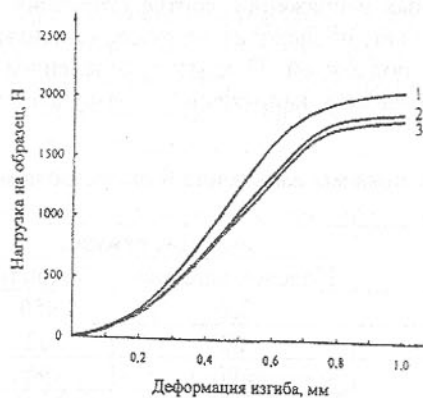


Рис.2. Зависимость между деформацией изгиба и нагрузкой на образец: 1 – напыление на титан, полученный переплавкой; 2 – напыление покрытия на подложку из титана, полученного РКУ прессованием; 3 – образец из титана, полученного РКУ прессованием, без покрытия

центров, расположенных на границах структурных зерен. Центры выходят на поверхность подложки, характеризуются повышенной энергией, а их увеличенное количество улучшает условия сцепления напыленных частиц с подложкой.

Наряду с повышением адгезионной прочности биокерамического покрытия при плазменном напылении порошка $\text{TiO}_2\text{-ГА}$ на титан, компактированный РКУ прессованием, достигаются и другие свойства образцов, необходимые для имплантатов, устанавливаемых в костную ткань. Например, развитая пористость покрытия и заполнение пор костной тканью способствуют надежной фиксации имплантата. Материал покрытия характеризуется биологической совместимостью с костной тканью (за счет содержания ГА) и инертностью по отношению к агрессивным жидкостным средам человеческого организма (за счет содержания TiO_2). Возможность неравномерного распределения ГА и TiO_2 в нанесенном слое ограничивается использованием при напылении специально разработанного композиционного порошка на основе нанокристаллического диоксида титана с инкорпорированными частицами гидроксиапатита. Электронно-микроскопические фотографии порошка свидетельствуют о том, что он синтезирован в виде композиционных частиц, которые состоят из чередующихся более мелких частиц TiO_2 и ГА.

компактированной КРУ прессованием.

Полученные результаты и улучшение качества образцов объясняются тем, что при использовании биокерамики $\text{TiO}_2\text{-ГА}$ уменьшается неоднородность напыленных изделий из титана в переходной зоне от покрытия к подложке. При этом граница между покрытием и подложкой выражена менее четко в сравнении с нанесением на титан слоев из однородного материала ГА. Кроме того, измельченная структура титановой подложки, компактированной РКУ прессованием, способствует увеличению количества активных

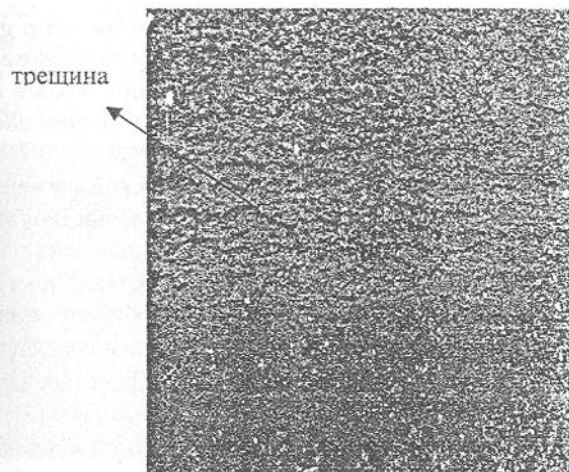


Рис.3. Внешний вид покрытия $\text{TiO}_2\text{-ГА}$ после деформации изгиба напыленного образца, подвергнутого механическому испытанию адгезионной прочности биокерамического слоя ($\times 20$)

Представленные исследования выполнены при финансовой поддержке Национальной лаборатории в Лос Аламосе (США). Результаты исследований могут быть использованы при изготовлении костных имплантатов.

Список литературы: 1. Борисов Ю.С., Харламов Ю.А., Сидоренко С.Л., Ардатовская Е.Н. Газотермические покрытия из порошковых материалов. Справочник. – К.: Наукова думка. 1987. – 544 с. 2. Витязь П.А., Ивашко В.С., Ильющенко А.Ф., Шевцов А.И., Манойло Е.Д. Теория и практика нанесения защитных покрытий. – Мн.: Белорусская наука. 1998. – 583 с.

МОНОАЛЮМИНИД ЖЕЛЕЗА ПОЛУЧАЕМЫЙ МЕТОДОМ САМОРАСПРОСТРАНЯЮЩЕГОСЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СИНТЕЗА

Ильющенко А.Ф., Талако Т.Л., Беляев А.В., Лецко А.И.
(НИИ ПМ с ОП, г. Минск, Беларусь)

Presented are the results of structure investigations of Iron Monoaluminide-based powder materials produced by the Self-propagating High-temperature

Synthesis. Pretreatment of the reaction mixture in an attritor has a great influence on the synthesis process providing the possibility of monophased B2 FeAl formation. When adjusting the composition of the reaction mixture as well as mechanical and chemical activation conditions, product with controlled properties can be obtained.

Благодаря уникальному сочетанию свойств (высокой механической прочности при повышенных температурах, отличной коррозионной стойкости, более низкой по сравнению с большинством сплавов на основе железа и никеля плотностью, а также невысокой стоимостью сырья для его производства) моноалюминид железа (FeAl) относят к числу наиболее перспективных материалов для работы в условиях повышенных температур и окислительных или сульфидирующих атмосфер [1]. Известно, что реакции образования алюминидов железа из элементов экзотермичны [2]. Поэтому в качестве перспективного и экономичного метода получения таких материалов представляет интерес метод самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС).

В работе представлены результаты исследования структуры порошковых материалов на основе моноалюминидов железа, полученных методом СВС.

Материалы и методики исследования.

Для приготовления реакционных смесей использовали стандартные порошковые материалы марок ПЖРВ и АСД-1 дисперсностью соответственно -50 и -100 мкм. Порошки реагентов смешивали в четырехбаночном смесителе в течение 6 часов. Механохимическую активацию шихты осуществляли в атриторе А2 при скорости вращения импеллера 190 об/мин и отношении массы шаров к массе порошка 15:1. Процесс синтеза осуществляли в экспериментальной бомбе постоянного давления с использованием предварительного подогрева шихты до температуры воспламенения. Полученный продукт подвергали дроблению с последующим размолотом и классификацией. Металлографический анализ проводили с помощью оптического микроскопа фирмы «Polyvar» (Австрия) при увеличении $\times 200$ - $\times 1250$ на поперечных шлифах. Рентгеновский фазовый анализ порошков проводили на дифрактометре ДРОН-3.0 в $\text{Cu K}\alpha$ -монокроматизированном излучении с вращением в собственной плоскости в интервале 2θ 20-120°.

В качестве критерия полноты превращения использовали коэффициент упорядочения В2 структуры, определяемый как отношение интенсивностей сверхструктурной линии (100) экспериментальных образцов и эталона моноалюминидов железа.

Результаты исследования и обсуждение.

С термодинамической точки зрения в условиях СВС наиболее выгодна реакция образования алюминидов железа Fe_2Al_3 [3]. Кроме того, этот интерметаллид является единственным конгруэнтно плавящимся соединением в системе Fe-Al. Все остальные алюминиды формируются по перитектическим реакциям. Поэтому в условиях быстрого нагрева и охлаждения, реализующихся в условиях СВС, даже при эквимолярном соотношении железа и алюминия при использовании не активированных порошков формируется многофазный продукт, содержащий главным образом Fe_2Al_3 и твердый раствор на основе альфа-железа (рис. 1). Лишь на границе раздела этих фаз формируется тонкая прослойка моноалюминидов толщиной до 5 мкм. Коэффициент упорядочения В2 фазы K_{FeAl} составляет 0,23.

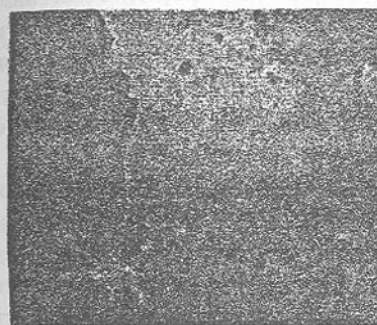
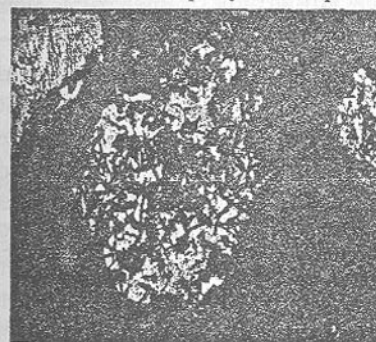


Рис.1. Структура FeAl-порошка полученного методом СВС без предварительной обработки

Обработка реакционной смеси в атриторе приводит к существенному изменению структуры и фазового состава продукта синтеза. На рис.2 представлена типичная структура порошка, полученного после 1,5 ч обработки реакционной смеси в атриторе.

Как видно из рисунка, порошок характеризуется тонкой структурой и



а)



б)

Рис. 2. Структура (а, б) FeAl-порошка полученного методом СВС с использованием предварительной обработки реакционной шихты (обработка в атриторе 1,5 ч): а - частица с высоким содержанием кристаллов алюминидов Al_3Fe ; б - частица с эвтектической структурой на основе твердого раствора Fe (FeAl) и Fe_2Al_3

высоким содержанием интерметаллидных фаз. Однако относительное содержание моноалюминидов железа в продукте все еще невелико. Коэффициент упорядочения K_{B2} составляет лишь 0,34. При этом материал характеризуется сильной неоднородностью фазового состава: наряду с частицами с эвтектической структурой на основе твердого раствора Fe (FeAl) и Fe_2Al_5 (рис.2,б) встречаются частицы с большим количеством кристаллов алюминидов Al_3Fe (рис.2, а). Увеличение времени обработки шихты в атмосфере до 4 ч позволяет получить монофазную B2 структуру продукта с коэффициентом упорядочения, равным 1 (рис.3).

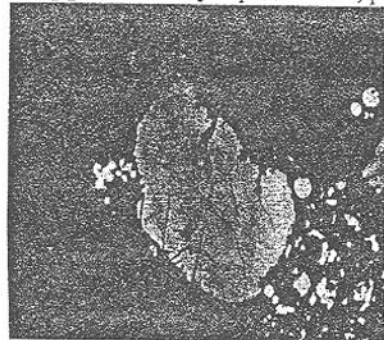


Рис.3. Структура СВС-порошка моноалюминидов Fe

Однако материал характеризуется значительным количеством интер- и транскристаллитных трещин. Одной из причин трещинообразования может быть хорошо известная склонность FeAl к водородному охрупчиванию [1]. Другой причиной возникновения трещин может быть высокая концентрация неравновесных термических вакансий, образующихся в процессе быстрого нагрева и охлаждения материала при СВС [4].

Известно, что одним из наиболее эффективных способов повышения низкой пластичности моноалюминидов железа при комнатной температуре является легирование хромом [1].

Поэтому в работе исследовали возможность снижения хрупкости СВС моноалюминидов железа путем добавления хрома. Хром вводили в состав порошков хромистых сталей. На рис.4 представлена структура СВС-порошкового материала Fe-47Al-2Cr-0,5C. Трещинообразования в материале не наблюдается. Введение хрома и углерода не оказывает существенного влияния на механизм формирования

Рис.4. Структура СВС-порошка Fe-47Al-2Cr-0,5C

структуры продукта. Основной фазой является моноалюминид железа. Вторичные фазы представляют собой комплексные карбиды сложного состава типа Me_3C_2 , Me_7C_3 , $Me_{23}C_6$ и MeC . Известно, что даже при незначительном содержании углерода в железоалюминиевых материалах (порядка

нескольких ppm) он сегрегирует по границам зерен, приводя к их декогеренции [5]. Однако в условиях СВС примесный углерод участвует в сопутствующих реакциях образования карбидов. Поэтому добавки углерода в реакционную шихту не приводят к ослаблению границ зерен моноалюминидов железа. Напротив, вторичные карбиды, формирующиеся в процессе синтеза, дополнительно упрочняют материал.

Таким образом, регулируя состав реакционной шихты и режим ее предварительной обработки, можно получать СВС-порошки на основе моноалюминидов железа с контролируемыми свойствами.

Список литературы: 1. Poggi D., Tassa O., and Testani C. Production and Properties of CSM FeAl Intermetallic Alloys. [] In Processing, Properties, and Applications of Iron Aluminides] Edited by H. Schneibel and M.A. Crimp The Minerals, Metals & Materials Society, 1994. P.19-30. 2. Игин В.И., Найборошенко Ю.С. Высокотемпературный синтез интерметаллических соединений. Томск: Изд-во Том. Ун-та, 1989. 214 с. 3. Найборошенко Ю.С., Лавренчук Г.В., Филатов В.М. Самораспространяющийся высокотемпературный синтез алюминидов. I. Термодинамический анализ. / ПМ, 1982, № 12, С.4-9. 4. Pike L.M., Chang Y.A. Point defect strengthening in FeAl. [] In Processing, Properties, and Applications of Iron Aluminides] Edited by H. Schneibel and M.A. Crimp The Minerals, Metals & Materials Society, 1994. P.217-229. 5. Baker I. Flow and Fracture of FeAl. [] там же, P.101-115.

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН, ИНСТРУМЕНТОВ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОСНАСТКИ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКОЙ

Инютин В.П., Памфилов Е.А., Говоров И.В.
(НИИ «Изотерм», БГИТА, БГТУ, г. Брянск, Россия)

This scientific work highlights the problem of using up-to-date technologies of a laser surface treatment (strengthening and local alloying) for increasing wear resistance of machine elements and technological equipment.

В последние годы в мировой практике промышленного производства для повышения износостойкости и контактной прочности деталей машин, технологической оснастки и инструментов широко применяются методы поверхностной лазерной обработки [1, 2], что обусловлено уникальными возможностями лазерного излучения. Наибольшее распространение получили технологии лазерного термоупрочнения (закалки) и легирования.

Термическое упрочнение (закалка) лазерным излучением заключается в местном нагреве участка поверхности и охлаждении его со сверхкритической скоростью за счет теплоотвода во внутренние слои металла. Максимальная глубина закалки достигается в том случае, если температура на поверхности металла доходит до температуры плавления $T_{пл}$. Для этого плотность мощности лазерного излучения $E^{эф}$ должна составлять [1]

$$E^{эф} = \frac{T_{пл} \lambda}{A_{эф}} \sqrt{\frac{\pi}{4at}},$$

где $A_{эф}$ – коэффициент эффективного поверхностного поглощения излучения; a , λ – коэффициенты температуро- и теплопроводности обрабатываемого материала соответственно; t – время воздействия теплового источника: для импульсно-периодического излучения $t = \tau_u$, для непрерывного $t = d / v$ (τ_u – длительность лазерного импульса; d – диаметр лазерного пятна; v – скорость перемещения лазерного луча).

При обработке с $E < E^{эф}$ глубина упрочнения снижается, а при $E > E^{эф}$ – процесс сопровождается оплавлением поверхности, что приводит к росту высотных характеристик микронеровностей и необходимости применения последующей механической обработки, в процессе которой упрочненный слой частично удаляется. Окончательная глубина закалки для большинства используемых технологических установок не превышает 0,15...0,25 мм.

Основные преимущества этого вида термообработки связаны с возможностью локального упрочнения непосредственно функциональных поверхностей изделий. Так, лазерная закалка пуансонов обрубных штампов (сталь Р6М5) по периметру режущей кромки импульсным излучением позволяет повысить их износостойкость в 1,2...1,5 раза [3]. Характерную для обработки краевых участков поверхностей технологическую проблему снижения их твердости из-за недостаточного теплоотвода от зоны лазерного воздействия, удается эффективно решить за счет использования смежных поверхностей-экранов, являющихся своеобразным «продолжением» обрабатываемых поверхностей.

Однако технологические возможности этого метода лазерной обработки ограничены, так как связаны преимущественно с фазовыми превращениями в поверхностном слое.

Более перспективным методом поверхностной обработки является лазерное легирование, заключающееся во введении в поверхностный слой различных элементов или материалов с последующей обработкой лучом лазера, что позволяет получать модифицированный слой с уникальными свойствами. При этом осуществляется попытка синтезировать высокопрочные соединения (карбиды, бориды, нитриды) в относительно мягкой матрице основного материала, что открывает возможность заме-

ны дорогих высоколегированных и инструментальных сталей низколегированными и даже обычными углеродистыми. Из многообразия способов введения легирующих компонентов в зону лазерного воздействия [2] наиболее технологичными являются: оплавление лазером предварительно полученных покрытий (диффузионных, гальванических, плазменных) и лазерное легирование из обмазок.

Проведенные исследования прочностных свойств диффузионных борицированных и борохромированных покрытий после обработки их лазером (на образцах из стали 45) [4] показывают (рис. 1), что микротвердость упрочненных таким способом стальных поверхностей возрастает на 20...30 % (до HV 1800). Однако небольшая (до 50 мкм) глубина лазерного воздействия не позволяет говорить о высокой эффективности этих покрытий, что подтверждается исследованиями контактной прочности, которая оценивалась по диаметру остаточного отпечатка после многократного ударного воздействия твердосплавного индентора. Если при однократном нагружении диаметр остаточного отпечатка на обработанных лазером поверхностях существенно (на 30...40 %) меньше, чем на необработанных, то скорость накопления деформации (тангенс угла наклона соответствующих прямых) для них гораздо выше и уже при 100 циклах нагружения диаметры отпечатков выравниваются, что указывает на разрушение упрочненного лазером слоя. Легированные таким способом изделия могут успешно эксплуатироваться в условиях невысоких

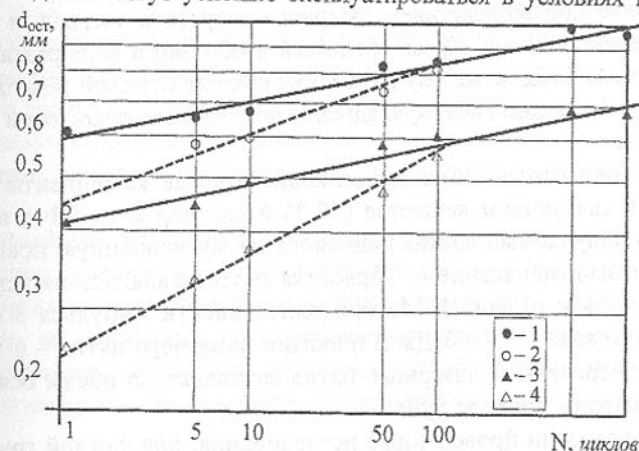


Рис.1. Зависимость остаточной деформации от числа циклов контактного нагружения для покрытий, полученных различными способами:

- 1 – ХТО (20% B_2O_3 + 10% Cr_2O_3 + 20% Al + 20% CaF_2 + 30% Al_2O_3);
- 2 – то же + лазерная обработка;
- 3 – ХТО (30% B_4C + 10% Cr_2O_3 + 15% Al + 10% CaF_2 + 5% NaF + 30% Al_2O_3);
- 4 – то же + лазерная обработка

контактных нагрузок, характерных для базовых деталей контрольных приспособлений.

Существенное влияние на эксплуатационные характеристики легированных рассмотренным способом поверхностей оказывает толщина предварительно нанесенного покрытия. Результаты оплавления ионно-плазменных покрытий на базе нитрида титана на образцах из сталей 45 и У8 [5] позволили определить, что наиболее эффективна лазерная обработка покрытий TiN около 3 мкм. Легированные поверхности в этом случае имеют высокую (до HV 2500) микротвердость, хорошо противостоят динамическим нагрузкам, не проявляя склонности к трещинообразованию. Однако небольшая толщина легированного слоя (до 30...40 мкм) и неравномерность прочностных свойств по обработке поверхности ограничивают область применения этой технологии.

Процесс лазерного легирования из обмазок в настоящее время является наиболее технологичным. К существенным его недостаткам, пожалуй, можно отнести только сложность управления толщиной наносимой обмазки. В проводимых исследованиях рассматривалась возможность повышения долговечности и контактной прочности установочных элементов технологической оснастки и обрубных пуансонов штампов методом борохромирования. Входящие в состав обмазок борсодержащие компоненты обеспечивали формирование под воздействием лазерного излучения твердых и прочных боридов железа и хрома. Хром, вводимый в обмазки в виде различных соединений, имея близкие железу параметры кристаллической решетки и диаметр атома, обеспечивал высокую адгезию получаемого покрытия и основного материала.

При подготовке обмазок мелкодисперсные компоненты перемешивались в связующем веществе (50 %-й раствор клея БФ в ацетоне), после чего получаемый состав наносился на обезжиренную поверхность образца пневмораспылением. Обработка осуществлялась на технологической установке «Квант 18М» при длительности импульса 8 и 10 мс, энергии излучения 25...40 Дж и площади лазерного пятна – 6 мм². Коэффициент перекрытия лазерного пятна составлял по обеим осям около 1 при двукратном проходе луча.

Как показали проведенные исследования, для каждой группы упрочняемых сталей оптимальными оказываются различные (по качественному и количественному составу) обмазки. Так, при лазерном борохромировании рабочих поверхностей пуансонов лучшие результаты достигнуты для обмазки на основе борного ангидрида (B₂O₃) и окиси хрома (Cr₂O₃) [3], что позволило рекомендовать к замене сталь Р6М5, используемую для их изготовления, на более дешевую 6Х4М2ФС при существенном (более 2 раз) росте износостойкости.

Не менее эффективными оказывается лазерное борохромирование функциональных поверхностей установочных элементов (призм) технологической оснастки. На рис. 2 приведены графические зависимости абсолютного износа опор от

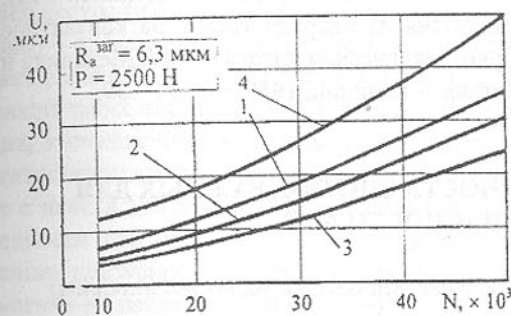


Рис.2. Изменение величины абсолютного износа функциональных поверхностей опорных призм

- 1 – из стали 20 (легирование из обмазки B₄C + Cr₂O₃ + FeSi);
- 2 – из стали 45 (B₂O₃ + феррохром + SiC);
- 3 – из стали 40X (B₂O₃ + феррохром + SiC);
- 4 – из стали У10А

ет их износостойкость в 1,6...2,1 раза выше, чем у инструментальной стали У10А в течение достаточно длительного периода испытаний. Следует отметить, что удельная технологическая себестоимость процессов легирования из обмазок, приходящаяся на одну деталь, существенно ниже, чем для традиционных методов упрочнения, и сопоставима с наплавкой твердым сплавом.

Дальнейшие перспективы совершенствования технологий лазерного поверхностного упрочнения связаны прежде всего с разработкой научных основ создания многокомпонентных составов обмазок, позволяющих целенаправленно воздействовать на определенные эксплуатационные свойства изделий, и оптимизации режимов обработки, способствующих равномерному распределению прочностных свойств по упрочняемой поверхности.

Список литературы: 1. Андрияхин В.М. Процессы лазерной сварки и термообработки. – М.: Наука, 1988. – 176 с. 2. Колесников К.С., Колесников Ю.В., Инютин В.П. Легирование поверхностных слоев деталей машин с использованием лазерного излучения // Машиноведение. – 1987. – № 4. – С. 10 – 19. 3. Суслов А.Г., Колесников Ю.В., Инютин В.П. Исследование возможностей повышения динамической поверхностной прочности сталей с помощью лазерного легирования // Трение и износ. –

лютного износа опор от числа циклов их нагружения N (по циклу «установка – снятие заготовки) для различных материалов и составов обмазок (при установке заготовок шероховатостью R_a^{заг} и внешней нагрузке P). Полученные результаты свидетельствуют о том, что насыщение поверхности конструкционных сталей соединениями бора и хрома под действием лазерного излучения обеспечивает

1985. – № 5. – С. 872 – 877. 4. Колесников Ю.В., Ананьевский В.А., Говоров И.В. Получение стойких при контактных ударах покрытий различными способами борохромирования // Физико-химическая механика материалов. – 1989. – № 1. – С. 101 – 104. 5. Инютин В.П., Колесников Ю.В. Влияние ионно-плазменного покрытия из нитрида титана на контактное деформирование стали при ударно-циклическом нагружении // Механика и физика контактного взаимодействия. – Калинин, 1985. – С. 34 – 39.

КАЧЕСТВО И НАДЕЖНОСТЬ СИСТЕМ, ВАЖНЫХ ДЛЯ БЕЗОПАСНОСТИ АЭС

Инюшев В.В. (ГНТЦ ЯРБ, г. Киев, Минзкобезопасности Украины)

The present issue describes the work on investigation of the reliability indicators as a main quality element on the stage of equipment operation under conditions of limited sampling and necessity to utilize correctly the generic prior data (Bayesian reliability assessment technique)

Для современных систем безопасности и систем, важных для безопасности (СВБ) АЭС, вопросы качества их функционирования трудно переоценить. Оборудование АЭС, и, в первую очередь, оборудование СВБ весьма дорогостояще, и его возможные замены, например, для повышения уровня эксплуатационной надежности связаны с существенными материальными затратами, с одной стороны, а несвоевременные – ведут к нарушению пределов и/или безопасной эксплуатации энергоблоков АЭС. Поэтому вопросы оценки и прогнозирования показателей надежности (ПН), как одного из показателей качества, играют такую важную роль в обеспечении качества функционирования СВБ. По оценкам, выполненным для 3 и 4 блоков Запорожской АЭС, введенных в эксплуатацию в 1986 и 1987 годах соответственно, – у 523 единиц (примерно половина общего числа) оборудования и арматуры реакторного и турбинного отделений наработка превышает назначенный ресурс. Оценочная стоимость замены указанных единиц оборудования составит порядка 20 миллионов долларов США. Экономическая ситуация в ядерной энергетике и в Украине в целом не позволяет изыскать такой объем финансирования для проведения работ по замене оборудования. В этой связи особенно актуально встает вопрос о проведении переоценки ПН по данным эксплуатации и определении тенденций изменения их во времени.

Спецификой оборудования СВБ, как, впрочем, и другого оборудования АЭС является то, что на этапах разработки и изготовления получение показателей надежности, в большинстве случаев (за исключением анали-

тических методов и методов математического моделирования), невозможно. Постановка испытаний на надежность, в том числе и ускоренных, в условиях уникальности оборудования, когда нет достаточного количества образцов и когда в результате таких испытаний практически вырабатывается ресурс (и немыслима после этого поставка этих изделий в эксплуатацию) – практически исключены. Поэтому особое место для СВБ приобретает оценка ПН на этапе эксплуатации, как наиболее достоверная. Спецификой таких систем является также и то, что подконтрольная эксплуатация, к сожалению, не всегда представляет достаточно репрезентативный статистический материал: специальные наблюдения ведутся, как правило, не с начала эксплуатации, а в период предполагаемого увеличения интенсивности отказов и наступлений предельных состояний т.е. налицо естественная цензурированность выборок. Малая информативность (объем статистики по наблюдаемым отказам) связана еще и с тем, что СВБ являются весьма надежным оборудованием, и отказы (и, тем более, наступления предельных состояний) являются редкими событиями.

Дополнительными задачами при оценке ПН является необходимость получения, помимо точечных, – интервальных оценок: требования высокого качества выполнения функций СВБ требует оценок «худших», с точки зрения надежности, показателей. Это – нижняя доверительная граница для вероятностей безотказной работы $p(t)$, наработки на отказ T_0 , коэффициентов K_g готовности и оперативной готовности $K_{ог}$; и верхняя доверительная граница для среднего времени восстановления T_v . Кроме того ставится задача прогнозирования поведения ПН во времени, т.е. за границами наблюдений.

Классические методы [1, 2] получения ПН по экспериментальным данным требуют большого числа реализаций (в нашем случае – наблюдаемых отказов). При этом статистика должна быть представлена в нецензурированном (неусеченном) виде. Зачастую имеется априорная информация о законе распределения искомого показателя, и требуется лишь определение параметров распределения. Поэтому возникла необходимость разработки метода, и, впоследствии, инженерной методики, позволяющих корректно решить поставленную задачу в заданных специфических условиях.

Как известно [2], полной информацией о любом ПН является закон распределения с известными параметрами. Зная его, можно получить оценки ПН для любых временных интервалов (*параметрические методы*). Если закон распределения неизвестен, то прибегают к *непараметрическим методам*. Решение общей задачи может быть сведена к решению следующего набора подчиненных задач:

- первичная обработка статистического материала, построение вариационных рядов, гистограмм [2, 3], графиков полных и неполных реализаций для цензурированных выборок [3, 4],
- выбор плана наблюдений [3],
- при наличии априорной информации о законе распределения ПН, определение параметров этого закона [5, 6] (определение точечных и интервальных оценок),
- при отсутствии информации о законе распределения ПН – попытки идентификации эмпирического распределения с одним из известных [2, 13], определение параметров идентифицированного распределения [8],
- при неуспешной идентификации - получение ПН с помощью непараметрических методов [6, 8] (определение точечных и интервальных оценок),
- использование методов байесовского оценивания [7] для случаев недостаточности объема выборки,
- прогнозирование поведения ПН во времени [8, 9].

Решение каждой из приведенных задач (этапов) усложнено тем, что дополнительным требованием является максимальное использование нормативных документов высокого уровня (ДТСУ, СТ СЭВ и пр.), поэтому задача, решаемая в целом, является оригинальной, а решение промежуточных задач подчинено действующей нормативной базе [1, 9, 10, 12, 13].

Первичная обработка статистического материала, достаточно полно описана [2, 3, 10]. В нашей ситуации исходная статистическая информация соответствует (по способу обработки) плану испытаний [NRT] для определения показателей безотказности и ремонтпригодности и плану [NMT] для определения показателей долговечности (в общепринятых обозначениях [3, 4, 10]).

Определение параметров известного распределения выполняется методом максимального правдоподобия [2, 3]. В соответствии с [12, 13] для всех выборок выдвигается пять гипотез о законе распределения искомого ПН (экспоненциальный, логарифмически нормальный, Вейбулла, DM - распределение и DN - распределение). Проверка гипотез (согласия опытного и гипотетического распределения) [2, 13] осуществляется по четырем критериям (χ^2 , Колмогорова, ω^2 и критерия W), для нецензурированных выборок, а для цензурированных – с помощью критерия Мозеса.

В том случае, если с заданным уровнем значимости эмпирическое распределение не совпало ни с одним из известных, используется непараметрический (т.е. без установления закона распределения) метод оценки и прогнозирования ПН. [5, 8]. Непараметрические методы, как правило, основаны на использовании предельных теорем теории вероятностей, уста-

навливающих сходимость выборочных характеристик к соответствующим вероятностным характеристикам исследуемой случайной величины при достаточно широких предположениях о распределении последней. Предельные теоремы используются в допредельной ситуации, выборочная характеристика при достаточно больших n принимается за приближенное значение вероятностной характеристики. При использовании как параметрического так и непараметрического методов при статистической обработке, помимо точечных оценок рассматриваются доверительные интервалы (верхние и нижние доверительные границы), которые с заданной вероятностью покрывают значение искомого параметра. В качестве меры точности оценки показателя в используется предельная относительная ошибка.

В условиях малых выборок узловым является вопрос обеспечения точности вычисляемых оценок показателей надежности. Без привлечения дополнительной информации решить проблему обеспечения приемлемой точности, по-видимому, невозможно. Поэтому в настоящее время активно используются методы учета предварительной (априорной) информации при обработке результатов испытаний или эксплуатации исследуемого объекта. Эти методы основываются на использовании информации об эксплуатации аналогичных объектов или использовании теоретических моделей прогнозирования надежностных характеристик объекта, исходя из надежности входящих в него элементов или математических моделей работоспособности, полученных на основе физических соображений. Для получения оценок показателей надежности некоторых видов рассматриваемого нами оборудования, имеется возможность использовать информацию об эксплуатации изделий аналогов, которая получена в результате различных исследований. Широко известным примером такой информации является база данных МАГАТЭ. Объединение этой (априорной) информации с экспериментальной информацией, имеющейся в нашей базе данных, может быть осуществлено с использованием методов байесовского оценивания [7], суть которых коротко можно изложить следующим образом. В качестве исходной информации для байесовского оценивания используется распределение вероятностей случайной величины, характеризующей надежность объекта и зависящее от вектора неизвестных параметров (например, функция распределения наработки на отказ), априорное распределение этого вектора параметров, полученное на основании априорной информации; план испытаний, соответствующий имеющимся экспериментальным данным. Используется известная формула Байеса.

При прогнозировании поведения ПН во времени [2,11] нас интересуют характеристики, являющиеся функциями времени, прежде всего, это интенсивность отказов $\lambda(t)$. В тех случаях, когда эмпирическая функция распределения идентифицирована с одним из заданных конкретных зако-

нов распределения, временные изменения достаточно четко описаны и не нуждаются в дополнительных исследованиях. В противном случае задача усложняется. Задача прогнозирования изменения показателей надежности во времени на основе базы данных об отказах может быть решена одним из двух методов: с использованием для выявления неявной (скрытой) зависимости от времени (тренда) показателей надежности статистическими методами по временному ряду наблюдений и метод, используемый для показателей надежности, значения которых явно зависят от времени, (с использованием анализа моделей отказов) [8, 9].

Естественно, данный подход получил свою реализацию в виде разработанного метода и инженерной методики, представленной в виде диалогового алгоритма, использующего в качестве исходной информации имеющуюся базу данных по отказам для всех блоков с реактором ВВЭР-1000 в Украине. Программные средства ведения и просмотра информации разработаны с учетом требований к стандартизации интерфейсов приложений СУБД MS Access for Windows.

Список литературы: 1. ДСТУ 2862-94 Надежность в технике. Методы оценки показателей надежности. Общие требования. 2. Шишонов Н.А., Репкин В.Ф., Барвинский Л.Л. Основы теории надежности и эксплуатации радиоэлектронной техники., М.: "Советское радио", 1965-265с. 3. Надежность технических систем. Справочник. Под ред. Ушакова А.И. М.: Радио и связь, 1985.- 606с. 4. Скрипник В.М., Назин А.Е., Приходько Ю.Г., Благовещенский Ю.Н. Анализ надежности технических систем по цензурированным выборкам. - М.: Радио и связь, 1988.- 184с. 5. Теория вероятностей и математическая статистика / И.И. Гихман, А.В. Скороход, М.И. Ядренко.- К.: Выща школа, 1988. 439с. 6. Гнеденко Б.В., Беляев Ю.К., Соловьев А.Д. Математические методы теории надежности. - М.: Наука, 1965.-524с. 7. Martz H.F., Waller R.A. Bayesian reliability analysis. Krieger Publishing Company, Malabar, Florida. 1991.-745 p. 8. Прикладная статистика: Исследование зависимостей: Справ. Изд. / С.А. Айвазян, И.С. Енюков, Л.Д. Мешалкин ; Под ред С.А. Айвазяна.- М.: Финансы и статистика, 1985.-487с. 9. ДСТУ 3433-99 (ГОСТ 27.005-97) Надежность в технике. Модели отказов. Основные положения. 10. ГОСТ 27.504-39 Надежность в технике. Методы оценки показателей надежности по цензурированным выборкам. 11. Себер Дж. Линейный регрессионный анализ.- М.: Мир, 1980.- 456с. 12. ДСТУ 3004-99 Надежность в технике. Методы оценки показателей надежности по экспериментальным данным. 13. СТ СЭВ 1190-78. Прикладная статистика. Правила проверки согласия опытного распределения с теоретическим.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОСТЕПЕННЫХ ОТКАЗОВ ПРИ ОБЕСПЕЧЕНИИ КАЧЕСТВА ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ОБОРУДОВАНИЯ АЭС

Инюшев В.В., Стадник О.А.

(ГНТЦ ЯРБ, г. Киев, Минэкобезопасности Украины)

Observed failure rate trend, which finally result in decreasing of quality and equipment limit condition achievement, is a consequence of common influence of sudden and degradation failure. An approach to degradation failure investigation is considered here.

Качество функционирования оборудования, в том числе и оборудования АЭС во многом определяется отсутствием отказов и наступлений предельных состояний. Практически все наблюдаемые отказы представляют собой композицию внезапных и постепенных отказов. Большинство расчетов надежности предполагает экспоненциальный закон распределения времени наработки на отказ T_0 , и, действительно, для достаточно большого временного участка это предположение является корректным, и интенсивность отказов можно считать величиной постоянной $\lambda = \text{const}$. Однако исследования реальных систем показывают, что, начиная с некоторого момента появляется тенденция ее роста, и интенсивность отказов становится функцией времени - $\lambda(t)$ [1] (для восстанавливаемых систем речь идет о параметре потока отказов $\alpha(t)$). Это объясняется явлениями усталости, износа, проявлениями постепенных отказов. Как правило это становится заметным при истечении ресурса, перед наступлением предельного состояния [2]. В этой связи исследование постепенных отказов, как одной из составляющих компонент $\lambda(t)$ -характеристик, представляет необходимость особенно для оборудования, находящегося в длительной эксплуатации, и может служить информацией не только для констатации уровня надежности, не только для повышения, (в случае необходимости), этого уровня, но и для возможных переоценок заданных в технической документации сроков службы. Вопрос продления сроков службы оборудования АЭС (весьма дорогостоящего, зачастую - уникального) стоит очень остро, а каких-либо методов оценки приближенности к предельному состоянию нет.

При одинаковой физической сущности внезапных и постепенных отказов аппарат их исследований существенно отличается. Этот факт прежде всего объясняется различной скоростью протекания предотказовых процессов: если для внезапных отказов отсутствуют какие бы то ни было "симптомы", то развитие постепенных отказов не только прогнозируемо, но, зачастую, имеется возможность их аппаратного наблюдения.

Исследования постепенных отказов связаны с одной стороны – с изучением функции с заданными параметрами качества (например, точностью), выполняемой данным видом оборудования как случайного процесса $Y(t)$ и как функции многих случайных переменных $Y=f(X_1, X_2, \dots, X_j, \dots, X_n)$, а также – с изучением взаимного расположения т.н. области безотказной работы Ω_0 и рабочей области Ω . Случайными переменными являются все элементы конструкции изделия, внешние воздействующие факторы (температура, давление, напряжение питания и пр.). Областью безотказной работы называют [3] n -мерную в пространстве параметров X_j область безотказных ситуаций. Рабочая область – это область возможных изменений параметров X_j в том же n -мерном пространстве параметров. Безотказность (вероятность безотказной работы) оценивается вероятностью попадания случайной величины Ω_0 в детерминированную (заданную) Ω [4], т.е. $p\{\Omega_0 \subset \Omega\}$. Заданными являются основные функции оборудования Y , например для насоса это расход и давление на выходе. Случайными переменными X_j в нашем примере являются диаметр ротора, толщина стенок, уровень питающего электродвигатель напряжения, износ и температура подшипников и т.д. под влиянием внешних дестабилизирующих факторов (в том числе фактора времени) образованная случайными переменными X_j рабочая область приходит в движение относительно области безотказной работы. От этих эволюций рабочей области изменяется вероятность попадания $p\{\Omega_0 \subset \Omega\}$, при этом могут возникать парадоксальные ситуации, когда с течением времени (на каком-то участке) вероятность попадания $p\{\Omega_0 \subset \Omega\}$ увеличивается. В общем случае параметр Y представляет собой k -мерный векторный нестационарный случайный процесс. Исследования [3,4] показали, что аппроксимация его скалярным процессом (только как случайной функции времени) не только – единственно возможный путь к получению оценок надежности по постепенным отказам, но и достаточно корректна, т.к. при вычислении (или моделировании) функции $Y=f(X_1, X_2, \dots, X_j, \dots, X_n)$ другие факторы учитываются.

Постепенным отказом, с точки зрения исследований описанных областей, является пересечение т.н. рабочей точкой [3] границы Ω . Рабочей точкой называют случайную реализацию Y как результат “набора” случайных реализаций X_j , т.е. $y=f(x_1, x_2, \dots, x_j, \dots, x_n)$. Статистической оценкой вероятности $p\{\Omega_0 \subset \Omega\}$ является известное выражение $p=1-N_{отк}/N$, где $N_{отк}$ – число отказовых реализаций параметра Y , т.е. часть объема рабочей области, не содержащейся в области безотказной работы $p=1-V_{\Omega_{отк}}/V_{\Omega}$, где $\Omega_{отк} = \Omega - \Omega_0 \cap \Omega$, а N – общее число реализаций Ω_0 . Как видим задача оценки безотказности сводится к определению

$p=1-N_{отк}/N$. Проще всего такое решение получить с помощью статистического моделирования областей Ω_0 и Ω с оценкой попадания каждой из реализаций Ω_0 в Ω , т.е. N реализаций $y=f(x_1, x_2, \dots, x_j, \dots, x_n)$. В данном случае число реализаций N диктуется соображениями достоверности. При априори неизвестной моделируемой функции $Y=f(X_1, X_2, \dots, X_j, \dots, X_n)$ последняя может быть получена с помощью планированного эксперимента как уравнение регрессии. Эволюции рабочей области описываются четырьмя основными моделями, упрощающими исследование случайного процесса $Y(t)$. Таким образом, показатели наработки на отказ могут быть представлены в виде функции времени, что, в свою очередь позволяет оценить тенденции изменения качества функционирования оборудования.

Решение задачи надежностного синтеза (в данном случае задачи обеспечения заданного уровня безотказности по постепенным отказам) состоит в том, чтобы построить такую рабочую область, которая с заданной вероятностью принадлежит области безотказной работы. Этому решению способствует метод визуализации двумерных отображений Ω_0 и Ω с последующей компьютерной интерпретацией этих отображений [4]. Решаются и задачи оптимизации “при заданном уровне стоимости изделия максимизировать его безотказность”, “при заданной безотказности минимизировать стоимость”.

Методы оценки показателей безотказности и обеспечения заданного уровня качества и надежности по постепенным отказам нашли свое отражение в инженерной методике и соответствующем пакете прикладных программ, и, таким образом, ряд вопросов, связанных с приближением предельного состояния находит свое решение.

Список литературы: 1.Шишонов Н.А., Репкин В.Ф., Барвинский Л.Л. Основы теории надежности и эксплуатации радиоэлектронной техники., М.. “Советское радио”, 1965.-265с. 2. ДСТУ 2860-94. Надійність техніки. Терміни та визначення. 3.Стадник О.А. Исследование областей безотказной работы технических средств. Стандарты и качество, №8. М.:Изд-во Стандартов, 1989.-С.32-38. 4.Стадник О.А. Эволюции рабочей области. Обеспечение надежности и качества сложных систем. Владивосток.: Изд-во ДВНЦ АН СССР, 1985. С.24-32.

ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІКИ ГІДРОІМПУЛЬСНОГО ПРИВОДУ ВІБРАЦІЙНОЇ РОЗКОЧУВАЛЬНОЇ МАШИНИ

Іскович-Лотоцький Р.Д., Обертюх Р.Р. (ВДТУ, м. Вінниця, Україна),
Томчук В.І. (БАТ ВПЗ, м. Вінниця, Україна)

Given paper is devoted to the dynamical and mathematical modeling of the vibration roll burnishing machine with hydropulse drive. Presented mathematical expressions prove considerable non-linearity of the model that should be taken into account during stability study of the hydropulse drive as well as during its performance quality investigation.

Для дослідження динаміки гідроімпульсного приводу вібраційної розкочувальної машини (ВРМ) розглянемо його структурно-розрахункову схему з уточненням конструктивного виконання складових елементів (рис.1). В штокову порожнину А виконавчого гідродвигуна за схемою "на виході" [1] підключено однокаскадний віброзбуджувач з кульковим запірним елементом. Поршнева порожнина В гідродвигуна через порожнини Е та Д керованого зворотного клапана з'єднана з напірною гідролінією l_1 . На зливний гідролінії віброзбуджувача l_6 встановлено регульований дросель f_{dp1} . Поршнева порожнина Н зворотного клапана гідролінією l_7 з'єднується

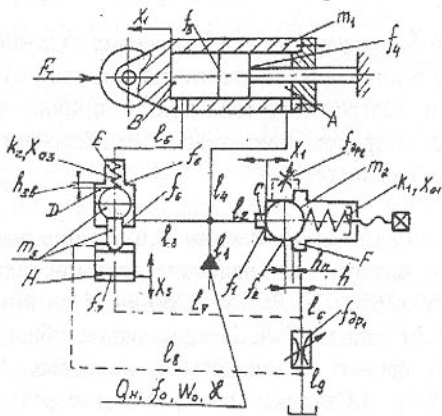


Рис.1. Структурно-розрахункова схема гідроімпульсного приводу ВРМ

перед дроселем f_{dp1} зі зливною гідролінією l_6 , а дренажна гідролінія l_8 зворотного клапана приєднана до зливної гідролінії l_8 після дроселя f_{dp1} . Дросель f_{dp2} призначений для стабілізації режиму закриття віброзбуджувача.

Динамічна модель цього приводу представлена на рис. 2 у вигляді трьохмасової системи, маси якої навантажені зовнішніми силами і зв'язані з нерухомими елементами приво-

долженна мати високу жорсткість, яку можна реалізувати при малому об'ємі напірних гідроліній та порожнин W_0 . Як згадувалося вище, за таких умов доцільно прийняти "пружну зосереджену" модель робочої рідини [2], нех-

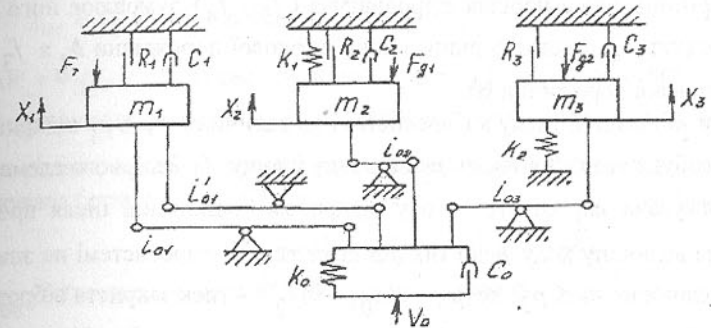


Рис.2. Динамічна модель гідроімпульсного приводу ВРМ

туючи масою рідини в напірному об'ємі, а гідравлічну ланку привода представити у вигляді вязкопружної моделі Кельвіна-Фохта, яка складена з двох паралельно з'єднаних безінерційних пружного k_0 та дисипативного c_0 елементів [3]. Ця ланка може деформуватися з певною швидкістю і взаємодіяти з іншими ланками (масами) привода через передаточні відношення i_{01}, i_{02}, i_{03} .

Жорсткість пружного елемента гідравлічної ланки доцільно визначати по відношенню до опосередкованої площі поперечного перетину напірної гідролінії за формулою

$$f_0 = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} (l_i f_i)}{\sum_{i=1}^{i=n} l_i}, \quad (1)$$

де l_i, f_i - відповідно довжина та площа перетину i -го каналу (гідролінії) напірної порожнини привода.

Цикл роботи гідроімпульсного приводу можна розділити на фази, які з метою спрощення аналізу його динаміки, зводяться до двох періодів - прямого та зворотного ходу виконавчого гідродвигуна. Динамічна модель ілюструє прямий хід гідродвигуна, який здійснюється наступним чином. При закритому віброзбуджувачі поточний тиск у гідросистемі $p_r < p_1$, де

$p_1 = k_1 x_{01} f_1^{-1}$ - тиск відкриття віброзбуджувача, k_1 - жорсткість пружини регулятора тиску віброзбуджувача, x_{01} - попередня деформація цієї пружини, f_1 - площа поперечного перетину порожнини С, що перекривається запірним елементом віброзбуджувача. Робоча рідина з напірної гідролінії l_1 через гідролінії l_3, l_4 , порожнини Д та Е зворотного клапана і гідролінією l_5

надходить в штокову А і поршневу В порожнини гідродвигуна. Зростання тиску у цих порожнинах відбувається до величини $p_r \geq p_{0r}$ (p_{0r} - тиск робочої рідини, що відповідає стаціонарному опору гідродвигуна) і в результаті різниці площ поршня гідродвигуна ($f_3 - f_4$) зумовлює його робочий хід (тут f_4 - площа поршня з боку штокової порожнини А, а f_3 - з боку поршневої порожнини В).

При збільшенні тиску в гідросистемі до величини $p_r \geq p_1$ відкривається вібробуджувач. Дія тиску p_1 на повну площу f_2 запірного елемента вібробуджувача m_2 фіксує його у відкритому положенні після проходження на величину ходу h до тих пір поки тиск в гідросистемі не знизиться до величини $p_r \leq p_2$, де $p_2 = k(x_{01} + h)f_2^{-1}$ - тиск закриття вібробуджувача. В момент відкриття вібробуджувача поява потоку через дросель $f_{др1}$ спричиняє збільшення тиску в порожнині Н від $p_r = p_{3л}$ ($p_{3л}$ - тиск в зливній гідролінії l_9) до $p_r = p_2$, який діючи на площу поршня f_7 зворотного клапана, закриває його і відключає таким чином гідролінію l_5 і порожнини Е та В від гідроліній l_3, l_2, l_1 , які через відкритий вібробуджувач з'єднані із зливною гідролінією l_6 . Таке спрацювання зворотного клапана в період відкриття вібробуджувача зберігає в порожнині В тиск робочої рідини на рівні p_1 .

При зменшенні тиску в гідросистемі до рівня $p_r \leq p_2$ вібробуджувач закривається, тиск в напірній порожнині привода знову зростає до величини p_1 , зворотний клапан відкривається і цикл повторюється.

Вмикання вібробуджувача "на виході" з порожнини А спричиняє, як при прямому так і при зворотному ходах його запірного елемента, вібраційні мікропереміщення корпусу гідродвигуна з розкатником (шток якого закріплений нерухомо) в одному напрямку, але з різними зусиллями. Практично ці переміщення відбуваються в межах пластичної та пружної деформації заготовки розкочуваного кільця підшипника.

На фазі циклу роботи привода, коли тиск в напірній порожнині відповідає стаціонарному опору, жорсткість пружного елемента гідравлічної ланки гідросистеми є величиною сталою і визначається по відношенню до початкового об'єму W_0 та опосередкованої площі перетину напірної гідролінії f_0 за відомою залежністю [1]

$$k_{on} = f_0^2 \chi W_0^{-1} = const, \quad (2)$$

де χ - зведений модуль пружності гідросистеми.

В процесі руху ланок привода (при допущенні, що $\chi = const$) жорсткість пружного елемента гідравлічної ланки змінюється за законом

$$k_{or} = f_0^2 \chi \cdot [W_0 + \Delta W + (f_3 - f_4)x_1 + f_{1(2)}x_2]^{-1}, \quad (3)$$

де $\Delta W = W_0 p_r \chi^{-1}$ - стиснений об'єм; $(f_3 - f_4) \cdot x_1$ - об'єм рідини, що йде на переміщення гідродвигуна за поточною координатою x_1 ; $f_{1(2)}x_2$ - об'єм рідини, що обумовлений переміщенням запірного елемента вібробуджувача (при $p_r < p_1, f_{1(2)} = f_1$; при $p_r \geq p_1, f_{1(2)} = f_2$). Як правило,

$$W_0 \gg \Delta W + (f_3 - f_4)h_{\partialв} + f_2h, \quad (4)$$

де $h_{\partialв}$ - максимальне переміщення корпусу гідродвигуна; h - хід запірного елемента вібробуджувача.

При виконанні умови (4) зміною жорсткості пружного елемента нехтують і вважають, що $k_{on} \approx k_{or} = k_0 = const$.

Передаточні відношення від гідравлічної ланки до мас привода легко розрахувати при $p_r < p_{0r}$ за умови незмінності об'єму W_0 при визначенні жорсткості пружного елемента гідросистеми по відношенню до площ відповідних перетинів гідродвигуна, зворотного клапана і запірного елемента вібробуджувача:

$$k_{01} = f_3^2 \chi W_0^{-1}; k_{02} = f_1^2 \chi W_0^{-1}; k'_{02} = f_2^2 \chi W_0^{-1}; k_{03} = f_5^2 \chi W_0^{-1}, \quad (5)$$

звідки при врахуванні залежності (3) відповідно отримаємо

$$k_{01} = k_0 f_3^2 f_0^{-2} = i_{01} k_0; k_{02} = k_0 f_1^2 f_0^{-2} = i_{02} k_0; k'_{02} = k_0 f_2^2 f_0^{-2} = i'_{02} k_0;$$

$$k_{03} = k_0 f_5^2 f_0^{-2} = i_{03} k_0; k_{04} = k_0 f_4^2 f_0^{-2} = i_{01} k_0,$$

де

$$i_{01} = f_3^2 f_0^{-2}; i_{02} = f_1^2 f_0^{-2}; i'_{02} = f_2^2 f_0^{-2}; i_{03} = f_5^2 f_0^{-2}; i_{01} = f_4^2 f_0^{-2}. \quad (6)$$

Деформацію гідравлічної ланки при $p_2 \leq p_r \leq p_1$ можна розглядати як

$$x'_{0r} = p_r f_0 k_0^{-1}. \quad (7)$$

При зведенні деформації гідравлічної ланки до відповідних мас привода, наприклад, маси m_1 можна скористатися за аналогією з (7) співвідношенням

$$p_r = x_{0r} k_0 f_0^{-1} = x_{f_3} k_{01} f_3^{-1}, \quad (8)$$

звідки

$$x_{f_3} = \frac{x_{0r} k_0 f_3}{f_0 k_{01}} = \frac{x_{0r} k_0 f_3}{f_0 i_{01} k_0} = x_{0r} i_{01}^{-0,5}. \quad (9)$$

Аналогічні залежності можна отримати для деформації гідравлічної ланки при зведенні її до мас m_2 та m_3 . Вони мають вигляд:

$$x_{f_1} = x_{0r} \cdot i_{02}^{-0,5}; x_{f_2} = x_{0r} \cdot (i_{02})^{-0,5}; x_{f_5} = x_{0r} \cdot i_{03}^{-0,5}; x_{f_4} = x_{04} \cdot (i_{01})^{-0,5}.$$

Відомо[1], що тиски "відкриття" p_1 та p_2 "закриття" віброзбуджувача зв'язані співвідношенням

$$p_2 \cong p_1 f_1 f_2^{-1}. \quad (10)$$

Тоді зв'язок між деформаціями гідравлічної ланки в період прямого ходу знаходиться наступним чином:

$$x_{0\max} = p_1 f_0 k_0^{-1}; \quad x_{0k} = p_2 f_0 k_0^{-1} = p_1 f_0 f_1 (f_2 k_0)^{-1} = x_{0\max} f_1 f_2^{-1} = x_{0\max} i_{21}^{-0,5}, \quad (11)$$

де $x_{0\max}, x_{0k}$ - відповідно деформація гідравлічної ланки при відкритті та закритті запірного елемента віброзбуджувача; $i_{21} = f_1^2 / f_2^2$ - передаточне відношення між перетинами запірного елемента автоматичного віброзбуджувача, яке характеризує його зворотний зв'язок за тиском.

Опір деформуванню F_{f_0} дисипативного елемента гідравлічної ланки привода можна наближено визначити за законом Ньютона, якщо вважати діаметр $d_0 = \sqrt{\frac{f_0}{0,785}}$ характерним розміром опосередкованої напірної гідролінії. На підставі цього можна записати

$$F_{f_0} = \tau_0 \cdot f_0 = \mu \cdot \left(\frac{d\bar{x}_{0r}}{dr_0} \right) f_0 \approx 0,785 \mu d_0 \bar{x}_{0r} \approx c_0 \dot{x}_{0r}, \quad (12)$$

де $\tau_0 = \mu d\bar{x}_{0r} / dr_0 \approx \mu \bar{x} / d_0$ - напруження зсуву в рідині; μ - динамічна в'язкість робочої рідини; $d\bar{x}_{0r} / dr_0$ - наближений середній градієнт швидкості; $\bar{x}_{0r}$ - середня швидкість деформації гідравлічної ланки; $c_0 = 0,785 \mu d_0 \bar{x}_{0r}$ - коефіцієнт вязкого опору деформуванню гідравлічної ланки; $\bar{x}_{0r} \approx \dot{x}_{0r}$.

При зведенні дисипативного елемента гідравлічної ланки до перетинів ланок привода дисипативний опір F_{f_i} знаходиться по аналогії з формулою (12) у вигляді

$$F_{f_i} = \tau_i \cdot f_i \approx \mu [(\dot{x}_{f_i} - \dot{x}_i) d_{f_i}^{-1}] \cdot f_i = i_{0i}^{0,5} c_0 (\dot{x}_{f_i} - \dot{x}_i), \quad (13)$$

де $i=1,2,3,\dots,n$; $i_{0i} = f_i^2 / f_0^2 = 0,785 d_{f_i}^2 / (0,785 d_0^2) = d_{f_i}^2 / d_0^2$.

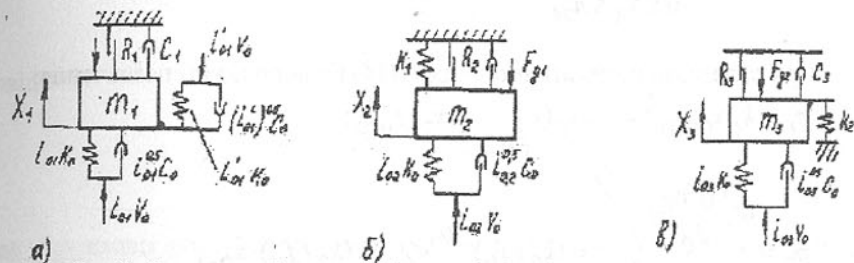


Рис.3. Одномасові динамічні моделі гідроімпульсного привода

На підставі викладених міркувань, динамічну модель прямого ходу можна представити у вигляді трьох простих моделей (рис. 3). Використовуючи ці моделі та принцип Даламбера, складаємо математичну модель прямого ходу з врахуванням рівнянь витрат.

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 = i_{01} k_0 (x_{f_3} - x_1) - i_{01} k_0 (x_{f_4} - x_1) - i_{01}^{0,5} c_0 (\dot{x}_{f_3} - \dot{x}_1) + \\ + (i_{01}^{0,5} c_0 (\dot{x}_{f_4} - \dot{x}_1) - R_1 - c_1 \dot{x}_1 - F_T); \\ m_2 \ddot{x}_2 = i_{02} k_0 (x_{f_{1(2)}} - x_2) - k_1 (x_{01} + x_2) - i_{02}^{0,5} c_0 (\dot{x}_{f_{1(2)}} - \dot{x}_2) - \\ - R_2 - c_2 \dot{x}_2 - F_{g1}; \\ m_3 \ddot{x}_3 = i_{03} k_0 (x_{f_5} - x_3) + k_2 (x_{03} - x_3 + h_{3\theta}) - i_{03}^{0,5} c_0 (\dot{x}_{f_5} - \dot{x}_3) - \\ - R_3 - c_3 \dot{x}_3 - F_{g2}; \\ Q_n = \dot{p}_r \chi^{-1} [W_0 + (f_3 - f_4) x_1 + f_{1(2)} x_2 + f_6 x_3] + (f_3 - f_4) \dot{x}_1 + \\ + f_{1(2)} \dot{x}_2 + f_6 \dot{x}_3 + \mu_2 \pi d_2 [(x_2 - h_n) + |(x_2 - h_n)|] \sqrt{\frac{2(p_r - p_{3n})}{\rho}} - Q_{dp2}. \end{cases} \quad (14)$$

Система рівнянь (14) розглядається в межах певних змін координат руху x_1, x_2, x_3 .

$$\begin{aligned}
0 \leq x_1 \leq h_{06}; \\
0 \leq x_2 \leq h; \begin{cases} p_r < p_1; x_{f_{1(2)}} = x_{f_1}; i_{02} = f_1^2 / f_0^2; \\ p_r \geq p_1; x_{f_{1(2)}} = x_{f_2}; i_{02} = f_2^2 / f_0^2; \end{cases} \\
0 \leq x_3 \leq h_{36}.
\end{aligned} \quad (15)$$

При складанні математичної моделі (14) були прийняті позначення:

$$p_r = k_0 x_{0r} f_0^{-1} = i_{02} k_0 (x_{f_{1(2)}} - x_2) f_{1(2)}^{-1};$$

$$\dot{p}_r = \frac{d(k_0 x_{0r} / f_0)}{dt} = (k_0 / f_0) \cdot \frac{dx_{0r}}{dt} = (k_0 / f_0) \cdot \dot{x}_{0r};$$

$$Q_{dp_2} = \mu_{dp_2} f_{dp_2} \sqrt{2(p_r - p_{3l_1}) \rho^{-1}} - \text{витрати через дросель } f_{dp_2}$$

(цей потік з'являється при $p_r \geq p_1$); $d_2 = \sqrt{\frac{f_2}{0,785}} = 1,13 \sqrt{f_2}$ - діаметр запір-ного елемента вібробуджувача; μ_2, μ_{dp_2} - коефіцієнти витрат через вібробуджувач та дросель f_{dp_2} ; h_n - позитивне перекриття запірного елемента вібробуджувача; p_{3l_1} - тиск в зливній гідролінії l_6 ; h_{36} - хід запірного елемента зворотного клапана; ρ - густина робочої рідини; f_6 - площа поперечного перетину штовхача зворотного клапана; F_T - сила технологічного опору розкочуваної заготовки кільця; F_{g_1}, F_{g_2} - сили опору, що зумовлені гідравлічним опором дроселя f_{dp_1} при переміщенні мас m_2, m_3 (дросель є причиною виникнення в гідролініях l_6, l_7 протитиску p_{3l_1}); R_1, R_2, R_3 - сили сухого тертя; c_1, c_2, c_3 - коефіцієнти вязкого опору рухові мас m_1, m_2, m_3 .

Сили F_{g_1} та F_{g_2} можна визначити за формулами у вигляді:

$$F_{g_1} = f_2 \cdot p_{3l_1}; F_{g_2} = f_7 \cdot p_{3l_1}. \quad (16)$$

Тиск у зливних гідролініях l_6, l_7 знайдемо з рівняння балансу витрат, нехтуючи стисненням робочої рідини в об'ємах цих гідроліній та припускаючи, що тиск у зливній гідролінії l_9 дорівнює нулю $p_{3l} \approx 0$.

$$f_7 \cdot \dot{x}_3 + f_2 \cdot \dot{x}_2 = \mu_{dp_1} f_{dp_1} \sqrt{2\rho^{-1}} \cdot \sqrt{p_{3l_1}}, \quad (17)$$

звідки:

$$p_{3l_1} = 0,5(f_7 \dot{x}_3 + f_2 \dot{x}_2)^2 \rho (\mu_{dp_1} f_{dp_1})^{-2}, \quad (18)$$

де f_7 - площа поперечного перетину поршня зворотного клапана з боку порожнини Н; μ_{dp_1}, f_{dp_1} - відповідно коефіцієнт витрат і площа прохідного перетину дроселя f_{dp_1} .

Якщо залежність (18) використати у формулах (16), то можна отримати наступні вирази:

$$\begin{aligned}
F_{g_1} &= 0,5 f_2 (f_7 \dot{x}_3 + f_2 \dot{x}_2)^2 \rho (\mu_{dp_1} f_{dp_1})^{-2} = A_1 (f_7 \dot{x}_3 + f_2 \dot{x}_2)^2; \\
F_{g_2} &= 0,5 f_7 (f_7 \dot{x}_3 + f_2 \dot{x}_2)^2 \rho (\mu_{dp_1} f_{dp_1})^{-2} = A_2 (f_7 \dot{x}_3 + f_2 \dot{x}_2)^2,
\end{aligned} \quad (19)$$

$$\text{де } A_1 = 0,5 f_2 \rho (\mu_{dp_1} f_{dp_1})^{-2}; A_2 = 0,5 f_7 \rho (\mu_{dp_1} f_{dp_1})^{-2}.$$

Оскільки $A_2 = i_{27}^{0,5} A_1$, де $i_{27} = f_7^2 / f_2^2$, то співвідношення між силами F_{g_1} та F_{g_2} записується формулою

$$F_{g_2} = F_{g_1} \cdot \frac{A_2}{A_1} = F_{g_1} \cdot i_{27}^{0,5}. \quad (20)$$

Розділимо кожне з диференціальних рівнянь руху системи (14) відповідно на m_1, m_2, m_3 та з врахуванням наведених вище співвідношень (15)-(20) і ряду перетворень запишемо систему диференціальних рівнянь:

$$\begin{cases} \ddot{x}_1 + 2\beta_1 \dot{x}_1 + (1 - i_{34})\omega_1^2 \cdot x_1 + a_1 = i_{01}^{-0,5} \cdot (1 - i_{34}^{0,5}) \cdot \omega_1^2 x_{0r}; \\ \ddot{x}_2 + 2\beta_2 \dot{x}_2 + (i_{31(2)} \gamma_{21} \omega_1^2 + \omega_2^2) x_2 + F_{g1} / m_1 + a_2 = \\ = i_{31(2)} \gamma_{21} x_{f1(2)} \omega_1^2; \\ \ddot{x}_3 + 2\beta_3 \dot{x}_3 + (i_{35} \gamma_{31} \omega_1^2 + \omega_3^2) x_3 + i_{27}^{0,5} F_{g1} / m_3 + a_3 = \\ = i_{35} \cdot i_{03}^{-0,5} \cdot \gamma_{31} \omega_1^2 x_{0r}. \end{cases} \quad (21)$$

Система рівнянь (21) розглядається в межах зміни координат руху:

$$0 \leq x_1 \leq h_{\partial\partial};$$

$$0 \leq x_2 \leq h$$

$$\text{при} \begin{cases} p_r < p_1; x_{f1(2)} = x_{f1} = i_{02}^{-0,5} x_{0r}; i_{31(2)} = (f_1 / f_3)^2; \\ p_r \geq p_1; x_{f1(2)} = x_{f2} = (i_{02}')^{-0,5} x_{0r} = (i_{12} i_{02})^{-0,5} x_{0r} = \\ = i_{12} x_{f1}; i_{31(2)} = (f_2 / f_3)^2; \end{cases} \quad (22)$$

$$0 \leq x_3 \leq h_{3\partial}.$$

В системі рівнянь (21) прийняті наступні позначення:

$$\omega_1^2 = i_{01} \cdot k_0 / m_1; \omega_2^2 = k_1 / m_2; \omega_3^2 = k_2 / m_3 - \text{власні частоти системи};$$

$$\beta_1 = c_1' / 2m_1; \beta_2 = c_2' / 2m_2; \beta_3 = c_3' / 2m_3 - \text{коефіцієнти демпфірування системи};$$

$$C_1' = C_1 + C_0 [i_{01}^{0,5} (\frac{\dot{x}_{f3}}{\dot{x}_3} - 1) - (i_{01}')^{0,5} (\frac{\dot{x}_{f4}}{\dot{x}_1} - 1)],$$

$$C_2' = C_2 + i_{02(02')}^{0,5} C_0 (\frac{\dot{x}_{f1(2)}}{\dot{x}_2} - 1), C_3' = C_3 + i_{03}^{0,5} C_0 (\frac{\dot{x}_{f5}}{\dot{x}_3} - 1) - \text{зведені коефі-}$$

цієнти в'язкого опору рухові ланок привода, в яких прийняті позначення

$$i_{02(02')} = f_1^2 / f_0^2; \dot{x}_{f1(2)} = \dot{x}_{f1} \text{ (при } p_r < p_1) \text{ та}$$

$$i_{02(02')} = f_2^2 / f_0^2; \dot{x}_{f1(2)} = \dot{x}_{f2} \text{ (при } p_r \geq p_1);$$

$$a_1 = (R_1 + F_T) / m_1 \text{ (при допущенні, що } F_T = \text{const}), a_2 = \omega_2^2 x_{01} + R_2 / m_2 \text{ та}$$

$$a_3 = R_3 / m_3 - \omega_3^2 (x_{03} + h_{3\partial}) - \text{постійні складові прискорення ланок};$$

$$i_{34} = f_4^2 / f_3^2, i_{31(2)} = f_1^2 / f_3^2 \text{ (при } p_r < p_1) \text{ та } i_{31(2)} = f_2^2 / f_3^2 \text{ (при } p_r \geq p_1)$$

$$- \text{передаточні відношення в середині системи}; \gamma_{21} = m_1 / m_2, \gamma_{31} = m_1 / m_3 -$$

$$\text{співвідношення мас ланок системи (відносні маси)}.$$

Система рівнянь (21) є математичною моделлю привода розкочування кілець підшипників, що забезпечує створення сталої та вібраційної складових радіального робочого зусилля розкатником. Фактично вона описує вимушені коливання ланок привода, бо за допомогою системи рівнянь (21) може бути описаний також процес зворотного руху розкатника (зворотного руху ланок привода), при якому деформація гідравлічної ланки змінюється в межах від x_{0r} до $x_{03\partial}$, де $x_{03\partial}$ - деформація гідравлічної ланки, що відповідає тиску в зливній порожнині (гідролінії l_9) та жорсткості $k_{03\partial}$ пружного елемента гідравлічної ланки, визначеного через об'єм $W_{3\partial}$ зливної порожнини та опосередкований перетин зливної гідролінії $f_{03\partial}$.

$$k_{03\partial} = f_{03\partial}^2 \chi / W_{3\partial}. \quad (23)$$

Оскільки, як правило, $f_{03\partial} \geq f_{03\partial}$, а $W_0 \gg W_{3\partial}$, маємо $k_{0r} \gg k_{03\partial}$. Тоді можна вважати, що в період зворотного ходу $x_{03\partial} = 0$ та $0 \leq x_{0r} \leq x_{0k}$.

При розробці методики інженерного розрахунку розглянутого вібраційного гідроімпульсного привода, систему рівнянь (21) можна спростити. У цьому випадку приймається допущення, що сухе тертя відсутнє і рухомі маси переміщуються тільки в рідинному режимі тертя, а сили опору F_{g1}, F_{g2} незначні і ними можна знехтувати [1]. Таким чином, наприклад, для першого диференціального рівняння системи, що описує рух робочого органу машини, суттєвими параметрами є тільки швидкість та прискорення. Така спрощена математична модель легко досліджується чисельними або аналітичними методами.

Список литературы: 1. Искович-Лотоцкий Р. Д., Матвеев И. Б., Крат В. А. Машины вибрационного и виброударного действия. - Киев: Техніка, 1982. - 208 с. 2. Бочаров Ю. А. Основы общей теории гидравлических кузнечно-штамповочных машин // Машины и технология обработки металлов давлением. - М., 1980. - С. 12-40. - (Тр. МВТУ; № 335). 3. Пановко Я. Г. Введение в теорию механического удара. - М.: Наука, 1977. - 224 с.

ДИАГНОСТИЧЕСКИЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ОЦЕНКИ СЛУЖЕБНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДИНАМИЧЕСКИ НАГРУЖЕННЫХ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ

Ишин Н. Н., Басинюк В. Л., Берестнев Я. О., Антюшеня Л. М.
(Минск, ИНДМАШ НАН Беларуси)

The diagnostic complex for an estimation of the service characteristics of dynamically loaded friction parts is designed and produced. It gives the possibility to fix in real time the lubricating layer depth and loading of parts simultaneously.

К одной из наиболее интегральных характеристик контактного взаимодействия смазываемых поверхностей можно отнести толщину смазочного слоя, величина которой тесно взаимосвязана с ресурсом работоспособности фрикционного сопряжения. При этом необходимо учитывать, что толщина смазочного слоя и его свойства определяются целым комплексом факторов, включающим индивидуальные характеристики взаимодействующих поверхностей, в том числе топографию и параметры шероховатостей, схему их предварительной очистки и приработки, скоростные, тепловые и нагрузочные режимы и их изменением во времени, вязкость и химический состав смазки.

Расчетному определению толщин смазочных слоев при фрикционном контакте посвящено значительное число работ. Однако, учитывая многообразие и сложность учета в динамически нагруженных сопряжениях взаимного влияния факторов, определяющих величину этого параметра и его свойства, при создании математической модели триботехнического сопряжения вводятся те или иные допущения, зачастую приводящие к значительным отклонениям расчетных величин от действительных. Поэтому наиболее надежным и достоверным способом их определения являются непосредственные измерения этих характеристик экспериментальным путем в процессе тестирования исследуемого сопряжения по заданной программе нагружения. Затем на основе полученных данных может быть построена и исследована на ПЭВМ реальная полуэмпирическая расчетная

модель, связывающая толщину смазочного слоя с вязкостными, геометрическими, нагрузочными и скоростными факторами.

Определение величин объемной температуры, геометрии контактирующих поверхностей, скоростных факторов, вязкости и пьезокоэффициента смазочного материала как правило, не вызывает значительных трудностей. Сложнее обстоит дело с оценкой мгновенных значений нагруженности и толщин смазочного слоя.

Наиболее точно нагруженность в технически сложных сопряжениях может быть определена тензометрированием, по результатам которого при накоплении определенного объема информации оценка амплитудных значений может быть осуществлена путем перехода к более простым измерениям виброакустических параметров. Толщины смазочных слоев измеряются различными способами. Однако в геометрически сложных, труднодоступных, нестационарно нагруженных сопряжениях их величины наиболее целесообразно определять методом измерения падения напряжения в масляном слое, т.к. данный способ сочетает высокую чувствительность с относительно несложной схемой реализации [1]. Это послужило основой для его принятия в качестве базового при реализации предлагаемого подхода и создании в ИНДМАШ НАН Беларуси диагностического комплекса для оценки служебных характеристик динамически нагруженных сопряжений.

Созданный диагностический микропроцессорный комплекс ориентирован на решение следующих задач:

- определение толщин смазочных слоев в динамически нагруженных сопряжениях реальных объектов типа зубчатых передач;

- выявление режимов нагружения, при которых в процессе взаимодействия контактирующих поверхностей происходит разрушение смазочных слоев;

- осуществление безразборной диагностики состояния контактирующих поверхностей при ускоренных испытаниях;

- оценку служебных характеристик смазывающих материалов при моделировании различных, включая максимально приближенные к эксплуатационным условиям, режимов нагружения;

- исследование процессов приработки и их ускоренная реализация при испытаниях трущихся сопряжений.

Для отработки создаваемого диагностического комплекса, в большей мере ориентированного на оценку служебных характеристик трущихся сопряжений в процессе их тестирования по заданной программе, был выбран стенд по схеме с разомкнутым силовым контуром.

Стенд состоит из электродвигателя постоянного тока мощностью 75 кВт с плавно регулируемой от тиристорного преобразователя скоростью

вращения в диапазоне 2...300 рад/с, электроизолированного от заземленных элементов испытуемого редуктора, нагружающего устройства в виде порошкового тормоза ПТ-250 с тормозным моментом 20...2500 Н·м., системой смазки, охлаждения, защиты, управления и контроля. Смазка редуктора - поливом с принудительной подачей масла в зону зацепления из бака.

Микропроцессорная аппаратно-программная часть комплекса позволяет вести одновременную регистрацию в реальном масштабе времени и последующую обработку до 8-ми однородных или разнородных процессов с аналоговыми сигналами и частотами изменения до 5 кГц [2].

Обработка и анализ данных осуществляется на ПЭВМ посредством специализированной для зубчатых передач программы. В рамках этой программы в режиме работы диагностического комплекса осуществляется тарировка трактов контроля толщин смазочных слоев и нагруженности зубьев, определяются толщины смазочных слоев и нагруженность каждого зуба при входе в зацепление и в его полюсе, оценивается ориентировочное влияние анализируемых триботехнических и нагрузочных параметров на ресурс работоспособности зубчатых сопряжений.

Апробация комплекса осуществлялась на примере диагностирования прямозубой эвольвентной зубчатой передачи, имеющей две стандартные некоррегированные шестерни с одинаковыми числами зубьев $Z=40$ и модулем $m=3$ мм, смазываемые поливом маслом «Индустриальное 20». Съем диагностической информации с трактов контроля толщин смазочных слоев и тензодатчиков осуществлялся посредством токосъемников. Перед сборкой испытуемого редуктора на торце ножки у впадины зуба наклеивались тензорезисторы, соединенные затем в мостовую схему. Перед проведением исследований осуществлялась тарировка измерительных каналов и приработка испытуемой передачи.

Целью испытаний не ставилось проведение широких научных исследований. Определялись технические возможности созданного диагностического комплекса. Поэтому апробация разработанных аппаратно-программных средств осуществлялась на резонансных частотах вращения 100, 150 и 200 рад/с при поддержании близкими к постоянному нагружающим моментам на тензометрируемом зубе 100...120 Нм. Частота съема измерительной информации была принята равной 30000 измерений в секунду, что позволяло при повороте на один угловой шаг зафиксировать не менее 10...12 значений контролируемых параметров и осуществить съем диагностической информации в течении 4 полных оборотов тензометрируемого зубчатого колеса. В процессе проведения испытаний одновременно фиксировались в реальном масштабе времени нагруженность тензометрируемого зуба и толщины смазочных слоев. Числовые массивы, описывающие изменение контролируемых параметров, обрабатывались на

ПЭВМ методами математической статистики. Таким образом была определена величина и характер изменения толщины смазочного слоя при пересопрежении зубьев, рассчитаны параметры зависимости между толщиной смазочного слоя и режимами взаимодействия контактирующих поверхностей.

На рис.1 в качестве примера приведены осциллограммы падений напряжений в смазочных слоях (2) и разбалансированном в результате нагружения зубьев тензомосте (1) при различных скоростях вращения.

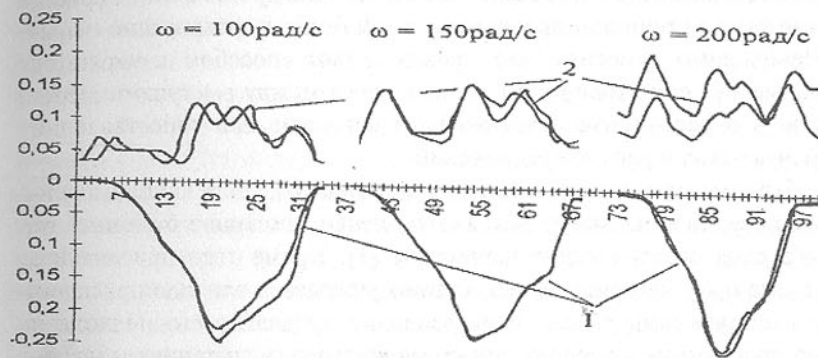


Рис.1. Осциллограммы нагруженности зуба -1, и изменения толщины смазочного слоя в сопряжении при различных скоростях вращения -2. (регистрация сигналов осуществлялась в течении 2-х оборотов колеса)

Анализ полученных результатов показал следующее.

Число пиков на графике падений напряжений в масляном слое совпадает с количеством зубьев, а их форма в полной мере отражает процессы взаимодействия с сопрягаемым колесом. При этом при различных скоростях вращения и нагрузках характер изменения контролируемых параметров на каждом из зубьев при передаточном отношении, равном единице, относительно стабилен для каждого из зубьев, но между зубьями различия в толщинах смазочных слоев при входе в зацепление и его полюсе в исследуемой зубчатой паре значительны.

Характер изменения толщины масляного слоя в процессе зацепления зуба совпадает с теоретическим - от минимальной при входе в зацепление, увеличивается до максимума в полюсе и затем уменьшается при выходе зуба из зацепления. Наблюдался определенный рост толщин смазочных слоев с увеличением скоростей взаимодействия. Вместе с тем, соотношение между максимальными и минимальными значениями этих параметров, достигающие в отдельных случаях величин 1,6...1,8 (снижающиеся с уве-

личением частоты вращения), вряд ли могут быть учтены в рамках инженерных методик расчета. При этом на отдельных режимах нагружения при удовлетворительном характере смазывания в полюсе зацепления в процессе входа в зацепление, вследствие недостаточно эффективной подачи смазки в зону взаимодействия зубьев, толщина смазочного слоя снижалась до 0,15..0,20 мкм, что свидетельствует о переходе контактного взаимодействия к граничному трению. Появление пониженных по сравнению расчетными толщин смазочных слоев при пересопряжении зубьев связано с нестабильностью процесса взаимодействия зубьев в этот период, что должно быть учтено при проведении и тем более форсировании испытаний. Необходимо отметить, что предлагаемым способом измеряются минимальные значения толщин смазочных слоев между выступами шероховатостей, что необходимо принимать во внимание при сопоставлении экспериментальных и расчетных значений.

Необходимо отметить, что при фрикционном контакте на взаимодействующих поверхностях могут возникать пленки, имеющие отличные от смазочного слоя электрические параметры [1]. Кроме того при анализе свойств смазочных материалов необходимо учитывать влияние присадок. Поэтому наиболее эффективно использование предлагаемого подхода и аппаратно-программных средств при сравнительных испытаниях и исследованиях, направленных на оценку влияния геометрии контактирующих поверхностей и режимов их взаимодействия на толщину смазочного слоя.

В целом приведенные результаты показывают высокую стабильность фиксирования контролируемых процессов, что дает возможность использовать диагностический комплекс при проведении экспериментальных исследований.

Список литературы : 1. Райко М.В. Смазка зубчатых передач. Киев, Техника, 1970, -196с. 2. Берестнев О.В., Ишин Н.Н. и др. Создание микропроцессорного комплекса для диагностики технических систем. Ч1. Оперативно-информационные материалы. Мн. 1996., 57с.

ВОССТАНОВЛЕНИЕ И ЗАЩИТА СТАНИН ПРОКАТНЫХ СТАНОВ МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫМИ МАТЕРИАЛАМИ

Ищенко А.А., Семенюта А.Н. (ПГТУ, г. Мариуполь, Украина)

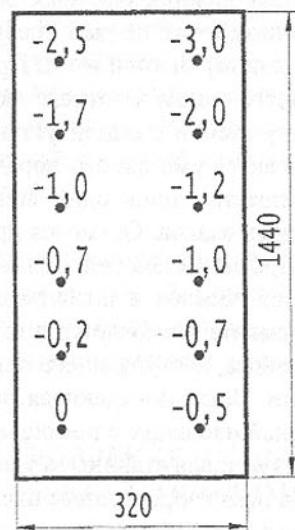
Housings of mills are destroyed as a result of their operation at the place of contact with roll pads/ Method is offered of protection housing with metallopolymer materials. And also this method is tested in the industry.

В последние годы на металлургических заводах Украины складывается непростая ситуация с восстановлением или заменой крупногабаритных станин прокатных станов. Большинство станов с существующими станинами отработало 15 и более лет, а замена износившихся корпусных деталей весом до 100 тонн и более в нынешней сложной экономической ситуации не предвидится. Выходом из положения до настоящего времени оставались наплавка износившихся мест на станинах с последующей механической обработкой. В тех случаях, когда эту операцию можно произвести в механическом цехе металлургического завода, подобная ситуация означает остановку стана на довольно длительное время. Однако, такой выход из положения, в большинстве случаев, отсутствует из-за невозможности обработать с помощью своего станочного парка такую крупногабаритную деталь. Другой путь - наплавка и обработка непосредственно на месте установки стана. Такой подход требует создания специальных станков, которые устанавливаются в проем клетки и ведут обработку наплавляемых мест на станине с помощью фрезерных головок. Отдельные металлургические комбинаты (например комбинат "Азовсталь") силами своей механослужбы изготовил два специальных станка выполняющих такую операцию во время капитальных ремонтов стана. Однако, при этом обработка четырех опорных площадок, например под подушками нижних опорных валков, ведется с переустановкой станка, что в конечном итоге не дает требуемой точности по параллельности обрабатываемых поверхностей и т.п. Проблема может быть решена с помощью специального станка изготовленного на НКМЗ и позволяющего выполнять обработку станин с одной установки. Однако, стоимость подобной операции становится уже одного порядка со стоимостью новой станины, а при этом решается лишь один вопрос с опорными площадками под подушки прокатных валков. Остаются проблемы с изношенными плоскостями лап клетки, проемами под гидроцилиндры, разбитыми отверстиями под болты крепления наделок и штифты и т. д. Однако, самый главный недостаток такого ремонта заключается в том, что он не избавляет станину от последующего износа, наступающего сразу же после пуска в работу восстановленной клетки. Вода, попадающая под защитную наделку, установленную на контактной площадке с помощью болтов, вызывает коррозию поверхностных слоев металла станины, а удары по во время прокатки разрушают эти образовавшиеся коррозионные пленки.

Именно поэтому разработанные на кафедре "Механическое оборудование заводов черной металлургии" Приазовского государственного технического университета технологии восстановления проемов станины и защиты их от износа с помощью металлополимерных материалов, безусловно являются очень нужными и востребованными в современном прокатном производстве.

Применение металлополимеров для этих целей позволит решить две взаимосвязанные задачи. Первая из них это защита контактных площадок клетки от износа и выбивания во время работы. Необходимость в такой защите возникает сразу же после восстановления этих площадок традиционным способом - наплавки и механообработки этой поверхности или же при установке новой станины. Использование металлополимеров по разработанной технологии полностью исключает какой-либо износ контактных площадок станины. Обследованные плоскости станины чистой клетки стана 3600 после одного года работы стана после выполнения защиты станины подтвердили отсутствие следов износа и выбивания. Достигается этот результат как за счет использования попадания влаги в зазор между наделкой и станиной, так и за счет демпфирования металлополимером ударов в процессе прокатки. Таким образом, долговечность станины может быть существенно увеличена по критерию износа контактных ее площадок.

Вторая задача - это восстановление проемов станины после уже значительного износа ее контактных площадок до 3-5 мм. Компенсировать этот износ было бы возможно путем увеличения толщины наделок, однако, неравномерность выработки по контактной площадке настолько велика,



что реализовать такую компенсацию не представляется возможным. На рисунке 1 показана сетка замеров плоскости опорной площадки станины под наделкой контактирующей с подушкой опорного вала черновой клетки стана 3600 металлургического комбината "Азовсталь".

Естественно, что толщиной наделки компенсировать такой неравномерный износ невозможно, и в отдельных случаях применяют наделки со ступенчатой опорной поверхностью. Это конечно лишь временный выход из положения. А окончательное решение заключается в наплавке и механообработке. В то же время, исключая этот традиционный подход, восстановить проем станины возможно и с помощью металлополимерных материалов по специальной технологии. Такая работа была выполнена на нижних опорных валках чер-

новой клетки стана 3600 меткомбината "Азовсталь", где с помощью металлополимеров был компенсирован зазор между наделкой и станиной до 5-6 мм. Восстановленная таким образом клеть проработала 8 месяцев без изменения размера проема клетки и необходимости подтягивать болты крепления наделки к станине, что свидетельствует о отсутствии кого-либо износа или разрушения металлополимерных материалов, воспринимающих нагрузку в процессе прокатки.

Следует обратить внимание на то, что в описанных работах по восстановлению клетей, применялся высококачественный металлополимер немецкой фирмы "Диамант металлопластик ГМВН", который в Германии используется в опорах крупных мостов в качестве нивелирующей и демпфирующей защитной прокладки между фермой моста и ее опорами. И этот материал прошел предварительные испытания в лаборатории кафедры МОЗЧМ и учитывая его уникальные свойства, был с успехом применен для решения проблем тяжелонагруженного прокатного оборудования. В то же время известен ряд случаев неудачного решения такой проблемы с помощью металлополимерных материалов. Причина таких неудач заключается как в применении некачественных металлополимерных материалов, в последнее время появляющихся на рынках Украины (в том числе и российского происхождения), так и в отсутствии необходимой технологии решения этой довольно сложной задачи. Достаточно сказать, что простая закатка этого материала в зазор между станиной и наделкой с последующей полимеризацией материала успеха в решении этой проблемы не принесет, т. к. материал выкрашивается и выпадает из той полости, в которую его закачали.

Поэтому, предложенная кафедрой МОЗЧМ и успешно прошедшая испытания в течение трех лет на стане 3600 комбината "Азовсталь" технология восстановления и защиты проемов станины прокатных станов, может найти широкое применение на металлургических заводах и Украины и России. Разработанная технология содержит ряд технологических секретов и позволяет в течении самого короткого времени (3-5 суток) ввести в строй крупные прокатные станы.

Наш адрес: 87500, г. Мариуполь Донецкой обл., пер. Республики, 7. Приазовский госуниверситет. тел. (0629) 31-65-40, факс (0629) 52-99-24.

Рис.1. Распределение износа по одной опорной плоскости под подушкой нижнего опорного вала черновой клетки стана 3600 металлургического комбината "Азовсталь"

К ВОПРОСУ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЗАИМОСВЯЗИ СБОРОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ И КИНЕМАТИКИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ДВИЖЕНИЙ

Ищенко А.Л., Ольховская О.О. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In clause the questions of interrelation kinematics of movements and assembly connections are investigated. The researches were carried out with the morphological analysis. The results can be use at designing technological systems of assembly.

Виды сборки классифицируют по следующим основным признакам [1, 2]: целостности соединений, подвижности составных частей, форме сопрягаемых поверхностей, методу образования соединений. На рис. 1 приведена классификация сборочных соединений [1, 2] в развернутом виде.

Для нахождения зависимости между сборочными соединениями и кинематикой технологических сборочных движений воспользуемся морфологическим анализом [3].

Морфологический анализ проведем в два этапа.

Первый этап - морфологический анализ для получения возможных вариантов сборочных соединений.

Морфологическими признаками является классификация по форме сопрягаемых поверхностей, целостности соединений, по условию подвижности.

Составляем матрицу признаков сборочных соединений, но так как метод образования сборочных соединений есть детализация формы сопрягаемых поверхностей, то этот метод в матрицу признаков не выносим.

$[p_1^1, p_1^2]$ - разъемное, неразъемное соединение.

$[p_2^1, p_2^2]$ - подвижное, неподвижное соединение.

$[p_3^1, p_3^2, p_3^3, p_3^4, p_3^5, p_3^6, p_3^7, \dots]$ - плоское, цилиндрическое, коническое, сферическое, винтовое, профильное, комбинированное, ...

Последняя совокупность морфологических признаков открыта для дальнейшего развития, так как возможно будут использоваться другие формы сопрягаемых поверхностей.

Число возможных вариантов сборочных соединений получается простым перебором морфологических признаков матрицы. Например: $p_1^1 p_2^1 p_3^2$ - соединение разъемное, цилиндрическое, подвижное.

Число возможных вариантов сборочных соединений определяется по формуле:

$$N_1 = \prod_{i=1}^n k_i, \quad (1)$$

где - N_1 - число возможных вариантов сборочных соединений;

n - количество морфологических признаков;

k_i - количество вариантов в i -ом морфологических признаке.

Если построить n -мерное пространство (в данном случае 3-х мерное) и на каждой оси, принадлежащей одному из признаков, отложить его возможные варианты, то получаем «морфологический ящик». В каждой точке его, характеризуемой n конкретными координатами, находится одно возможное движение (рис. 2).

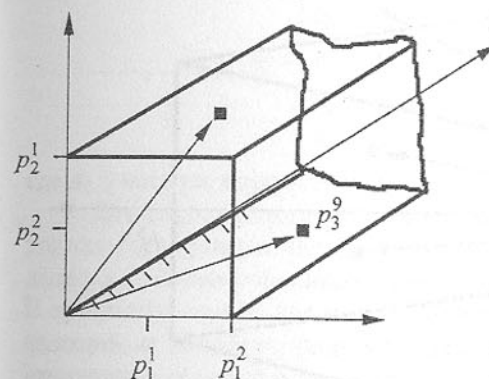


Рис. 2 - Морфологический ящик сборочных соединений

Так как третий морфологический признак может в дальнейшем развиваться, то «морфологический ящик» не имеет границы по одной грани.

Вектора, исходящие из точки 'О, указывают на одно конкретное сочетание морфологических признаков, т.е. получаем конкретное сборочное соединение.

Второй этап - получение возможных вариантов кинематики технологических

(сборочных) движений. Морфологическими признаками, при получении морфологической матрицы, являются: вид движения, количество движений для получения сборочного соединения, и элементарная кинематика движений относительно осей базовой системы координат. Наиболее простой вариант, когда базовая система координат неподвижна и связана с базовой компонентой [4, 5] (т.е. с деталью к которой происходит присоединение остальных компонент, входящих в данное сборочное соединение).

Такой вариант возможен, когда нет в процессе сборки совмещения транспортных и технологических функций.

1. $[b_1^1, b_1^2]$ - нестационарное, стационарное движение.

2. $[b_2^1, b_2^2, b_2^3, b_2^4, b_2^5, b_2^6]$ - от одного до 6 элементарных движений.

3. $[b_3^1, b_3^2]$ - прямолинейное и вращательное движение относительно оси ОХ.

4. $[b_4^1, b_4^2]$ - прямолинейное и вращательное движение относительно оси OY .
 5. $[b_5^1, b_5^2]$ - прямолинейное и вращательное движение относительно оси OZ .

Данной совокупностью морфологических признаков можно описать любое технологическое движение. Морфологические признаки 3, 4, 5 - не все могут быть использованы при описании технологического движения.

На рис. 3 приведен «морфологический ящик» вариантов технологических движений. Число возможных вариантов кинематики технологических

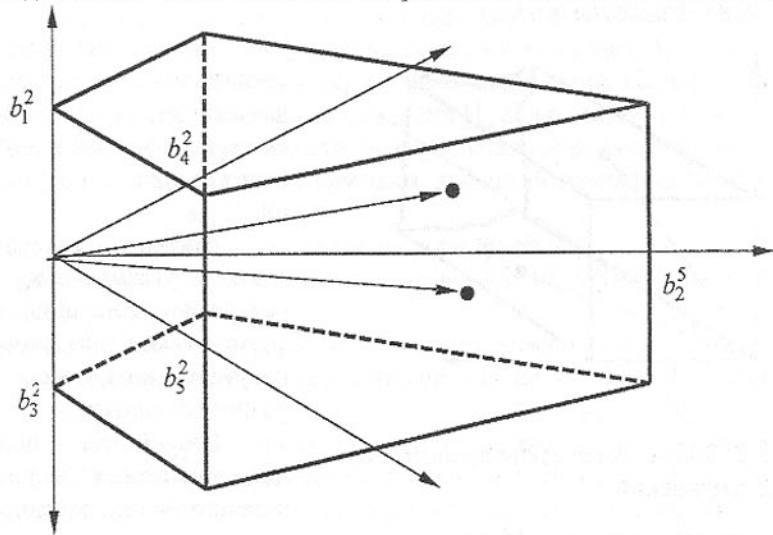


Рис. 3 - Морфологический ящик технологических движений (сборочных) движений определяется по формуле, аналогичной формуле (1):

$$N_2 = \prod_{i=1}^n k_j, \quad (2)$$

где N_2 - число возможных вариантов кинематики технологических движений.

Остальные составляющие, входящие в формулу (2), имеют те же смысловые значения, что и в формуле (1).

Определим число возможных вариантов кинематики технологических движений:

$$N_2 = 2 \times 6 \times 2 \times 2 \times 2 = 96.$$

Вектора, исходящие из точки O (рис. 3), каждый в отдельности, указывают на одно конкретное решение.

Все, вышеописанные морфологические признаки, для каждого этапа представим в матричном виде.

Для первого этапа:

$$A_1 = \begin{vmatrix} p_{11} & p_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ p_{21} & p_{22} & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ p_{31} & p_{32} & p_{33} & p_{34} & p_{35} & p_{36} & \dots & p_{3n} \end{vmatrix}, \quad (3)$$

где A_1 - матрица морфологических признаков сборочных соединений.

$$A_2 = \begin{vmatrix} b_{11} & b_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} & b_{24} & b_{25} & b_{26} \\ b_{31} & b_{32} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_{41} & b_{42} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_{51} & b_{52} & 0 & 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}, \quad (4)$$

где A_2 - матрица морфологических признаков технологических движений.

Для получения конкретного сборочного соединения число матриц A_2 должно быть равным числу элементов, входящих в данное сборочное изделие, в условиях совмещения транспортных и технологических функций. В противном случае, когда совмещение транспортных и технологических функций не возможно (или возможно для сборки нескольких элементов, входящих в сборочное соединение), то число матриц A_2 не равно числу элементов сборочного соединения.

Таким образом, предложенный морфологический поиск позволяет определить любое сочетание кинематики технологического движения и вида соединения сборочных компонент. Это позволяет определить все возможные комбинации кинематики технологических движений и видов соединения сборочных компонент, а также произвести их анализ и выбрать наиболее рациональную комбинацию.

Список литературы: 1. Муценек К. Я. Автоматизация сборки изделий: Издательство АН Латвийской ССР, Рига, 1964. - 164 с. 2. Муценек К. Я. Автоматизация сборочных процессов. - Л.: Машиностроение, 1969. - 108 с. 3. Настасенко В. О. Морфологичний аналіз - методу синтезу тисяч винаходів. - К.: Техніка, 1994. - 44 стор. 4. Косилов В. В. Технологические основы проектирования автоматического сборочного оборудования. М., «Машиностроение», 1976. - 248 с. 5. Лебедовский М. С., Вейц В. Л., Федотов А. И. Научные основы автоматической сборки. - Л.: Машиностроение, 1985. - 316 с.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ СИСТЕМЫ ДЛЯ ПОДАВЛЕНИЯ РАСКАЧИВАНИЯ ГРУЗА НА ГИБКОМ ПОДВЕСЕ

Кабаков А.М., Орлов А.Н., Мамаев Л.М. (ДГТУ, Днепропетровский,
Украина, СГТУ, Санкт-Петербург, Россия)

Differential equations of the small cart motion with suspended weight on the rope and with the putting out oscillation system were received in this work.

Все попытки добиться роста производительности кранов с гибким подвесом груза только увеличением рабочих скоростей обычно приводят к ее снижению, поскольку гашение колебаний груза оборачивается дополнительными затратами времени, а рост необходимых для этого включений вызывает повышенный износ и частые отказы аппаратуры управления [1]. Следовательно, для повышения производительности и надежности кранов необходимо обеспечить перемещение груза с малой амплитудой колебаний в пунктах загрузки-разгрузки. Решение этого вопроса позволило бы использовать такие краны для работы в автоматическом цикле в гибких производственных системах.

На рис.1 представлена расчетная схема движущейся крановой тележки с подвешенным на канатах грузом, который моделируется в виде математического маятника. При построении математической модели управляемого движения тележки будем полагать, что на механизм передвижения тележки установлен двигатель постоянного тока независимого возбуждения.

Для исследования динамики механизмов с электроприводом наибо-

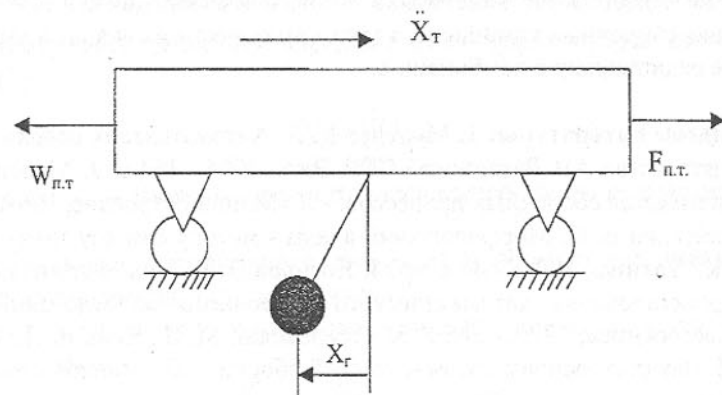


Рис.1. Расчетная схема

лее удобными являются уравнения Лагранжа-Максвелла, которые имеют форму уравнений Лагранжа второго рода и позволяют получать не только уравнения механической части системы, но и связанные с ними уравнения электрической части.

Примем в качестве независимых обобщенных координат (рис.1) абсолютное смещение тележки x_m и смещение центра масс груза относительно тележки x_z .

Тогда уравнения движения механической части крановой тележки – груз – привод могут быть записаны в виде:

$$\ddot{x}_z + 2\delta_x \dot{x}_z + \lambda_x^2 x_z = \ddot{x}_m \quad (1)$$

$$(m_m + I_{n.m.} U_{n.m.}^2) \ddot{x}_m + m_z (2\delta_x \dot{x}_z + \lambda_x^2 x_z) = F_{n.m.} - W_{n.m.},$$

где m_z , m_m и $I_{n.m.}$ – соответственно, массы груза, тележки и момент инерции вращающихся частей привода; $U_{n.m.}$ – кинематическая передаточная функция первого порядка, определяемая по выражению:

$$U_{n.m.} = 2U_p^{n.m.} / D_k, \quad (2)$$

где $U_p^{n.m.}$ – передаточное число редуктора механизма передвижения, D_k – диаметр ходового колеса тележки, $W_{n.m.}$ – сила статического сопротивления передвижения тележки, определенная по известным правилам; $F_{n.m.}$ – приведенное к координате x_m усилие привода;

$$2\delta_x = b_x / m_z, \quad \lambda_x^2 = c_x / m_z,$$

где b_x – коэффициент сопротивления при поперечных колебаниях груза, c_x – коэффициент жесткости при поперечных колебаниях груза.

Уравнение электрической части системы при обычно принимаемых допущениях: а) магнитный поток двигателя постоянен (при данном типе возбуждения), а магнитные связи обмотки двигателя с другими обмотками пренебрежимо малы; б) влияние нелинейностей сопротивления щеточного контакта на электромагнитные процессы в цепи двигателя незначительны, удобно представить в виде динамической характеристики:

$$\tau_z \dot{M}_{n.t.} + M_{n.t.} = K_u U - S \omega_g, \quad (3)$$

где $M_{n.t.}$ – вращающий момент двигателя на его валу; ω_g – угловая скорость вала двигателя; $\tau_z = L_z R_z^{-1}$ – электромагнитная постоянная времени двигателя; (L_z и R_z – индуктивность и магнитное сопротивление цепи якоря); U – напряжение на якоре; $K_u = C_m R_z^{-1}$, где C_m – коэффициент электромагнитного момента двигателя ($M_{n.t.} = C_m I_z$, I_z – ток в цепи якоря); $S = C_E C_m R_z^{-1}$, где C_E – коэффициент противо-ЭДС ($E = C_m \omega_g$).

Коэффициенты C_M и C_E по значению близки друг к другу. Для их оценки можно использовать паспортные данные, рассчитанные для номинального режима работы двигателя:

$$C_M = M_{n.m.} / I_{я.ном.}, \quad C_E = (U_{ном.} - I_{я.ном.} R_A) / \omega_{г.ном.}$$

Примем трансмиссию тележки абсолютно жесткой. Тогда можно записать соотношения:

$$F_{n.m.} = M_{n.m.} U_{n.m.}, \quad \dot{x}_m = \omega_g / U_{n.m.}, \quad (4)$$

где $U_{n.m.}$ определяется по формуле (2). С учетом (4) уравнение (3) может быть записано в виде:

$$\tau_3 \dot{F}_{n.m.} + F_{n.m.} = K_u U_{n.m.} V - S U_{n.m.}^2 \dot{x}_m. \quad (5)$$

Разобьем напряжение на якоре на две составляющие:

$$U = U_0 + \Delta U,$$

где U_0 — напряжение на якоре двигателя, определяющее программный режим движения тележки, ΔU — напряжение обратной связи для гашения колебаний груза.

Для нахождения ΔU воспользуемся результатами работы [2], где рассмотрена задача синтеза оптимального уравнения системой, описываемой уравнением:

$$\ddot{x}_r + 2\delta_x \dot{x}_r + \lambda_x^2 x_r = \ddot{x}_m, \quad (7)$$

где λ_x — вещественный параметр, подчиненный условию

$$|\ddot{x}_m| \leq [\ddot{x}_m]. \quad (8)$$

Ограничение на ускорение тележки (управляющий параметр) определяется соответствующими требованиями к нормальной работе механизма передвижения — условию отсутствия буксования, ограничение нагрузки на конструкцию.

В работе [2] задача ставилась следующим образом: найти оптимальное управление $\ddot{x}_m$ для системы (7) при ограничениях (8), которое перевело бы ее из заданного начального состояния в начало координат при минимизации функционала от положительно определенной квадратичной формы:

$$I = \int_0^m (\dot{x}_r^2 + a \dot{x}_r^2 + d \dot{x}_r^2) dt \rightarrow \min,$$

где $a \geq 0$ и $d > 0$ — весовые коэффициенты, характеризующие значимость каждой из составляющих I .

Поставленная задача решена методом динамического программирования Беллмана; оптимальное уравнение получено в виде:

$$\ddot{x}_m = \begin{cases} k_1 \dot{x}_r + k_2 \ddot{x}_r & \text{при } |\ddot{x}_m| < [\ddot{x}_m] \\ [\ddot{x}_m] & \text{при } |\ddot{x}_m| \geq [\ddot{x}_m], \end{cases} \quad (9)$$

где

$$k_1 = \lambda_x^2 - \sqrt{\lambda_x^4 + \frac{1}{d}}, \quad k_2 = 2\delta_x - \sqrt{4\delta_x^2 + \frac{a}{d} - 2k}. \quad (10)$$

Используя уравнения (1) и (5) и соотношение (9), получим выражение для обратной связи в виде:

$$\Delta U K_u U_{n.m.} = \begin{cases} f_0 \ddot{x}_r + f_1 \dot{x}_r + f_2 x_r & \text{при } |\ddot{x}_m| < [\ddot{x}_m], \\ q_0 \ddot{x}_r + q_1 \dot{x}_r + q_2 x_r & \text{при } |\ddot{x}_m| \geq [\ddot{x}_m], \end{cases} \quad (11)$$

где коэффициенты

$$\begin{aligned} f_0 &= (m_m + I_{n.m.} U_{n.m.}^2)(\tau_3 k_2 + 1) + 2\delta_x \tau_3 m_2, \\ f_1 &= (m_m + I_{n.m.} U_{n.m.}^2)(\tau_3 k_1 + 2\delta_x) + m_2(\tau_3 \lambda_x^2 + 2\delta_x), \\ f_2 &= (m_m + I_{n.m.} U_{n.m.}^2 + m_2) \lambda_x^2, \end{aligned}$$

коэффициенты q_i получаются из выражений для f_i при $k_1 = k_2 = 0$.

Окончательно уравнения для моделирования движения тележки с подвешенным на канатах грузом и системой для гашения его колебаний запишется в виде:

$$\begin{aligned} \ddot{x}_r + 2\delta_x \dot{x}_r + \lambda_x^2 x_r &= \ddot{x}_m; \\ (m_m + I_{n.m.} U_{n.m.}^2) \ddot{x}_m + m_2(2\delta_x \dot{x}_m + \lambda_x^2 x_m) &= F_{n.m.} - W_{n.m.}; \\ \tau_3 \dot{F}_{n.m.} + F_{n.m.} &= K_u U_{n.m.} V + K_v U_{n.m.} \Delta V - S U_{n.m.}^2 \dot{x}_m, \end{aligned} \quad (12)$$

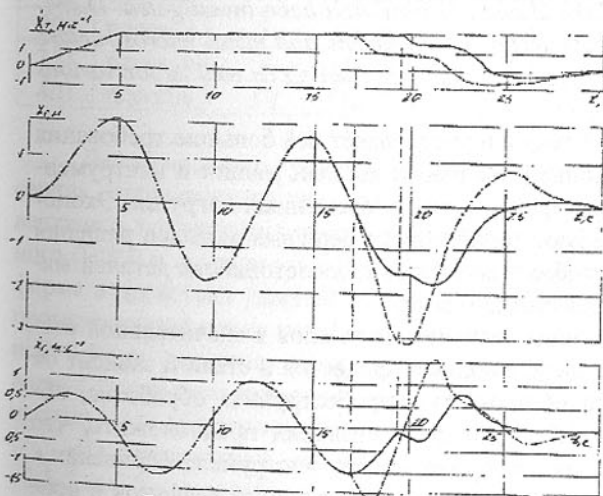


Рис.2. Графики функции

где K_v , $U_{n.m.}$, ΔV — определяется в соответствии с выражениями (11).

На рис.2 в качестве примера приведены графики изменения $\ddot{x}_m$, x_r и $\dot{x}_r$ при включении системы для подавления раскачиваний груза при двух различных состояниях груза причального контейнерного перегружателя.

Выводы:

1. Система для подавления раскачиваний подвешенного на канатах груза позволяет осуществлять управление приводом механизма передвижения крановой тележки согласно алгоритму управления, обеспечивающему эффективное гашение колебаний груза.

2. Функция управления не зависит от режимов движения тележки и управление приводом может накладываться на программный режим движения или включаться при стоящей тележке в случае появления раскачиваний груза.

Список литературы: 1. Орлов А.Н. Пути увеличения производительности высокоскоростных перегрузочных кранов. М.: Промышленный транспорт, 1988. – №4. с.33-35. 2. Аксенов Л.Б., Орлов А.Н. Синтез системы для гашения колебаний груза. – Тула: Подъемно-транспортные машины. ТПИ, 1981. – с.66-69.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТОВ УПРОЧНЕНИЯ ВЗРЫВОМ НА ПРОЦЕСС АЗОТИРОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ

Кавалек А., Дзя Х., Маранда А., Новачевски Е. (ЧПИ, г. Ченстохова, Польша, ЧПИ, г. Ченстохова, Польша, ТВА, г. Варшава, Польша, ТВА, г. Варшава, Польша)

In the article the influence of the explosive hardening technique on the nitrogen hardening process of steel 38HМJ and 33H3MF had been investigated. Distribution of hardness on the cross section of specimens and metal microstructure for different variants of explosive technique of hardening as well as for various methods of nitriding is presented.

Развитие современной техники предъявляет всё большие требования к повышению эксплуатационной прочности деталей машин и инструментов, работающих в условиях трения и знакопеременных нагрузок. Экономические соображения требуют также поиска дешевых методов решения этой задачи. Одним из способов повышения износостойкости деталей машин и инструментов является азотирование.

Энергетическое состояние поверхностного слоя в значительной степени влияет на протекание диффузионных процессов в стали и зависит от предшествующих операций её обработки: дробеструйная обработка, обкатка роликами и другие [1,2]. Этот факт позволил предположить, что применение взрыва в качестве деформирующего инструмента приведёт к получению значительно большей плотности структурных дефектов и про-

стирающихся на большую глубину по сравнению с перечисленными выше способами обработки [3-7]. Поэтому проведение азотирования после упрочнения взрывом облегчит диффузионные процессы и ускорит процессы, происходящие при тепло - физической обработке, а также приведёт к увеличению толщины диффузионного слоя и повышению твёрдости этого слоя.

Упрочнение взрывом и азотирование стали 38ХМЮ

Исследованию подвергнуты образцы стали 38ХМЮ следующего химсостава: С - 0,38%; Мп - 0,39%; Si - 0,33%; Р - 0,02%; S - 0,030%; Cr - 1,5%; Ni - 0,14%; Мо - 0,19%; Cu - 0,18%; Al - 0,9%. Перед проведением упрочнения взрывом образцы поперечного сечения 70х70 мм и высотой 30 мм подвергнуты термическому улучшению с целью получения однородной сорбитной структуры и соответствующей твёрдости. После этой обработки верхнюю поверхность образцов шлифовали и затем проводили упрочнение взрывом. Параметры применяемых режимов процесса упрочнения взрывом приведены в таблице 1.

Таблица 1-Параметры режимов упрочнения взрывом стали 38ХМЮ

№ серии	Форма волны	Толщина ВВ[мм]	Нагрузочная среда	Давление [ГПа]	Время импульса[мс]	Кратность нагружения
1/І	косая	3	ПД ПВВ	21,1	0,53	1
2/І	косая	3	ПД ПВВ	21,1	0,53	3
3/І	плоская	50	ПД СВВ-2	3,73	23,7	3
1/ІІ	плоская	3	Ст. 0,5мм	34,9	0,75	1
2/ІІ	плоская	3	Ст. 0,5мм	34,9	0,75	3
3/ІІ	плоская	6	Ст. 0,5мм	57,1	0,75	1
4/ІІ	плоская	50	ПД СВВ-1	2,47	27,8	3

Деформационное упрочнение взрывом реализовано в двух опытных сериях, отличающиеся тем, что в первой серии опытов нагружаемая поверхность подвергалась воздействию продуктов детонации (ПД) пластичного (ПВВ) и сыпучего (СВВ-1 и СВВ-2) взрывчатого вещества при косой форме воздействия ударной волны, а во второй серии опытов в качестве промежуточной среды нагружения применялась стальная пластина толщиной 0,5 мм, движимая продуктами взрыва при плоской форме ударной волны. Результаты измерения микротвёрдости стали 38ХМЮ по толщине исследуемых образцов приведены на рис 1 и 2.

Из приведенных данных видно, что зона упрочнения составляет ~1,5-2 мм. Ход кривых распределения твёрдости от поверхности образцов,

обработанных взрывом, свидетельствует о низкой эффективности упрочнения взрывом при применении взрывчатых веществ с низкими параметрами (кривая 3, рис.1 и кривая 4, рис.2). Максимальный прирост твердости получен при трехкратном нагружении по режимам 3/І и 2/ІІ таб.1, (кривые 2, на рис.1 и рис.2).

Азотирование стали 38ХМЮ методом "nitreg" реализовано в два



Рис. 1. Распределение микротвердости стали 38ХМЮ первой серии образцов после деформационного упрочнения взрывом

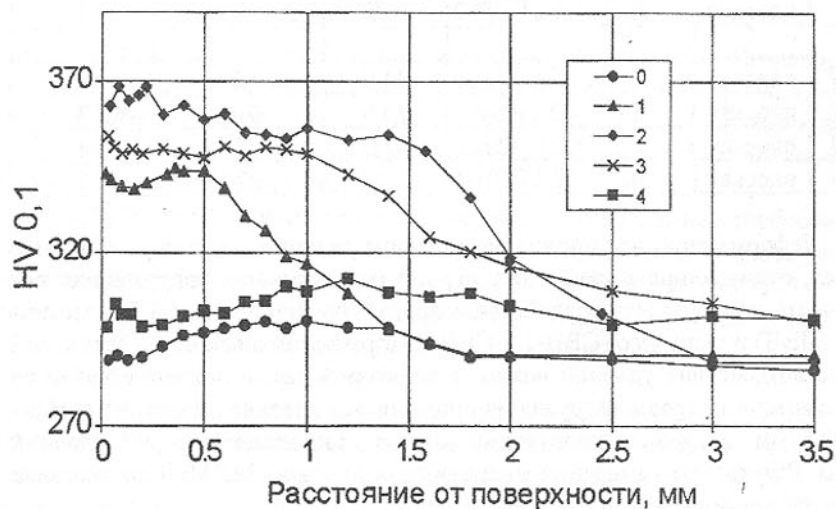


Рис. 2. Распределение микротвердости стали 38ХМЮ второй серии образцов после деформационного упрочнения взрывом

этапа за 22 часа. Первый этап азотирования проведен в атмосфере 100% аммиака при температуре 490°C в течение 4 часов. Второй этап — в атмосфере, состоящей из 45% аммиака и 55% азота при температуре 530°C. В результате проведенной обработки во всех образцах образовалась микроструктура, состоящая из зоны химических соединений (нитридов) и диффузионной зоны. Характерные примеры микроструктуры стали 38ХМЮ, полученные на образцах второй серии после упрочнения взрывом и последующего азотирования, приведены на рис.3.

В результате металлографических исследований обнаружено, что азотированные слои, полученные методом "nitreg", характеризуются другим строением по сравнению со слоем, образующимся в этой стали без предварительного деформационного упрочнения. У поверхности образцов, упрочненных и азотированных, образуется слой азотированного феррита с характерным крупнозернистым строением и толщиной, зависящей от энергии и способа упрочнения взрывом. Под слоем азотированного феррита находится зона сорбита повышенной твердости и строения, характерная для стали 38ХМЮ.

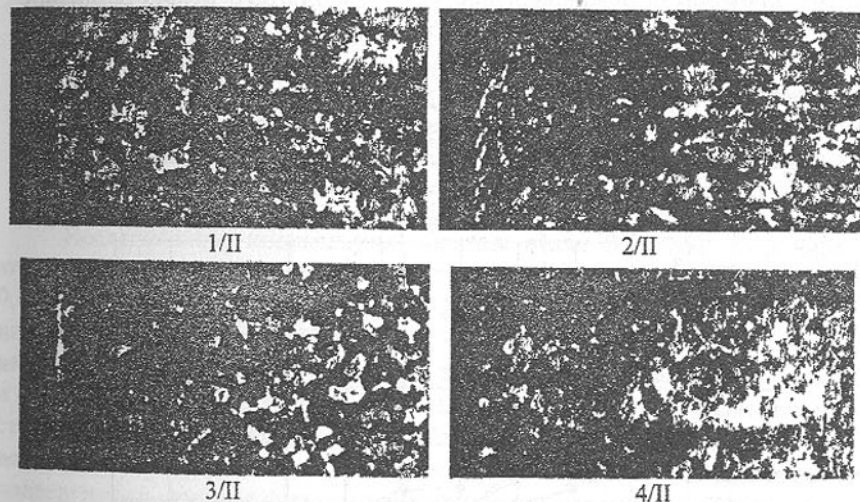


Рис. 3. Вид микроструктуры стали 38 ХМЮ после деформационного упрочнения взрывом и последующего азотирования методом "nitreg" (ІІ серия образцов). Увеличение: 250х

При косой форме ударной волны различной кратности нагружения получены большие толщины слоя азотированного феррита при большей кратности нагружения. Однако, при плоской форме ударной волны с при-

менением стальной нагрузочной пластины, толщина этого слоя зависит прямопропорционально от величины нагрузки во время взрыва.

Вероятной причиной образования слоя феррита, насыщенного или даже пересыщенного твердым азотом в железе, является энергия, которая во время взрыва была аккумулирована в поверхностном слое материала в виде большой плотности структурных дефектов (вакансии, дислокации), недостижимой в других условиях. В случае деформационного упрочнения взрывом поверхность металла (на которую действуют продукты детонации) с точки зрения уровня дефектов может напоминать аморфный слой, получаемый при очень быстром затвердевании жидкого металла. Такой слой при температуре азотирования ($500 \pm 560^\circ\text{C}$) имеет тенденцию к рекристаллизации. В этом случае рекристаллизация и интенсивное азотирование происходят одновременно.

Имеющийся в атмосфере процесса азот в виде "in statu nascendi" имеет большую способность проникновения в дефектную и рекристаллизируемую структуру. Однако углерод, присутствующий в структуре, покидает ее в связи с нулевым углеродным потенциалом азотирующей атмосферы. Это приводит к возникновению крупнозернистого рекристаллизованного азотированного феррита большой твердости.

Образцы этой же стали, азотированные в идентичных условиях, но не подверженные деформационному упрочнению взрывом, не проявили присутствия поверхностного слоя феррита. В этом случае азотированная зона имеет сорбитную структуру, характеризующейся повышенной твердостью у поверхности и монотонно уменьшающейся вглубь материала. Это есть тишиный слой, получаемый в процессах контролируемого азоти-



Рис. 4. Распределение микротвердости стали 38ХМЮ, азотированной методом "nitreg" при различных вариантах упрочнения взрывом: 0- без упрочнения; 1, 2, 3 – номера I серии опытов в соответствии с данными таб. 1.

рования, проводимых при величине концентрации аммиака в азотирующей атмосфере, предотвращающей образование слоя нитридов (зоны соединений). Распределение микротвердости стали 38ХМЮ приведено на рис.4 и 5

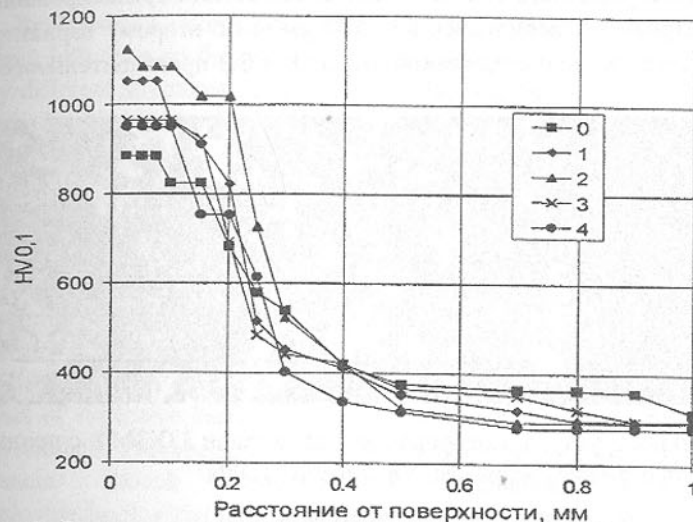


Рис.5. Распределение микротвердости стали 38ХМЮ, азотированной методом "nitreg" при различных вариантах упрочнения взрывом: 0- без упрочнения; 1, 2, 3, 4- номера II серии опытов в соответствии с данными таб. 1.

Упрочнение взрывом и азотирование стали 33ХЗМФ.

Исследованию подвергнуты образцы стали 33ХЗМФ следующего химического состава: C-0,29-0,36%; Mo-0,5-0,8%; Si – 0,1-0,37%; P<0,035%; S<0,035%; Cr-2,4-2,8%; Ni – 0,03%; Mo- 0,35-0,45%; V-0,2-0,3%; диаметром 40 мм и толщиной 30 мм, которые были предварительно подвергнуты улучшению. Для упрочнения взрывом применены четыре типа ВВ и различные режимы взрыва. Получено пять образцов с различным состоянием поверхностного слоя. Анализ результатов измерения микротвёрдости показал, что наибольший эффект упрочнения получен для образцов подвергнутых четырёхкратному взрыву с применением промежуточной стальной пластины толщиной 0,5 мм. Эти образцы затем подвергали ионному азотированию в атмосфере смеси водорода и азота по двум вариантам: I вариант проведен при температуре $T=520^\circ\text{C}$, давлении $p=4$ ГПа в течении $t=6$ часов; II вариант - $T=520^\circ\text{C}$, $p=4$ ГПа, $t=24$ часа.

Типичная микроструктура азотированного слоя образцов стали 33ХЗМФ, образовавшегося после упрочнения взрывом и последующего азотирования приведены на рис. 5.

Результаты проведенных исследований азотирования на стали 33Х3МФ подтвердили существенное влияние предварительного упрочнения взрывом на величину и твердость азотированного слоя. Например, общая толщина азотированного слоя образцов стали 33Х3МФ, азотированных по первому варианту, увеличилась на ~290 мкм, а по второму варианту – на ~390 мкм по сравнению с толщиной этого слоя без предварительного упрочнения.

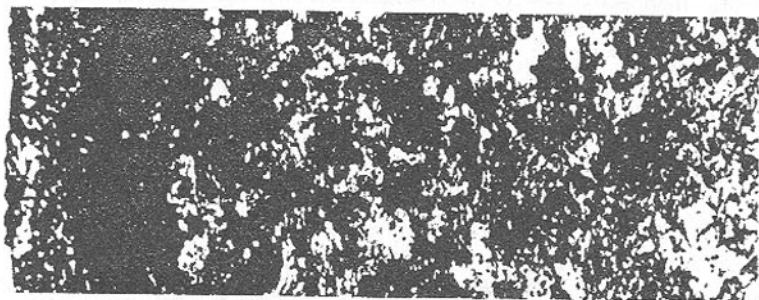


Рис. 6. Микроструктура азотированного слоя стали 33Х3МФ с предварительным упрочнением взрывом. Увеличение 1000х

Выводы

Результаты проведенных исследований и их анализ позволяет сделать следующие выводы:

1. Предварительное деформационное упрочнение взрывом приводит к существенному изменению структуры верхнего слоя образца на глубину 1,5–2 мм, причём пластическая деформация распространяется далее вглубь образца полосчато.
2. Для упрочнения взрывом следует применять ВВ с высокими детонирующими параметрами.
3. Наибольшие эффекты упрочнения взрывом получены в режимах кривой формы ударной волны при трёхкратном нагружении взрывом и в режимах плоской ударной волны с применением промежуточной стальной пластины.
4. В результате азотирования стали 38ХМЮ получены слои металла различного строения и твердости в зависимости от способа упрочнения взрывом. Однако толщина азотированного слоя не превышает 0,5 мм, несмотря на более глубокое упрочнение стали после воздействия взрыва.
5. Процесс азотирования следует проводить при возможно низкой температуре (около 500°C).
6. Толщина азотированного слоя в стали 33Х3МФ зависит от времени процесса азотирования.

Список литературы: 1. Berkowski L, Majchrzak A., Majchrzak W., Rybak Z, Siecla Skutki azotowania jonowego odkształconej plastycznie stali. Mat. konf. "Nowe materiały – Nowe technologie Materiałowe w Przemśle okrętowym i Maszynowym. Szczecin – Świnouście, 10-13.09 1998, Tom II, s.289-293. 2. Berkowski L, Borowski J, Majchrzak W., Rybak Z., Stefko A. Surface cold work influence on the results of ion nitriding of NC11LV steel characterized by different structures. Inżynieria Materiałowa, Nr 5, 2000, s. 232-236. 3. Maranda A., Nowaczewski J., Rudnicki J., Wierchoń T.: Badania wpływu wybuchowego impulsu ciśnienia na właściwości warstwy wierzchniej wybranych stali.: Krajowa Konferencja Dobór i Eksploatacja Materiałów Inżynierskich, Jurata 22 – 25 września 1997, s 379 – 384. 5. Nowaczewski J., Maranda A., Dyja H., Kawałek A.: Badania wpływu obciążenia wybuchowego na efekt azotowania jarzeniowego warstwy wierzchniej żelaza armco. 10th Jubilee International Summer School „Modern Plasma Surface Technology”, Anniversary of XXX years of Technical University of Koszalin, Mielno '98, 11 - 15.05.1998, s. 309 - 318. 6. Kawałek A., Dyja H., Maranda A., Nowaczewski J.: Effect of explosive hardening on process of nitriding of steel 38HМJ by "nitreg" method, Proceedings of Co – Mat – Tech '99 Medzinarodna vedecka konferencia, Slovak University of Technology in Bratislava, Materialovotechnologicka fakulta so sidlom Trnave 19-20 October 1999, s. 115-120. 7. Dyja H., Maranda A., Kawałek A., Nowaczewski J.: Umacnianie wybuchowe wybranych gatunków stali, Hutnik - Wiadomości Hutnicze, 2000, R LXVII, 5.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ОБРАЗОВАНИЯ ДЕФЕКТОВ В ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ СИТАЛЛОВ

Калафатова Л.П. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Operation characteristics of pyroceramics goods depend on the defectness of the machined surface which is predetermined by the level of force and strain of grinding. The principles of modelling the technological processes of Pyroceramics goods abrasive machinig have been worked out. These principles contain the mathematical connection between force and strain of grinding on the surface formed.

Для решения задачи оптимизации параметров процесса шлифования необходима разработка математической модели образования и развития дефектного слоя, возникающего в хрупком материале при его обработке.

При создании математической модели исходим из того, что на обра-

батываемой поверхности имеется $m_{од}$ одиночных дефектов (зон предразрушения). Каждый дефект характеризуется напряжениями $[\sigma_i]$, при которых происходит образование трещины. Вероятность P_p образования трещины в i -й зоне предразрушения определяется вероятностью события, при котором напряжения σ_p , возникающие от сил резания, будут не менее $[\sigma_i]$:

$$P_p = P(\sigma_p \geq [\sigma_i]). \quad (1)$$

На основании результатов экспериментальных и теоретических исследований [1] установлена зависимость, связывающая напряжения σ_p , возникающие при резании материала, с его микропрочностью $[q_0]$

$$\sigma_p = CN_{общ} A [q_0]^3 \Phi[k], \quad (2)$$

где C - коэффициент, постоянный для конкретных условий шлифования и равный $C = \frac{(1-2\nu_1)j^2}{8\pi} \left[1 + \frac{k_f(8+\nu_1^2)}{2(1-2\nu_1)} \right]$, j - постоянная

величина, определяемая физико-механическими свойствами обрабатываемого материала (ОМ). Так, например, для сталей $j = 7,2$, k_f - коэффициент влияния тангенциальной составляющей на напряженно-деформированное состояние в зоне взаимодействия зерна с обрабатываемым материалом;

$N_{общ}$ - число зерен, выступающих из связки на номинальной площади контакта инструмента с деталью;

A - коэффициент, учитывающий упругие характеристики ОМ и взаимодействующего с ним абразивного зерна, равный $A = \frac{\pi^5}{6} (k_1 + k_2)^2$

при условии, что входящие в него коэффициенты равны: $k_1 = \frac{1-\nu_1^2}{\pi E_1}$;

$k_2 = \frac{1-\nu_2^2}{\pi E_2}$, где E_1, E_2 - модули упругости, ν_1, ν_2 - коэффициенты Пуассона соответственно для ОМ и алмазного зерна;

$\Phi[k]$ - интегральная функция, равная $\Phi[k] = \int_{k_0}^k \frac{1}{\sqrt{2\pi} k''} e^{-\frac{(k-k')^2}{2(k'')^2}} dk$, где

k, k', k'' - коэффициенты, выражающие текущие значения размера вылета зерна над уровнем связки x , центра группирования этого размера x_{cp}

среднеквадратичного отклонения σ_x через среднее значение размера зерна l_{cp} : $x = kl_{cp}$; $x_p = k'l_{cp}$; $\sigma_x = k''l_{cp}$.

Учитывая сказанное, выражение (2) может принять вид

$$\sigma_p = \varphi([q_0]) = C^* [q_0]^3, \quad (3)$$

где C^* - постоянная, равная $C^* = CN_{общ} A \Phi[k]$, $C^* > 0$.

Известно также, что функция $\varphi([q_0])$ - строго монотонная и дифференцируемая функция случайной величины $[q_0]$, имеющей нормальное распределение с плотностью $f([q_0])$, равной

$$f([q_0]) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma_{[q_0]}} e^{-\frac{([q_0] - [\bar{q}_0])^2}{2\sigma_{[q_0]}^2}} \quad (4)$$

с известными параметрами $[\bar{q}_0]$ и $\sigma_{[q_0]}$, определяемыми экспериментально. Здесь $[\bar{q}_0]$ соответствует математическому ожиданию (среднему значению) микропрочности обрабатываемого материала, а $\sigma_{[q_0]}$ - среднему квадратичному отклонению микропрочности.

Для определения уровня дефектности в обрабатываемом материале необходимо установить закон (функцию) распределения напряжений от сил резания $F(\sigma_p)$ и плотность распределения вероятностей этой функции $f(\sigma_p)$ с учетом зависимости (3).

Если связь между случайными величинами σ_p и $[q_0]$ определяется функцией $\sigma_p = C^* [q_0]^3$, $C^* > 0$, то с учетом нелинейности функции (3) математическое ожидание m_{σ_p} и дисперсия D_{σ_p} для случайной величины σ_p определяются соответственно [2] формулами

$$m_{\sigma_p} = \varphi(m_{[q_0]}) + \frac{1}{2} \varphi''(m_{[q_0]}) \cdot D_{[q_0]};$$

$$D_{\sigma_p} = [\varphi'(m_{[q_0]})]^2 D_{[q_0]} + \frac{1}{2} [\varphi''(m_{[q_0]})]^2 \cdot (D_{[q_0]})^2,$$

которые в нашем случае дают выражения

$$m_{\sigma_p} = C^* [\bar{q}_0]^3 + 3C^* [\bar{q}_0] \cdot \sigma_{[q_0]}^2;$$

$$D_{\sigma_p} = 9(C^*)^2 [\bar{q}_0]^4 \sigma_{[q_0]}^2 + 18(C^*)^2 [\bar{q}_0]^4 (\sigma_{[q_0]})^2.$$

Положим $m_1 = m_{\sigma_p} = C^* [\bar{q}_0] \cdot ([\bar{q}_0]^2 + 3\sigma_{[q_0]}^2)$

и $\sigma_1 = \sqrt{D_{\sigma_p}} = 3C^*[\bar{q}_0]\sigma_{[q_0]}\sqrt{[\bar{q}_0]^2 + 2\sigma_{[q_0]}}$ параметрами нормального распределения случайной величины σ_p

$$f(\sigma_p) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_1} e^{-\frac{(\sigma_p - m_1)^2}{2\sigma_1^2}} = A^* \cdot e^{-\frac{(\sigma_p - m_1)^2}{2\sigma_1^2}}, \quad (5)$$

$$\text{где } A^* = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_1}.$$

При известных плотности распределения вероятностей напряжений от сил резания $f(\sigma_p)$ и плотности вероятности закона распределения предельного (разрушающего) напряжения обрабатываемого материала $f[\sigma]$ вероятность образования дефектов в обрабатываемом материале может быть найдена с помощью зависимости

$$P_p = \int_0^\infty \int_0^\infty f(\sigma_p) d\sigma_p f[\sigma] d[\sigma]. \quad (6)$$

Необходимо отметить, что для рассматриваемых материалов - сплиталлов функция распределения их прочности $F[\sigma]$ описывается функцией распределения Вейбулла. Тогда функции, характеризующие прочностные характеристики ОМ примут вид

$$F[\sigma] = 1 - e^{-\left(\frac{[\sigma]}{\beta}\right)^\alpha} = 1 - e^{-\gamma([\sigma])^m}, \quad (7)$$

$$f[\sigma] = F'[\sigma] = \gamma m ([\sigma])^{m-1} \cdot e^{-\gamma([\sigma])^m}, \quad (8)$$

где $\gamma = \frac{1}{\alpha\beta^m}$, а параметры α, β - постоянные, определяемые экспериментально при испытаниях обрабатываемого материала на прочность и зависящие от условий эксперимента.

Обозначим $\gamma m = B^*$, тогда выражение (8) примет вид

$$f[\sigma] = B^* ([\sigma])^{m-1} \cdot e^{-\gamma([\sigma])^m}. \quad (9)$$

Кривые, описывающие дифференциальные функции распределения $f[\sigma]$ и $f(\sigma_p)$, показаны на рисунке.

$f(\sigma_p)$ (2).

Из [3, 4] известно, что вероятность случайного процесса - образования дефектов в обрабатываемом материале в данном случае будет равна площади фигуры, образованной пересечением кривых этих функций. Тогда

$$P_p = \int_0^{\sigma_a} f(\sigma_p) d\sigma + \int_{\sigma_a}^\infty f[\sigma] d\sigma, \quad (10)$$

где σ_a - напряжение, соответствующее точке а пересечения дифференциальных функций $f(\sigma_p)$ и $f[\sigma]$.

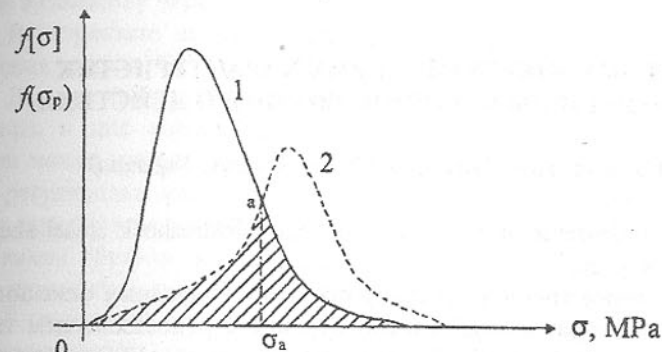


Рис. Дифференциальные функции распределения $f[\sigma]$ (1) и $f(\sigma_p)$ (2)

Для того, чтобы найти точку (или точки) пересечения графиков функций $f(\sigma_p)$ и $f[\sigma]$, необходимо решить уравнение

$$A^* \cdot e^{-\frac{(\sigma - m_1)^2}{2\sigma_1^2}} = B^* (\sigma)^{m-1} \cdot e^{-\gamma(\sigma)^m}. \quad (11)$$

Корни уравнения (11) являются координатами точек пересечения графиков функций $f(\sigma_p)$ и $f[\sigma]$.

Решение уравнения (11) и определение вероятности случайного процесса образования дефектов при шлифовании стекломатериалов согласно (10) возможно, если известны все константы и параметры, входящие в него и определяемые, в основном, двумя группами факторов: условиями процесса шлифования; физико-механическими свойствами ОМ и уровнем его исходной дефектности. Зная P_p , можно определить число дефектов N на единице обработанной поверхности [1] как произведение числа зон предразрушения m_{od} , на которые воздействует сила, и вероятностью образования дефекта (трещины) $N = m_{od} P_p$. То есть, выяснить степень влияния условий шлифования на дефектность формируемой поверхности.

Список литературы: 1. Калафатова Л.П., Богатырев В.А. Установление зависимости напряжений от сил резания при шлифовании хрупких неметаллических материалов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. - Донецк: ДонГТУ. - 2000. - Вып. 10. С. 92-99.2. Вентцель

Е.С. Теория вероятностей. - Москва: Наука, 1964. - 576 с. 3. Базовский И. Надежность. Теория и практика. - М.: Мир, 1965. - 373 с. 4. Девин Л.Н., Вильгельм М. Прогнозирование вероятности разрушения резцов из поликристаллов на основе КНБ // Сверхтвердые материалы. - 1992. - №6. - С. 41-46.

ОЦЕНКА ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ГИДРОУДАРНЫХ МАШИН ДВОЙНОГО ДЕЙСТВИЯ

Калиниченко О.И. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The circuit and diagrams of the characteristics of hydroshock chisel shells of double action is given.

В настоящее время в практику проходки подводных скважин внедряется ударно-вибрационный способ бурения с использованием гидроударных буровых снарядов (ГБС). Приоритет в создании ГБС принадлежит Донецкому государственному техническому университету. Отмеченные агрегаты разработаны по схеме двойного действия с дифференциальным поршнем.

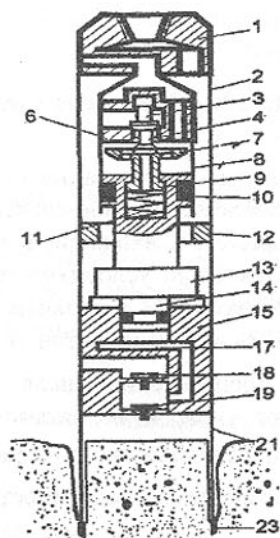


Рис.1. Схема ГБС

Работа ГБС, сводится к следующему (рис.1). Вода от бурового насоса через переходник 1 и полость корпуса 2 поступает под поршень 10, вызывая силой своего давления его подъем. Поршень, двигаясь вверх, сжимает пружину 11 и, дойдя до выпускного клапана 7, наносит по нему удар. За счет удара и силы сжатой пружины клапан 7 закрывает осевые каналы в клапанной коробке 6, а впускной клапан 3, перемещаясь толкателем 4, откроет доступ жидкости в верхнюю полость цилиндра 8. Боек 13 начнет перемещаться вниз. В момент контакта поршня с хвостовиком 9 клапана 7, произойдет перестановка клапанов в исходное положение.

В конечных точках движения бо- ек наносит удары либо по верхней 12,

либо по нижней 15 наковальням, формируя ударные импульсы в колонковом наборе, состоящем из колонковой трубы 21 и башмака 23. Далее цикл

работы машины повторится.

Нижняя наковальня 15 выполнена в виде насосного блока (НБ) с всасывающим 19 и нагнетательным 18 клапанами. При ходе штока 14 вверх происходит всас воды из скважины через колонковую трубу 21, клапан 19 и канал 17 в полость под штоком 14, а при ходе штока вниз вода будет вытеснена в скважину через клапан 18.

В результате выполненных разработок [1] определены основные положения теории ГБС, проверенные экспериментально.

Данные приведенных исследований крайне необходимы и для конструктора, и для персонала эксплуатирующего машину. При бурении скважин может изменяться расход промывочной жидкости, а также параметры регулировки машины. Изменяются и технологические режимы бурения в зависимости от геологических условий. Поэтому оператору важно знать, каким образом и в каких пределах изменяются параметры ГБС в связи с изменением тех или иных факторов.

В настоящей статье графически показаны частотно-энергетические характеристики ГБС при различных сочетаниях конструктивных и режимных параметров гидроударной системы. Приведенные материалы с качественной стороны отражают сущность изменения характеристик ГБС двойного действия, вне зависимости от его конструктивного исполнения.

Графики построены для ГБС с бойком массой $m = 50 \text{ кг}$, площадью поршня $f = 21 \text{ см}^2$, рабочим ходом бойка (до встречи с клапаном) ($S = 22 \text{ мм}$), ходом клапанов $S_2 = 6 \text{ мм}$, при диаметре подводящего трубопровода $f_T = 50 \text{ мм}$.

На рис.2 показано влияние расхода воды (Q) в пределах 90...300 л/мин на характеристику ГБС.

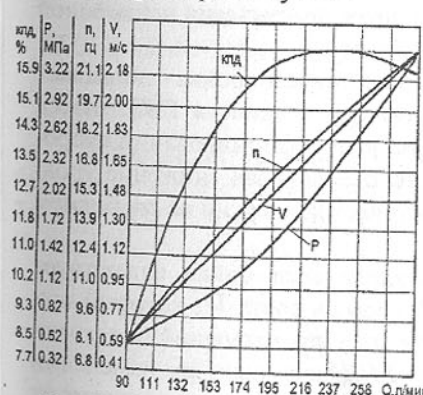


Рис.2. Зависимость параметров ГБС-108 от расхода жидкости.

Из графика видно, что с увеличением Q наблюдается рост частотно - энергетических характеристик (частоты ударов - n , скорости в конце рабочего хода - V , давления жидкости в пределах цикла - P). Необходимо отметить, что для рассматриваемых ГБС изменение Q за пределы 260-300 л/мин приводит к снижению КПД машины. Отмеченное замечание обусловлено ростом рабочего перепада давления и гидравлических сопротивлений в механизме.

Параметр Q имеет существенное значение для выбора оптимальной величины рабочего хода бойка S . Для каждого расхода жидкости существует выраженный максимум скорости и энергии удара при фиксированных конструктивных характеристиках ГБС.

Из графика (рис.3) следует, что на интервале $S = 15...25$ мм частота ударов близка к прямолинейной зависимости.

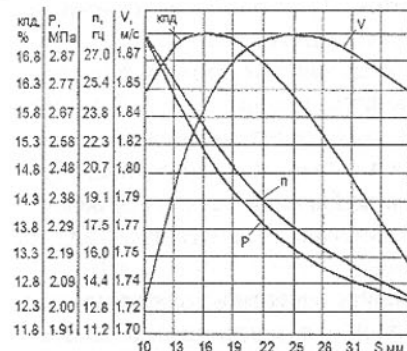


Рис.3. Зависимость параметров ГБС от величины S при $Q = 240$ л/мин

3...6 мм. Изменение скорости бойка при увеличении S_2 , как видно из рис.4 приводит к резкой потере скорости соударения бойка с наковальной. Из графика также следует, что в исследуемом диапазоне изменения S_2 скорость бойка в конце рабочего хода (V) остается практически неизменной и описывается прямой.

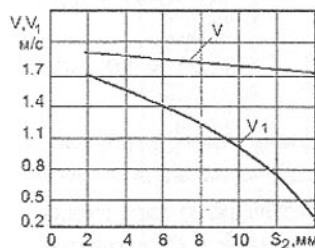


Рис.4. График изменения скорости соударения бойка с наковальной (V_1) от величины свободного хода S_2

смещается на большее значение энергии и КПД машины. При изменении массы интенсивность изменения частоты ударов практически не зависит от расхода жидкости.

Расчеты по разработанной методике показали, что максимальное значение энергии удара будет достигнуто при ходе бойка, равном 25 мм. Однако пологий характер функции в области максимума и уменьшение частоты ударов с увеличением хода бойка дают возможность рекомендовать для рассматриваемого гидроударного снаряда ограничение - $S = 22$ мм.

В ГБС имеет место участок свободного хода бойка (S_2) в период перестановки клапанов, который, как правило, устанавливается равным

Увеличение массы бойка повышает КПД и эффективную мощность ГБС. Масса играет заметную роль в формировании скорости соударения, обеспечивая снижение уровня потерь кинетической энергии на свободном ходе.

Для каждого веса бойка существует определенный уровень роста V , который при увеличении расхода промывочной жидкости

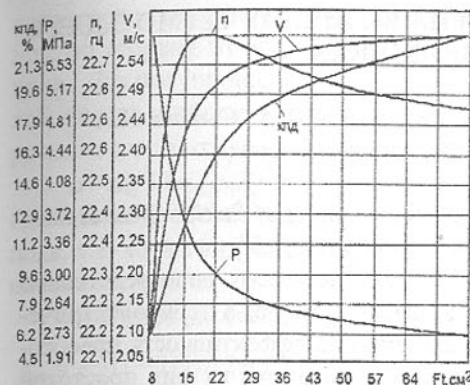


Рис.6. Зависимость параметров ГБС от площади сечения трубопровода при $Q=300$ л/мин

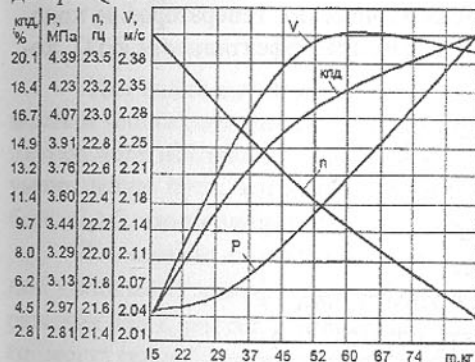


Рис.5. Зависимость параметров ГБС от массы бойка при $Q=300$ л/мин

Список литературы: 1. Калініченко О.І., Каракозов А.А. Вибірні бурові машини. Учебний посібник. – Донецьк. "Новий мир", 1997. – 125 с. 2. Ясов В.Г., Усенко А.П., Бессонов Ю.Д., Сирик В.Ф. // Известия ВУЗов. Нефть и газ. 1963. - №10. - с.19 – 23.

При увеличении сечения трубопровода (рис.5) наблюдается некоторое снижение частоты ударов при одновременном росте скорости и энергии удара. На основании представленных графиков можно отметить наличие определенного резерва повышения энергии удара бойка при использовании нагнетательного трубопровода с увеличенным внутренним сечением.

Следует отметить, что данное заключение подтвержденное экспериментально противоречит выводу предложенному в работе [2].

Рассмотренные выше зависимости показывают общий характер влияния конструктивных и технологических параметров на частотно-энергетические характеристики ГБС. Использование полученных данных окажет определенную помощь в деле конструирования и эксплуатации гидроударных буровых снарядов.

ВЛИЯНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ НА ВЕЛИЧИНУ ТЕРМО Э.Д.С. В ПОЛУПРОВОДНИКАХ

Карапегьян Г.Я., Катаев В.Ф., Ратушный В.И., Сысоев И.А
(ВФ НИИМ НГТУ, г. Волгоград, Россия).

This article presents the theoretic ground of stimulating of Peltier effect in thermoelectric transformer under the influence of magnetic field.

Термоэлектрические преобразователи позволяют непосредственно преобразовывать тепловую энергию в электрическую, а термоэлектрические холодильники, хотя и имеют более низкую эффективность преобразования, чем другие виды холодильников, отличаются от них простотой конструкции, отсутствием механических движущихся частей, повышенной надежностью. Поэтому увеличение эффективности термоэлектрических преобразователей является актуальной задачей.

Выбор материалов для термоэлектрических генераторов и холодильников определяется по величине параметра эффективности Z [1], который задается соотношением:

$$Z = \frac{\alpha^2 \sigma}{\zeta},$$

где α - термо э.д.с.

σ - проводимость полупроводника

ζ - коэффициент теплопроводности.

К.п.д. термоэлектрического прибора, в этом случае,

$$\eta = \frac{T_h - T_c}{T_h} \frac{\{1 + Z(T_h + T_c)/2\}^{1/2} - 1}{\{1 + Z(T_h + T_c)/2\}^{1/2} + (T_c/T_h)},$$

где T_h - температура горячего спая,

T_c - температура холодного спая.

Из этого выражения видно, что η тем ближе приближается к к.п.д. цикла Карно, чем больше Z . Поэтому увеличение параметра Z позволяет увеличить к.п.д. термоэлектрических приборов.

Как показано в [1] одним из путей увеличения Z является помещение термоэлектрического прибора в магнитное поле, которое перпендикулярно направлению электрического тока. Магнитное поле изменяет соотношение быстрых и медленных электронов в токе, за счет того, что быстрые электроны рассеиваются на тепловых колебаниях кристаллической решетки меньше, чем медленные электроны, т.е. в зависимости от величины магнитного поля количество быстрых электронов в токе увеличивается, что и приводит к увеличению коэффициента Пельтье ($\Pi = \alpha T$), а, следовательно, и термо э.д.с. Под быстрыми и медленными электронами здесь

понимаются электроны, которые имеют значительные отклонения в ту или другую сторону от средней тепловой скорости электронов в полупроводнике. Для полупроводников n - типа, как показано в [2], для магнитных полей, когда учитываются члены вплоть до $(\mu_H B)^2$ получаются простые выражения для α , σ , ζ :

$$\sigma = \sigma_0 [1 + c_\sigma (\mu_H B)^2]; \quad \alpha = \alpha_0 [1 + c_\alpha (\mu_H B)^2]; \quad \zeta = [1 + c_\zeta (\mu_H B)^2],$$

где индекс 0 обозначает искомые величины при отсутствии магнитного поля, т.е. когда индукция магнитного поля $B=0$, μ_H - холловская подвижность электронов.

В случае рассеяния на тепловых колебаниях решетки:

$$c_\alpha = -\frac{1}{2}(1 - 2D)/(2 - \xi), \quad c_\zeta = (\frac{1}{4} - 2D)/2, \quad c_\sigma = 1 - D,$$

$$D = 0!!! \frac{1}{\left[\left(\frac{1}{2}\right)!\right]^2} = \frac{4}{\pi}, \quad \xi - \text{приведенный уровень Ферми. В случае } \xi=0:$$

$$c_\alpha = -0,274; \quad c_\zeta = -1,149; \quad c_\sigma = 0,39.$$

Как видно $c_\alpha < 0$ и $c_\zeta < 0$, т.е. с ростом магнитного поля проводимость и теплопроводность уменьшаются. Это происходит потому, что магнитное поле искривляет траектории движения электронов, что приводит к уменьшению пути, который проходит электрон за время свободного пробега. $c_\sigma > 0$, что приводит, как это отмечалось выше, к росту термо э.д.с.

С помощью магнитного поля можно получить довольно значительное увеличение коэффициента Z , так как α , находящаяся в числителе выражения для Z , растет, а ζ , находящаяся в знаменателе убывает, но для этого могут потребоваться сильные магнитные поля. Например, чтобы получить 20% увеличение Z у материала с подвижностью электронов $\mu_H = 10^3 \text{ см}^2/\text{в.с.}$, потребуется магнитное поле с индукцией $B = 7,5 \text{ Т.}$ Поэтому практическое применение этого эффекта оказывается наиболее перспективным при низких температурах (от 50 до 200° К), когда подвижности, вообще говоря, выше, чем при высоких температурах. Для использования этого эффекта требуются подвижности $3 \cdot 10^3 - 10^4 \text{ см}^2/\text{в.с.}$

Как было показано в [3] в собственных полупроводниках параметр Z можно увеличить с помощью магнитного поля на 50-100%.

Антимонид индия при комнатных температурах является собственным полупроводником с подвижностью $\mu = 10^5 \text{ см}^2/\text{в.с.}$, что позволяет для увеличения α на 100% использовать магнитные поля с индукцией не более 0,1 Т, что значительно меньше, чем для других полупроводников.

Так как время установления теплового равновесия между кристаллической решеткой и электронами происходит за 10^{-11} с [4], и магнитные

поля в полупроводнике распространяются со скоростью света, то после каждого изменения магнитного поля, новое равновесие установится через время близкое к 10^{-11} с. Таким образом изменение коэффициента преобразования, термо э.д.с. и коэффициента Пельтье происходит почти синхронно с изменением магнитного поля, если время его изменения будет много меньше 10^{-11} с, т.е. можно изменять коэффициент преобразования, термо э.д.с. и коэффициент Пельтье с частотой 10^6 - 10^9 Гц с помощью магнитного поля.

Для экспериментальной проверки влияния магнитного поля на термоэлектрические параметры нами был выбран кристалл антимонида индия, который, как уже отмечалось выше, имеет высокую подвижность электронов, что позволяет использовать магнитные поля с индукцией не более 0,1 Т. Важно также заметить, что хотя антимонид индия является собственным полупроводником, термоэлектрические эффекты в нем определяются, в основном, электронами, так как их подвижность в 100 раз больше подвижности дырок. Поэтому он имеет значительную термо э.д.с. Как показали измерения при концентрации электронов 10^{17} 1/см³ $\alpha \approx 0,9$ -1,0 мВ/град в отсутствии магнитного поля.

Кристалл антимонида индия с нанесенными на его торцы электродами помещался в однородное магнитное поле, создаваемое электромагнитом. Между торцами создавалась разность температур в $5-10^0$. Такая небольшая разница необходима, чтобы подвижности электронов на холодном и горячем концах кристалла были бы близки друг к другу. Разность потенциалов между электродами измерялась при помощи высокоомного вольтметра и представляла собой коэффициент Пельтье. Для определения α измеренное напряжение делилось на среднюю температуру кристалла, поскольку разность температур была невелика. При индукции магнитного поля $B=0,1$ Т термо э.д.с. увеличилась почти в 1,5 раза, как и предсказывалось теорией, если учесть, что $\mu_H=7,5$ м²/в.с. Для исследования временных зависимостей электроды кристалла подсоединялись к высокоомному входу осциллографа, который был засинхронизирован импульсным генератором, создающим импульсное магнитное поле. Если индукция магнитного поля представляла собой последовательность прямоугольных импульсов с амплитудой 0,1 Т, то напряжение на электродах кристалла также представляло собой последовательность прямоугольных импульсов, с той же частотой повторения, что и для индукции магнитного поля, что говорит о синхронном изменении термо э.д.с. с магнитным полем, о чем и говорилось выше. Длительность импульсов была выбрана равной 5 мкс, а частота их следования 100 кгц.

Список литературы: 1. Юри (Ure Ronald W.) Теория материалов для термоэлектрических и термоманитных приборов. ТИИЭР, т.51 №5, 1963, с 702-717. 2. Dingl R.B., Arndt D. and Ray S.K. "Semiconductors integrals" Appl. Sci. Res., Sec.B, vol.6, pp.144, 144 and 235; 1957. 3. Wolf R., Smith G. "Thermoelectric properties of bithmus-antimony alloys", J. Appl. Phys., vol. 33, pp.841-846. March. 1962. 4. Уэлдок, Термофотоэлектрическое преобразование энергии, ТИИЭР, т.51 №5, 1963, с 697-702.

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ НА ОСНОВЕ ИНФОРМАЦИОННОГО ПОДХОДА.

Карпуть В.Е., Луцкий С.В., Лукьяненко Е.В.
(ХГПУ, г.Харьков, Украина)

In this article is considering the bases of the theory of intensity formformation of technological systems mechanical processing and problems of application information methods for project calculations of technology of mechanical engineering.

Особенностью современного этапа развития машиностроения является сокращение периодов изготовления изделий по неизменяемым рабочим чертежам, то есть переход от массового выпуска продукции к серийному. В условиях мелкосерийного и среднесерийного типов производства резко возрастает число вариантов технологических процессов изготовления изделий. В зависимости от объема серии и величины производственных партий могут применяться различные виды технологического оборудования (ТО): универсальные станки с ручным управлением, универсальные и многоцелевые станки с ЧПУ, полуавтоматы и автоматы различного технологического назначения, гибкие производственные системы (ГПС), многономенклатурные агрегатные станочные системы (МАСЕ), автоматические линии на базе токарных и других станков и т.д. Выбранная технологическая система (ТС) должна быть наиболее экономичной, иметь требуемую гибкость и обеспечивать заданную годовую программу выпуска изделий установленной номенклатуры. Экономическая эффективность ТС — это комплексное понятие, определяющее разные аспекты её экономической целесообразности и, в первую очередь, снижение трудовых и денежных затрат, уменьшение расходования материалов, топлива, энергии, улучшение условий труда, повышение степени автоматизации и механизации и т.д..

Определение количественных показателей конкурирующих вариантов ТС возможно после решения всего комплекса технологических и части

конструкторских задач, связанных с проектированием рассматриваемой ТС. В большинстве случаев это невозможно вследствие большой трудоёмкости проектных расчетов, особенно в связи с увеличением числа конкурирующих вариантов ТС, что характерно для серийного типа производства. Поэтому предлагается двухэтапная методика выбора оптимального варианта ТС, предполагающая укрупнённое определение основных количественных показателей для всех конкурирующих вариантов ТС на основе использования обобщающих характеристик применяемого ТО. На втором этапе для отобранных наиболее перспективных вариантов ТС выполняется подробная разработка технологических процессов и уточнённый расчет принятых критериев оптимальности.

Обобщающим техническим показателем ТС, являющимся неотъемлемой характеристикой её качества и влияющим на трудоёмкость обработки, есть интенсивность формообразования, представляющая собой фиктивную скорость рассредоточенного технологического воздействия на объекты обработки, осуществляемого кинематически или структурно связанными режущими инструментами (РИ) ТС, определяемую с учетом влияния технологических, конструктивных и эксплуатационных факторов. В общем случае иерархическая структура показателя интенсивности формообразования включает следующие уровни: технологическая, цикловая, нормативная интенсивность формообразования, интенсивность многоинструментной, многопозиционной и многономенклатурной обработки, интенсивность формообразования ТС [1].

В качестве примера рассмотрим структуру показателя интенсивности формообразования при однопозиционной обработке заготовки несколькими многоинструментными наладками (МН), которая может осуществляться по таким структурно-технологическим схемам: 1)одновременная многосторонняя обработка МН неподвижной заготовки, закреплённой в установочном приспособлении (УЗП), расположенном в центре агрегатного станка; 2)последовательная одно- или многосторонняя обработка заготовки, закреплённой в УЗП, которое установлено на станине или поворотном столе, МН на агрегатном станке со сменными шпиндельными коробками; 3)последовательная одно- или многосторонняя обработка заготовки, закреплённой в УЗП, установленном на рабочем столе, или непосредственно на нём многошпиндельными головками на многоцелевом или универсальном станке с ЧПУ.

Технологическая линейная интенсивность формообразования W_T^L комплектом РИ, достаточным по составу и численности для реализации технологических задач по изготовлению детали определяется по формуле

$$W_T^L = \sum_{i=1}^{N_K} n_i S_{O_i},$$

где n_i - S_{O_i} -параметры режима резания i -м РИ; N_K -количество РИ в технологическом комплекте, шт.

Технологическая объёмная интенсивность формообразования представляет собой объём припуска, который удаляется за единицу времени. Для цилиндрической поверхности

$$W_T^O = \pi n S_O t(d+t),$$

где t -глубина резания, мм; d - диаметр обрабатываемой поверхности, мм.

Интенсивность многоинструментной обработки W_{MH} в этом случае

$$W_{MH} = \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^{N_{ij}} W_{Ti} t_{pi} / T_{Hj},$$

где t_{pi} -основное время обработки i -ым РИ, мин; T_{Hj} -время цикла j -ой МН;

N_{ij} -количество РИ в j -ой МН, шт; m -число МН, использованных для обработки заготовки, шт.

Цикловая интенсивность формообразования

$$W_u = \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^{N_{ij}} W_{Ti} t_{pi} / t_{on},$$

где t_{on} -оперативное время станка, учитывающее суммарные затраты основного и вспомогательного времени, связанного с обработкой заготовки m МН.

Нормативная интенсивность формообразования

$$W_H = \sum_{i=1}^{N_K} W_{Ti} t_{pi} / H_{op},$$

где H_{op} -норма времени на операцию, мин.

Интенсивность формообразования ТС

$$W_{TC} = W_u \eta_{mu},$$

где η_{mu} -коэффициент технического использования ТС.

Для сравнительного анализа ТС и оценки их эффективности используются удельные показатели интенсивности формообразования, приходящейся на один РИ ($\bar{W}_T, \bar{W}_{MH}, \bar{W}_u, \bar{W}_H, \bar{W}_{TC}$ и т.д.).

Усреднённые значения интенсивности формообразования единицами РИ для различных видов ТО, материала заготовки и РИ могут быть получены как расчётным путём, так и в результате натурных производственных наблюдений. В таблице в качестве примера приведены величины линейной интенсивности формообразования, приходящейся на один РИ, при обработке корпусных деталей из серого чугуна на различных видах ТО.

Таблица 1 - Удельная интенсивность формообразования единицей режущим инструментом, мм/мин.

Вид технологической системы	Сверление	Зенкеров.	Развёртыв.
Радиально-сверлильный станок	0,11	0,1	0,11
Сверлильный станок с ЧПУ	0,19	0,17	0,19
Многоцелевой станок	0,25	0,22	0,25
Гибкая производственная система	0,25	0,22	0,25
Агрегатный станок с ЧПУ	0,48	0,43	0,49
Агрегатный станок со сменными шпиндельными коробками	5,73	5,52	5,73
Агрегатная станочная система	15,25	16,49	19,65

Трудоёмкость и производительность обработки детали определяется как интенсивностью формообразования, так и параметрами обрабатываемых поверхностей, то есть объёмом обработки который может быть представлен в единицах измерения информации.

Информационный подход к описанию подлежащей обработке детали позволяет комплексно учесть разноплановые параметры, например, габаритные размеры, точность и качество изделия, что затруднительно на уровне математической модели. В соответствии с таким подходом трудоёмкость обработки детали рассчитывается по формуле

$$T_d = J_d / J_w,$$

где J_d -масса информации об обрабатываемой детали; J_w -температура переработки информации в ТС, определяемый на основе показателя удельной интенсивности формообразования ТС.

Масса информации о детали определяется суммированием массы информации о обрабатываемых поверхностях. Например, масса информации о наружной цилиндрической поверхности рассчитывается по формуле

$$J_u = [(\pi(d_1^2 - d_2^2)l) / (4\Delta x \Delta y \Delta z)] [(\lg[\pi(d_1^2 - d_2^2)l] / (4\Delta x \Delta y \Delta z)) / \lg 2],$$

где d_1, d_2 -диаметры заготовки и детали соответственно, мм; l -длина поверхности, мм; $\Delta x, \Delta y, \Delta z$ -дискретности, представляющие собой точность, с которой заданы размеры поверхностей в направлении осей x, y, z соответственно.

Температура переработки информации в ТС, соответствующий, например, технологической объёмной интенсивности формообразования рассчитывается по формуле

$$J_w = 1000 \pi t(d+t) n S_o [\ln(\pi t(d+t) n S_o) / \ln 2].$$

Аналогично находится величина темпа переработки информации на всех иерархических уровнях показателя интенсивности формообразования ТС.

На первом этапе сравнительного анализа конкурирующих вариантов ТС для экономической оценки целесообразно использовать себестоимость машино-часа. Этот экономический показатель учитывает характерные для каждого типа машин эксплуатационные расходы, связанные с их работой и отнесённые к одному часу работы машины. При расчете себестоимости машино-часа учитываются расходы на амортизацию оборудования, ремонт, энергию, амортизацию площади здания, занимаемой оборудованием.

Экономические расчеты упрощаются, если для определения себестоимости машино-часа использовать метод машино-коэффициентов. Машино-коэффициентом называется отношение себестоимости машино-часа данной машины к себестоимости машино-часа базовой машины. Исходные значения себестоимости машино-часа и машино-коэффициентов для большого количества станков распространённых типоразмеров приведены в [2].

Учитывая вышесказанное, формулу укрупнённого определения технологической себестоимости одной детали можно представить в таком виде:

$$C_{T-r} = \sum_{i=1}^p T_{di}(3_{ri} K_{Pi} + C_{M-ri} K_{Mi}),$$

где 3_{ri} -часовая заработная плата основного рабочего, обслуживающего i -ый станок; K_{Pi} -количество основных рабочих, обслуживающих i -ый станок; C_{M-ri} -себестоимость машино-часа базового станка на i -ой технологической операции; K_{Mi} -машино-коэффициент для i -го станка; p -число единиц ТО (станков) необходимых для обработки детали.

По минимальной величине технологической себестоимости C_T для последующего более углублённого анализа отбираются один или несколько вариантов ТС, из числа которых наивыгоднейший определяется путём многокритериальной оптимизации

Список литературы: 1. Карпусь В.Е. Интенсивность формообразования технологических систем //Вестник машиностроения. 2000. N2. С.30-34. 2. Барташев Л.В. Техничко-экономические расчеты при проектировании и производстве машин./-М.: Машиностроение, 1973, -384с.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ФОРМИРОВАНИЯ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК ГТД

Качан А. Я., Леховицер В. А., Гарин О. Л., Смирнов А.С.
(ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье, Украина).

The progressive methods for a finish machining of airfoils of blades of gas-turbine engines are described

В деталях I класса финишной обработке подлежат следующие участки поверхности: профиль пера, входная и выходная кромки и корневые участки, причем профиль пера на окончательных финишных операциях, входная и выходная кромки и корневые участки обрабатываются, как пра-

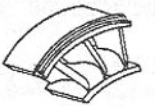
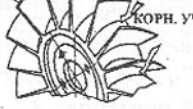
Код	Класс	Назначение лопаток		Обрабатываемые поверхности
		Компрессорные	Турбинные	
1	Лопатки отдельные			СПИНКА ВХОД. КР. КОР. УЧ. КОР. УЧ. КОРЫТО ВЫХ. КР.
2	Лопатки в секторах			СПИНКА ВХОД. КР. КОР. УЧ. КОР. УЧ. КОРЫТО ВЫХ. КР.
3	Лопатки в моноблоках			

Рис. 1. Классификатор обрабатываемых участков аэродинамических поверхностей лопаток ГТД

вило, вручную на полировальных бабках.

В деталях II класса финишной обработке подлежат входные и выходные кромки, которые также обрабатываются вручную.

В деталях III класса, относящихся в основном к двигателям нового поколения, необходимо обрабатывать профиль пера, входные и выходные кромки и корневые участки, которые также в период их опытного освоения обрабатываются вручную.

С ручной обработкой связано нарушение геометрических параметров (огранка, волнистость), большой разброс всех параметров поверхно-

ного слоя; геометрических, физико-механических и структурных даже в пределах партии лопаток (рис. 2).

При этом в поверхностном слое наблюдается нестабильность остаточных напряжений, микротвердости, глубины распространения остаточных напряжений, микротвердости и степени наклепа.

При ручной финишной обработке возможны прижоги в поверхностном слое, микротрещины и другие дефекты, которые не только снижают предел выносливости лопаток, превышают температуру газов за турбиной, повышают расход топлива, но и определяют начало разрушения с участков поверхности, имеющих низкие значения параметров качества, что снижает ресурс, надежность и КПД двигателя в целом.

В связи с этим одной из основных задач двигателестроения на современном этапе является повышение надежности и ресурса изделий, их экономичности и конкурентоспособности на мировом рынке.

Одним из технологических направлений обеспечения высоких эксплуатационных характеристик высоконагруженных деталей двигателя является применение высокоэффективных технологий обработки особенно на заключительных финишных операциях, поскольку финишная обработка вносит наибольший вклад в технологическое обеспечение высоких эксплуатационных характеристик.

В ОАО "Мотор Сич" проведен в большом объеме комплекс работ по разработке и внедрению в серийное производство ГТД прогрессивных технологических процессов и нового специального оборудования для финишной обработки наиболее ответственных деталей.

Так при изготовлении сложнопрофильных крупногабаритных лопаток вентилятора из титанового сплава ВТ3-1 применяется электроалмазное шлифование профиля пера, которое позволило не только снизить затраты на инструмент, повысить производительность обработки, но и улучшить условия труда полировщиков.

Разработаны две технологические схемы обработки: продольными

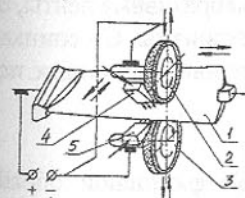


Рис.3.Схема одновременного электроалмазного шлифования пера крупногабаритной лопатки
1-лопатка, 2, 3 – алмазные круги, 4, 5 – сопла для подвода СОЖ

и поперечными строчками, которые реализованы в модернизированных токарных станках и специальных станках моделей ЗАШП-500, ЗАШП-1000 (рис. 3).

Опыт применения электроалмазного шлифования профиля пера вентиляторных лопаток показал, что применение алмазных кругов с наложением на зону обработки постоянного тока обеспечивает высокую

стойкость инструмента, значительное снижение объема ручной обработки пера и высокую эффективность.

Формообразование корневых участков совместно с профилем пера и полной (корневой, бандажной или антивибрационной) лопаток ГТД производится одновременно со стороны спинки и корыта методом непосредственного полирования узкими абразивными лентами 1 и 2, которые в плоскости их вращения изгибаются соответственно между контактными поверхностями 3а и 4а копирами 3 и 4 и соответственно спинкой 5а, корытом 5б лопатки 5 (рис. 4) [2].

Формообразование корневых участков производится на специальных станках модели ЗЛШ-53.

Механизированное скругление входных и выходных кромок пера лопатки 1 осуществляется в соответствии со схемой, где в качестве контактного элемента применяется контактный ролик, огибаемый абразивной лентой 3.

В процессе образования профиля кромки эластичный ролик 2 совместно с лентой 3 осью O_1 и рычагом 5 обкатывается относительно оси O_2 обрабатываемого участка кромки (рис. 5) [3].

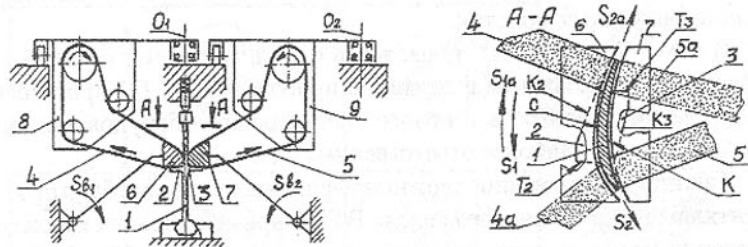


Рис. 4. Схема одновременного формообразования корневых участков ленточным шлифованием.

1-лопатка, 2, 3 - антивибрационные полки, 4, 5 - абразивные ленты, 6, 7 - контактные элементы, 8, 9 - лентопротяжные механизмы, С - спинка пера, К - корыто пера лопатки, K_2 , K_3 - торцы антивибрационных полок соответственно 2 и 3.

Технологическая схема механизированной финишной обработки входных и выходных кромок реализована в конструкции специальных ленточно-шлифовальных станков моделей ЗЛШК-300, ЗЛШК-350, ЗЛШК-300Р (роботизированный).

Для обеспечения высоких эксплуатационных характеристик деталей ГТД и их стабильности на предприятии нашли широкое распространение упрочняющие технологии поверхностным пластическим деформиро-

ванием (ППД), которое является одним из наиболее эффективных методов повышения усталостных характеристик наиболее ответственных деталей.

Вибрационно-ударным методом упрочняют большую номенклатуру деталей в соответствии со схемой, представленной на рис. 6.

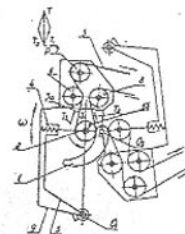


Рис. 5. Схема формообразования кромок абразивной лентой, огибающей эластичный контактный ролик.

1-лопатка, 2-эластичный контактный ролик, 3- абразивная лента, 3а-ведомый участок ленты, 3б- ведущий участок ленты, 4-упругий элемент, 5-рычаг подачи, 6, 7, 8 - опорные ролики, 9 - лентопротяжный механизм, O_1 - ось качания рычага 5.

Виброупрочнение деталей ГТД обеспечивает в поверхностном слое сжимающие остаточные напряжения, до 200-225 МПа, шероховатость поверхности до $Ra=0,25$ мкм, глубину наклепа до 72 мкм, степень упрочнения ΔH_{50} до 12%.

При этом предел выносливости лопаток из титанового сплава ВТ8 повышается до 32% по сравнению с ручной финишной обработкой [4].

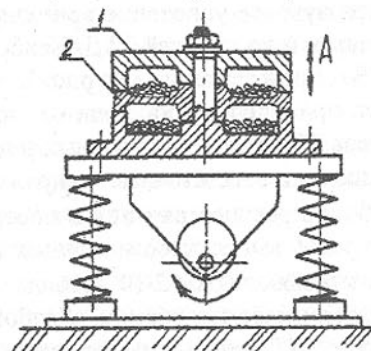


Рис. 6. Схема вибрационно-ударного метода упрочнения деталей. 1-металлические шарики, 2 - деталь, например спрямляющий аппарат, А - амплитуда вибрационных перемещений.

При ультразвуковом упрочнении (УЗУ) деталь 1 устанавливается в специальную камеру 2, выполненную в виде контейнера, являющимся концентратором (рис. 7,б), куда помещают предварительно моченные жидкостью стальные шарики 3.

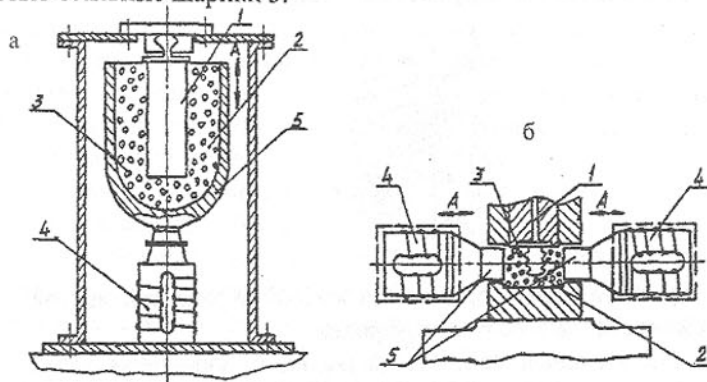


Рис. 7. Схемы ультразвукового упрочнения деталей.

а – с концентратором в виде контейнера;

б – в рабочей камере с концентратором простой формы.

При этом посредством магнитострикционного преобразователя 4 и концентратора 5 в рабочей камере 2 создается ультразвуковое поле значительной интенсивности.

Под воздействием ультразвуковых колебаний А шарики 3 приобретают значительную скорость и, ударяя по поверхности детали 1, производят ее упрочнение. Ультразвуковое упрочнение применяется при упрочнении лопаток дисков, шестерен и др. деталей ГТД. Наибольшее распространение получили схемы УЗУ, представленные на рис. 7.

УЗУ обеспечивает при упрочнении лопаток, например, из стали Х17Н2 и титанового сплава ВТ8 при рациональных режимах обработки в поверхностном слое сжимающие остаточные напряжения до величины $\sigma_{ост} = 400-500$ МПа с глубиной распространения в поверхностном слое до $h = 0,3-0,4$ мм. При этом предел выносливости лопаток повышается на 15-40% при усталостных испытаниях на базе $2 \cdot 10^7$ циклов.

По указанным технологическим схемам обработки аэродинамических поверхностей лопаток ГТД создана гамма специальных установок, которые внедрены в серийное производство газотурбинных двигателей с большой эффективностью.

Список литературы: 1. Качан А. Я., Жеманюк П. Д., Леховицер В. А., Мозговой В. Ф. Шлифование профиля пера крупногабаритных лопа-

ток ГТД из титановых сплавов алмазными кругами. Вестник ХГПУ, выпуск 29, Харьков 1999 - с. 118-122. 2. Качан А. Я. Способы финишной обработки аэродинамических поверхностей лопаток ГТД. Вестник ХГПУ, выпуск 36, Харьков 1999 - с. 26 - 32. 3. Качан А. Я., Мозговой В. Ф., Леховицер В. А., Смирнов А. С. Новые способы механизированного шлифования сложнопрофильных кромок лопаток ГТД. Вестник ХГПУ, выпуск 29, Харьков 1999 - с. 131 - 142. 4. Богуслаев В. А., Яценко В. К., Притченко В. Ф. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД. Киев, Издат. фирма "Манускрипт", 1993 - с. 332.

ДИАГНОСТИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНОЙ ПРОЧНОСТИ И ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ УВЕЛИЧЕНИЯ НАЗНАЧЕННОГО СРОКА СЛУЖБЫ ЛИТЫХ ДЕТАЛЕЙ ТЕЛЕЖЕК ГРУЗОВЫХ ВАГОНОВ

Кеглин Б.Г., Шлюшников А.П., Прилепо Т.Н., Кожелева Е.М.
(БГТУ, г. Брянск, Россия)

The diagnostic results of residual cycle strength of cast parts in freight car bogies after 30 years of maintenance are given and the possibility of increasing their assigned lifetime is evaluated.

Литые детали тележек грузовых вагонов (боковые рамы и надрессорные балки) относятся к категории ответственных объектов, к которым предъявляются повышенные требования по безопасности и надежности. Наиболее опасными являются отказы рам и балок, обусловленные появлением и развитием усталостных трещин, в связи с чем проблеме обеспечения сопротивления усталости уделяется особое внимание.

Назначенный срок службы рам и балок по техническим условиям составляет 30 лет. Для обеспечения безопасной эксплуатации (снижения вероятности отказов, связанных с полным разрушением) предусмотрено периодическое диагностирование рам и балок с целью выявления эксплуатационных повреждений типа трещин неразрушающими методами контроля во время деповского ремонта вагона.

Известно, что полный ресурс (срок службы) большей части ответственных объектов существенно превышает назначенный. В связи с этим во многих отраслях техники ставится вопрос о переходе на эксплуатацию таких объектов по их техническому состоянию. Все большее внимание обращают на проблему прогнозирования остаточной прочности и остаточного ресурса (срока службы), что открывает дополнительные пути для получения экономического эффекта. Один из них – введение отложенного назначенного ресурса (срока службы), что позволяет уменьшить долю преж-

двременно списанных объектов. Решение указанных задач предполагает тщательное диагностирование технического состояния каждого объекта, а также разработку соответствующих методик.

Проблемы прогнозирования остаточной прочности и остаточного ресурса, оценки возможности введения отложенного назначенного срока службы актуальны и для объектов железнодорожного транспорта.

Применительно к рассматриваемым литым деталям решение указанных проблем связано со следующими особенностями:

- наличие повреждений в виде макротрещин в опасных зонах рассматривается как предельное состояние;
- усталостное повреждение носит многоочаговый характер;
- в исходном состоянии наблюдается относительно высокая степень дефектности литой стали;
- использование известных мер индивидуальной поврежденности характеризующих техническое состояние объекта по сопротивлению усталости, затруднительно;
- данные для прогнозирования о нагрузках и исходных характеристиках сопротивления усталости носят вероятностный характер.

В данной работе сделана попытка оценить техническое состояние по параметрам сопротивления усталости рам и балок, отработавших назначенный срок службы.

В традиционных подходах к оценке сопротивления усталости объектов, как известно, широко используют такие классические характеристики как кривая усталости и предел выносливости. При прогнозировании полного ресурса процесс усталости связывают, например, с постепенным снижением предела выносливости. На момент наступления предельного состояния относительная величина снижения предела выносливости по сравнению с исходным может достигать 5...30 % (меньшие значения при больших полных ресурсах). Исходное значение предела выносливости характеризует исходную циклическую прочность новых объектов, а понижённое в эксплуатации значение – остаточную прочность.

Оценку остаточной прочности рам и балок после 30 лет эксплуатации проводили по схеме классических однофакторных испытаний на усталость. Опытные объекты (по 14 штук каждого типа) отбирали случайным образом в вагонном депо станции Брянск-II Московской железной дороги.

Испытания проводили в лаборатории «Динамика и прочность машин» БГТУ на испытательной машине ЦДМ-200 по методике, разработанной ГосНИИВ и ВНИИЖТ РФ.

Каждый объект испытывался непрерывно в условиях асимметричного регулярного нагружения с постоянной для всех объектов данного типа средней нагрузкой цикла, равной для балки 441 кН, для рамы – 343 кН.

При испытаниях фиксировали число циклов до появления первой макротрещины длиной 10...50 мм и числом циклов до разрушения.

По результатам испытаний строили кривые усталости по параметру средней нагрузки в координатах амплитуда цикла нагрузки – число циклов либо до появления трещины, либо до разрушения.

По результатам статистической обработки оценивали параметры медианных кривых усталости по трещинообразованию и по разрушению, а также предельные амплитуды цикла (пределы выносливости) при вероятностях 0,5 и 0,05 на базе испытаний 10^7 циклов.

На рисунке для примера в логарифмических координатах приведены данные испытаний по трещинообразованию и графики соответствующих им медианных кривых усталости.



Рис. Кривая усталости по трещинообразованию отслуживших 30 лет надрессорных балок (а) и боковых рам (б): P_a – амплитуда цикла нагрузки; N – число циклов до появления первой макротрещины

Клону кривой усталости сопоставляли с аналогичными оценками, полученными ранее в подобных испытаниях новых (не бывших в эксплуатации) объектов (табл. 1, 2).

Из сопоставления данных для рам (табл. 1) видно, что полученные значения предела выносливости и параметра наклона кривой усталости для отслуживших назначенный срок службы 30 лет рам находятся в области разброса оценок данных характеристик, полученных ранее для новых рам. Для балок отмечался большой разброс данных испытаний, кривая усталости оказалась более пологой, а предел выносливости на малых базах испытаний ниже, чем у новых, а на наиболее значимых больших базах, наоборот, выше. По-видимому, на результаты испытаний балок оказали

влияние различия в конструктивном исполнении средней их части разными заводами-изготовителями.

В целом можно утверждать, что накопленные в объектах за 30 лет эксплуатации повреждения не привели к существенному снижению предела выносливости на значимых больших базах испытаний, что позволяет с позиций механики накопления рассеянных повреждений сделать вывод о возможности некоторого увеличения назначенного срока службы.

Таблица 1 - Данные о характеристиках сопротивления усталости боковых рам

Тип рам	Организация, проводившая испытания	Завод-изготовитель	Параметр наклона кривой усталости	Предел выносливости при вероятности 0,05, кН
Новые	УО ВНИИЖТ	БСЗ	7,99	109,7
	УО ВНИИЖТ	УВЗ	7,02	106,5
	УО ВНИИЖТ	УВЗ	6,78	120,5
	ВНИИЖТ	УВЗ	4,37	108,1
	ВНИИЖТ	ЛЛМЗ	4,20	127,8
	ВНИИЖТ	УВЗ	7,60	155,3
	ВНИИЖТ	УВЗ	4,30	126,2
Отслужившие 30 лет	БГТУ	БСЗ	4,94	125,8
		УВЗ		
		ЛЛМЗ		

Таблица 2 - Данные о характеристиках сопротивления усталости надпассажирских балок

Тип балок	Организация, проводившая испытания	Завод-изготовитель	Параметр наклона кривой усталости	Предел выносливости при вероятности 0,05, кН
Новые	УВЗ	УВЗ	3,52	84,8
	УВЗ	УВЗ	3,47	102,4
	ВНИИПТИВ	КрЛИШ	3,49	132,0
	ВНИИЖТ	ЛЛМЗ	3,50	115,8
	ВНИИЖТ	ЛЛМЗ	4,50	104,0
	ВНИИЖТ	БСЗ	3,70	106,9
	ВНИИЖТ	УВЗ	3,70	103,0
Отслужившие 30 лет	БГТУ	БСЗ	7,75	160,5
		УВЗ		
		ЛЛМЗ		

Полученные результаты диагностирования остаточной прочности однако не являются достаточными для решения вопроса об отложенном назначенном сроке службы рам и балок с позиций механики разрушения. Поскольку рост трещин в период между деповскими ремонтами может привести к опасным полным разрушениям, важно установить, сохраняются ли достаточными запасы живучести объектов с увеличением срока службы. Таким образом, для окончательного решения необходимо проведение исследований с позиций механики разрушения.

АБРАЗИВНАЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ВЫСОКОУГЛЕРОДИСТОЙ ХРОМОНИКЕЛЕВОЙ СТАЛИ

Киселева И.В., Ерохин Я.Г. (ДонГТУ, г.Донецк, Украина)

High endurance, including abrasive endurance, is secured by creating certain structure in alloys – it's a basis and inclusions of highly rigid particles. in the article the results of research of wearing out cr-ni-steels with austenitic and austenite-martensite structure, of different hardness and degree of stability of an austenite are given.

Многие детали машин работают в условиях воздействия значительных ударных нагрузок в сочетании с интенсивным абразивным изнашиванием, что приводит к их интенсивному изнашиванию и поломкам. Для повышения долговечности такие детали целесообразно изготавливать из материалов, обладающих высокой твердостью и износостойкостью поверхностных слоев в сочетании с высокой вязкостью сердцевины. Высокая износостойкость, в том числе абразивная, обеспечивается созданием определенной структуры сплава – вязкой основы (матрицы) и высокотвердых включений (карбидов). Высокую ударную вязкость обеспечивает сплав аустенитная структура.

По данным работы [1], наибольшую износостойкость материалу обеспечивает твердая мартенситная матрица, а наличие остаточного аустенита ухудшает эту характеристику. Однако, если остаточный аустенит не стабилен и претерпевает фазовые превращения в процессе изнашивания, то его присутствие в сплавах повышает износостойкость, в некоторых случаях – весьма значительно [2].

Цель настоящей работы – определение влияния микроструктуры и степени стабильности аустенита хромоникелевых высокоуглеродистых сталей на их сопротивление абразивному изнашиванию.

Таблица 1 - Химический состав исследованных сталей

№ стали	Содержание химических элементов, %						
	C	Ni	Cr	Mn	Si	S	P
1	1,50	3,60	3,54	0,42	0,93	0,040	0,078
2	1,20	4,00	2,60	0,40	1,00	0,037	0,080
3	1,13	3,54	3,00	0,28	0,87	0,038	0,080

Исследовали аустенитные стали, полученные с использованием полупродукта производства ферроникеля [3], которые при содержании 0,9-1,5С%; 3,0-5,0Сr%; 3,0-4,5%Ni; 0,5-1,5%Mn имеют структуру нестабильного аустенита с карбидами и по абразивной износостойкости практически не уступают значительно более твердым белым хромоникелевым чугунам.

Исследования проводили на трех сталях (табл.1), отличающихся степенью стабильности аустенита по отношению к $\gamma \rightarrow \alpha$ превращению при охлаждении и имеющих различную микроструктуру в литом состоянии.

Структура сталей 1 и 2 в литом состоянии представляла собой аустенитную матрицу с карбидами. В стали 3 матрица была аустенитно-мартенситная. Результаты исследований структуры и свойств сталей приведены в табл. 2.

Таблица 2 - Свойства исследованных сталей

№ стали	Термическая обработка	Структура	твердость	микротвердость	относит. износост.	Коеф. упрочнения	Кол-во мартенсита деформ. %
1	Литье	A+K	220	350/650	1,5	1,86	4
	Закалка от t ⁰ C						
	900	A+K	260	350/650	11,53	1,96	5
	1000	A+K	250	350/670	1,50	1,91	4
	1150	A+K	220	400/680	1,42	1,70	2
	Отжиг при 900 ⁰ C	A+K+35%M	440	680/750	1,31	1,10	не определ.

Продолжение таблицы 2.

2	Литье	A+K	210	330/600	1,50	1,82	4
	Закалка от t ⁰ C						
	900	A+K	250	300/600	1,56	2,0	6
	1000	A+K	410	320/630	1,53	1,96	5
	1150	A+K	520	360/640	1,48	1,78	3
3	Отжиг при 900 ⁰ C	A+K+15%M	320	570/700	1,38	1,23	не определ.
		A+K+45%M	410	450/520	1,40	1,16	
	Обработка холодом	A+K+10%M	520	550/630	1,48	1,13	не определ.
	Наклеп						
3	Литье	A+K+8%M	280	350/500	1,48	1,43	не определ.
	Закалка от t ⁰ C						
	900	A+K+60%M	590	680/760	1,50	1,12	не определ.
	1150	A+K	230	330/730	1,68	2,20	
							18
	Отжиг при 900 ⁰ C	A+K+T	320	380/390	0,66	1,0	не определ.
	Обработка холодом						
	Наклеп	A+K+60%M	550	440/560	1,42	1,27	не определ.
		A+K+25%M	520	650/750	1,60	1,07	

Обозначения: А – аустенит; М – мартенсит; К – карбиды; Т – троостит

Примечания: в числителе дана исходная микротвердость матрицы, в знаменателе – после изнашивания.

В стали 2 после закалки от невысоких температур (850-900⁰C), по сравнению с литым состоянием, увеличилось количество карбидов и их размеры. Эти изменения структуры привели к повышению твердости стали от 210 НВ до 250НВ и снижению микротвердости аустенита. При этом происходит уменьшение степени легированности аустенита углеродом и хромом, в результате чего повышается его склонность к упрочнению и образованию мартенсита деформации. Абразивная износостойкость стали немного повышается.

Повышение температуры нагрева под закалку до 1000 и 1150⁰C способствует росту исходной микротвердости аустенита за счет повышения степени его легированности. В результате этого степень упрочнения и износостойкость снижаются. Толщина упрочненного слоя составляет 80-120

мкм и практически не зависит от режима термической обработки.

Кроме степени упрочнения матрицы определяли количество мартенсита деформации на изношенной поверхности. Полученные данные свидетельствуют о том, что наблюдается корреляционная зависимость между степенью упрочнения матрицы и количеством образующегося мартенсита деформации и сопротивлением сталей изнашиванию: чем выше степень и глубина упрочнения и чем больше мартенсита деформации образуется, тем выше износостойкость стали.

В отличие от сталей 1 и 2 сталь 3, обладающая более низкой стабильностью аустенита, имеет аустенитную основу только после закалки от 1150°C. В результате обогащения аустенита углеродом и хромом при растворении карбидов его стабильность повышается настолько, что при охлаждении в воде до комнатной температуры $\gamma \rightarrow \alpha$ превращение не происходит. При этом аустенит сохраняет высокую способность к упрочнению под действием нагрузки. Из приведенных в таблице 2 данных видно, что максимальная микротвердость после изнашивания и степень упрочнения матрицы стали 3 значительно выше, чем сталей 1 и 2 после термической обработки почти по всем исследованным режимам. Износостойкость при этом также максимальна.

Образование мартенсита в структуре стали 3 при охлаждении до 196°C приводит к снижению ее износостойкости по сравнению с этой характеристикой для стали в аустенитном состоянии. Это можно объяснить более высокой стабильностью и меньшей склонностью остаточного аустенита к образованию мартенсита деформации и упрочнению при нагружении. Кроме того, на образование мартенсита деформации тратится часть энергии абразивных частиц, в результате чего уменьшается их отрицательное воздействие на поверхность металла.

Исследуемые стали предназначены для изготовления деталей, подвергающихся одновременно с изнашиванием действию динамических нагрузок. В связи с этим проводились испытания образцов, подвергнутых предварительному динамическому сжатию на 30-40%. Металлографическими и магнитометрическими исследованиями наклепанных образцов зафиксировано протекание $\gamma \rightarrow \alpha$ превращения и упрочнение аустенита на всю толщину образца. Интенсивность этих процессов зависит от химического состава. Следует отметить, что микротвердость наклепанного металла ниже его микротвердости вблизи поверхности вблизи поверхности изнашивания. Это свидетельствует о том, что в исследуемых хромоникелевых сталях в процессе изнашивания достигается максимальная степень упрочнения аустенита. На абразивную износостойкость предварительный наклеп практически не оказывает влияния.

На основании проведенных исследований можно сделать вывод, что

максимальной износостойкостью обладают стали со структурой нестабильного аустенита, склонного к протеканию $\gamma \rightarrow \alpha$ превращению в процессе пластической деформации.

Исследованные стали наплавляли методом электрошлакового переплава на сталь 110Г13Л, которая обладает высокой ударной вязкостью и широко используется для изготовления деталей, подвергающихся действию динамических нагрузок. Исследования показали, что эти стали образуют структурно однородную зону сплавления, механические свойства которой практически не отличаются от наплавленного металла.

Список литературы: 1. Шулепникова А.Г. Сопротивление абразивному изнашиванию легированного аустенита и полученной из него феррито-карбидной смеси равной твердости/ *Металлургический сборник*, 1964, №7, С.43-44. 2. Мельников В.П. Абразивная износостойкость углеродистых и малолегированных сталей в различных структурных состояниях/ *Металлургический сборник*, 1976, №6, С.45-46. 3. Киселева И.В., Дорохов В.В., Шварцер А.Я. Применение природнолегированных железоуглеродистых сплавов для наплавки рабочих органов горнодобывающего оборудования/ *Теоретические и технологические основы наплавки. Наплавка износостойких и жаростойких сталей и сплавов*. Киев: ИЭС им. Е.О.Патона, 1983, С.28034.

ИЗМЕНЕНИЕ ФОРМЫ И ТОЛЩИНЫ ТРУБЫ ПРИ СВОБОДНОМ ВОЛОЧЕНИИ В РАДИАЛЬНОЙ ВОЛОКЕ

Кнапински М., Дыя Х., Марковски Я. (ЧПИ, г. Ченстохова, Польша)

The paper presents the computer simulation of the sinking process of tubes with different values of thickness of the wall on the perimeter. The calculations were made based on the computer program Forge3 using a rigid-plastic model of the deformed material. The main goal of the work focused on the analysis of the influence of the shape of deformation zone on the final wall thickness and a shape of drawn tubes.

Одновременно с развитием технологии производства металлургической продукции растут требования к качеству продукции обработки металлов давлением. Одним из видов обработки металлов давлением является волочение прецизионных труб. Требования к их точности геометрических размеров и величине овальности весьма велики. Исходной заготовкой для волочения труб являются цельнокатаные или сварные трубы. Основным их недостатком является разнотолщинность стенки трубы, которая в лучшем случае для сварных труб достигает $\pm 10\%$ от толщины стенки тру-

бы. Результаты экспериментов, проведенные на заводе Buszek (Польша), показали, что при волочении труб на свободной оправке разнотолщинность готовых труб не уменьшается по сравнению с исходной разнотолщинностью. При этом величина овальности труб уменьшается. Одним из способов уменьшения разнотолщинности исходной трубы является свободное волочение [1].

Процесс свободного волочения достаточно глубоко проанализирован в работах [3,4,5], однако всегда при допущении, что толщина стенки трубы по всему периметру является одинаковой. В процессе свободного волочения может происходить утолщение или утонение стенки трубы в зависимости от параметров процесса [3,4,5], основными из которых являются величина обжатия и коэффициент обжатия [5]. В работе [2] приведены результаты анализа влияния угла конической волоки и обжатия на распределение толщины стенки трубы по её периметру, а также форму трубы при свободном волочении. Дальнейшие исследования в этом направлении, представленные в данной работе, проведены по изучению влияния формы рабочей части волоки на разнотолщинность и овальность трубы.

Исследования проведены путём компьютерного моделирования волочения трубы с принятой начальной разнотолщинностью стенки по её периметру. Моделирование проведено для трёх типов волок: конической с углом волоки 30° , с вогнутой радиальной рабочей поверхностью и с выпуклой радиальной рабочей поверхностью. Компьютерное моделирование проведено с применением программы Forge3. При этом принята жесткопластическая модель деформируемого металла. Программа Forge3 базируется на трёхмерной модели деформации металла и благодаря этому результаты расчёта позволяют учесть в наибольшей мере реальные условия разнотолщинности трубы по её периметру.

Компьютерное моделирование проведено для одной четверти трубы диаметром 19 мм и толщине, изменяющейся по периметру от 2,2 до 1,8 мм. Такая величина разнотолщинности соответствует разнотолщинности трубы, практически получаемой в процессе её производства сваркой из полосы. Форма исходной трубы в виде поверхностной сетки получена с помощью программы AutoCAD14 и перенесена в пакет программы Forge3. Затем, используя внутренний генератор поверхностной и пространственной сетки элементов Forge3, создана сетка трёхмерных элементов с четырьмя узлами во всём объёме деформируемой трубы. Вид исходной трубы и волоки, разделённой на трёхмерные элементы приведен на рис.1.

Кривую упрочнения материала трубы аппроксимировано следующим выражением:

$$\sigma = 640 \cdot (\varepsilon + 0.01)^{0.173} \quad (1)$$

где: σ - интенсивность напряжений, ε - интенсивность деформаций.

Рассмотрен случай холодного волочения при допущении, что температура окружающей среды, деформируемого материала и волоки составляет 25°C , и деформируемый материал не нагревается до температуры, которая бы повлияла на его механические свойства. Во всех расчётах принято условие трения Кулона при коэффициенте трения в очаге деформации равным 0,06, что соответствует практическим условиям волочения со смазкой.

Используя программу AutoCAD14, запроектирована такая форма волок, чтобы получить обжатие 17%. Форма радиально вогнутой волоки подобрана так, чтобы касательная к поверхности волоки в точке входа в очаг деформации образовала угол с продольной осью трубы равный 6° , а в точке выхода материала из очага деформации волоки – угол 20° . Форма радиально выпуклой волоки являлась зеркальным отображением радиально вогнутой волоки. Выполненные таким образом формы волок перенесены в пакет программы Forge3 так же, что и исходный материал и затем собраны в соответствии со схемой моделирования.

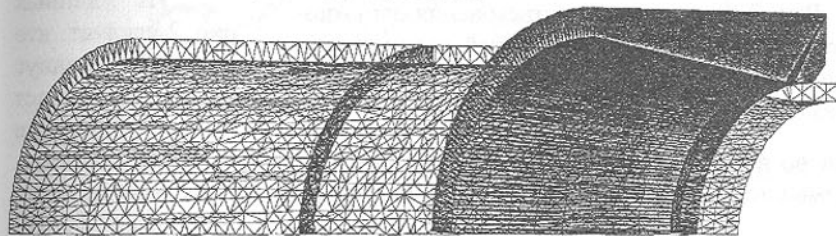


Рис. 1. Вид сетки конечных элементов деформируемой трубы и волоки

В результате проведенного компьютерного моделирования проведен анализ формы трубы до, и после волочения. Для этого в каждом из вариантов моделирования выделено поперечное сечение, подобное показанному на рис.1 (затемнённая область трубы после выходе из волоки). Благодаря возможности записи координат узлов элементов каждого поперечного сечения деформируемой трубы (в прямоугольной системе координат), получены данные, описывающие форму поперечного сечения деформируемой четверти трубы до и после выхода из волоки. Расположение деформируемой трубы таким образом, что её ось соответствовала координатам (0; 0), позволило переопределить координаты узлов в полярной системе координат и получить изменение внешнего и внутреннего радиусов по периметру трубы до и после волочения в интервале от 0 до 90° . Затем, рассчитывая разницу между наружным и внутренним радиусами, получены величины толщины трубы, соответствующие данному углу в полярной системе координат.

На основе данных, полученных в результате компьютерного моделирования, определено распределение внутреннего и внешнего радиусов

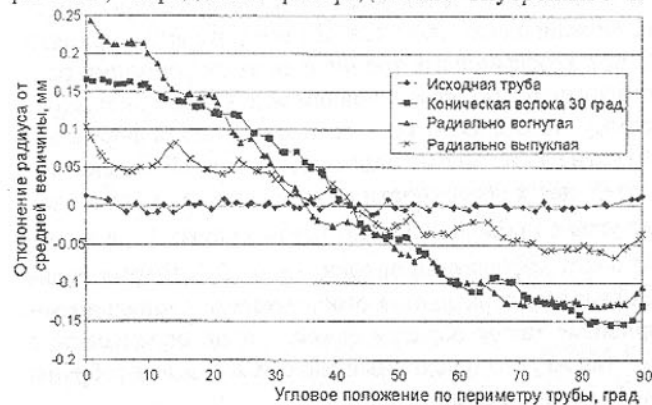


Рис. 2. Распределение отклонения наружного радиуса трубы от его средней величины по периметру исходной трубы и после волочения через волокна различной формы

волокна во всех 3-х вариантах формы волокна. Следует, однако, отметить, что изменение внешней формы трубы наименьшее при волочении через радиально выпуклую волоку.



Рис. 3. Распределение отклонения внутреннего радиуса трубы от его средней величины по периметру исходной трубы и после волочения через волокна различной формы

трубы после волочения 3-мя вариантами: через коническую, радиально выпуклую и радиально вогнутую волокна при обжатии 17%. Полученные результаты в графическом виде приведены на рис. 2 и 3.

Из данных рис. 2 следует, что внешний радиус трубы приобретает форму отверстия радиально выпуклую волоку.

Результаты, представленные на рис. 3 свидетельствуют о том, что во всех вариантах волочения разница максимального и минимального внутренних радиусов увеличилась по сравнению с их разницей для исходной трубы. Причём, минимальное искажение внутреннего

профиля трубы имеет место при волочении через радиально выпуклую волоку.

На рис. 4 представлены рассчитанные распределения толщины стенки трубы по её периметру для применённых форм волочильного инструмента, в том числе начальная толщина трубы. Из приведенных данных следует, что во всех случаях волочения толщина трубы увеличилась с одновременным уменьшением её разнотолщинности по периметру в сравне-



Рис. 4. Изменение толщины стенки по периметру трубы

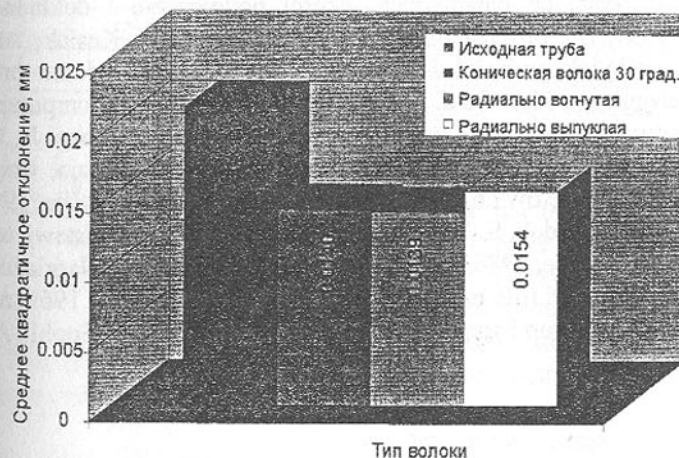


Рис. 5. Сравнение средних квадратичных отклонений толщины исходной трубы и после волочения через волокна различной формы

нии с соответствующими величинами исходной трубы.

Представленные на рис. 4 в графической форме распределения толщины стенки трубы по её периметру не позволяют однозначно оценить изменение разнотолщинности труб после волочения в волоках различной формы. Поэтому для каждого варианта волочения рассчитаны средние квадратичные отклонения толщины, которые могут служить определителем степени разнотолщинности трубы для каждого из исследуемого варианта, и которые приведены на рис.5. Данные рис.5. подтверждают ранее приведенные обсуждения распределения толщины трубы по её периметру, представленные графически.

Выводы

Результаты проведенного численного моделирования свободного волочения труб показали, что применение волок с радиально выпуклой и радиально вогнутой формой рабочей поверхностью приводит к уменьшению исходной разнотолщинности так же, как и в случае применения конической волоки [2]. Применение радиально выпуклой волоки в меньшей степени уменьшает исходную разнотолщинность и в меньшей мере изменяет форму внешнего профиля трубы по сравнению с волочением в конической и радиально вогнутой волоках.

Список литературы: 1. Sprawozdanie z realizacji projektu celowego nr 7 7804 95 C/2324 pt.: „Uruchomienie produkcji nowego asortymentu rur precyzyjnych o wysokich parametrach jakości powierzchni i dokładności”, Częstochowa 1999, (не опубликовано). 2. M. Knapieński, J. Kusiak, Analiza kształtu oraz odchyłek grubości ścianki na obwodzie rury podczas procesu swobodnego ciągnięcia, Mat. Konf. 7. Konferencji Zastosowanie komputerów w zakładach przetwórstwa metali, Krynica, 2000, s.163-170. 3. F. Knap, B. Golis, J.W. Pilarczyk, Wybrane zagadnienia z teorii i praktyki ciągnięcia, Część 3, Ciągnięcie stalowych prętów i rur, skrypt, Politechnika Częstochowska, 1993. 4. M. Morawiecki, L. Sadok, E. Wosiek, Przeróbka plastyczna. Podstawy teoretyczne, Śląsk, Katowice, 1986. 5. W. Smirnow, A. Skorniakov, Naprężenia i deformacji pri wołoczeniu trub bez oprawki, Trudy LPI, Leningrad 1969, nr 309, s.80-85. 6. How to run Forge3, Users guide, Transvalor S.A., Sophia Antipolis, 1998.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ С ГИДРОСТАТИЧЕСКИМИ НАПРАВЛЯЮЩИМИ С УЧЕТОМ ЖЕСТКОСТИ НЕСУЩИХ СИСТЕМ

Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Донченко А.И., Кузьменко С.А.
(ДГМА, г. Краматорск, Украина)

The results of modeling of liquid friction basic support of machine tools are given in view of rigidity of carrying and base details. The influence of deformations on accuracy of processing is shown.

При выборе типа направляющих в тяжелых токарных, расточных, продольно-фрезерных и многооперационных станках наибольшее распространение получают гидростатические замкнутые направляющие. По большинству эксплуатационных показателей гидростатические направляющие превосходят другие типы опор, они обеспечивают плавность перемещения на малых скоростях подачи, высокую жесткость и хорошую демпфирующую способность.

При проектировании кареток суппортов тяжелых токарных станков и столов продольнофрезерных станков, нагруженных большими опрокидывающими моментами и имеющими длину несколько метров, у которых жесткость корпусных деталей невелика, а макронеровности соизмеримы с выбранным зазором масляного слоя, замыкание в вертикальной и горизонтальной плоскостях осуществляется с помощью плавающих опор.

На рис. 1 показана схема гидростатических направляющих каретки тяжелого токарного станка. На горизонтальных направляющих станка выполнено 20 гидростатических опор, в которых масло поступает через регулируемые дроссели. Расход масла и нагрузка на опору определяют толщину масляного слоя. Высокая жесткость в горизонтальном направлении создается за счет применения вертикальных замкнутых гидростатических на-

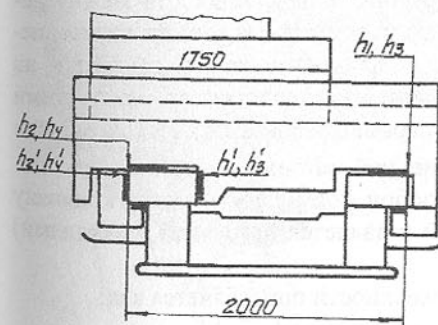


Рис. 1. Суппорт тяжелого токарного станка

правляющих с плавающими опорами, установленными на регулируемых клиньях. Плавающие опоры подключены по схеме, обеспечивающей создание переменного усилия на плавающих опорах при изменении зазора на основных (базовых) вертикальных направляющих. На дополнительных на-

правляющих каретки, также установлены плавающие гидростатические опоры, создающие постоянное усилие прижима, независимо от смещения каретки в вертикальной плоскости и изменения, действующих на каретку нагрузок.

При математическом моделировании работы суппорта решалась задача теории упругости для определения деформаций каретки, приведенных к вершине резца $\delta_{инстр}$, влияющих на точность обработки, и деформаций опорных поверхностей $\delta_{опор}$, определяющих работоспособность направляющих.

Для определения нагрузок, действующих на несущую систему, в традиционных методиках расчета, реакции опор (направляющих) заменяют равнодействующими, определяемые из уравнений статики. Через величину равнодействующей и координату ее приложения находят распределенную нагрузку на опору, представляя ее изменяющейся по трапециевидальному закону. Такой подход не позволяет с нужной точностью определить деформации станочных узлов, так как он основан на предположении абсолютной жесткости опорных поверхностей. Кроме того, распределение нагрузки (давлений) в гидростатических направляющих – сугубо нелинейно и определяется законами движения смазочного материала с учетом изменения зазора h между поверхностями опор, конструкцией и системами питания направляющих.

Для определения нагрузок в задаче теории упругости решается система дифференциальных уравнений течения вязкой жидкости между деформируемыми поверхностями опорного узла. Система сводится к уравнению, описывающему распределение гидродинамических давлений на опорные поверхности при заданном законе изменения зазора между ними $h = f(x; y)$. При этом переменные и параметры математической модели представлены в обобщенной криволинейной системе координат, что позволяет рассматривать опорные узлы любой формы и учитывать кривизну поверхностей. Распределение давлений и является нагрузкой (реакциями) на опорных поверхностях.

Зазор в каждой точке опорной поверхности определяется как:

$$h(x; y) = h_0 \pm h_{пер}(x; y) \pm \delta(x; y),$$

где h_0 – минимальное значение зазора для гарантированного разделения поверхностей опоры слоем смазки;

$h_{пер}(x; y)$ – изменение зазора от перекоса сопрягаемых поверхностей (определяется из геометрических соотношений в зависимости от относительных углов наклона поверхностей);

$\delta(x; y)$ – изменение зазора от деформаций поверхностей (определяется при решении задачи теории упругости).

При этом задачи течения жидкости и теории упругости должны решаться совместно (итерационно), так как изменение зазора $h(x; y)$ от деформаций $\delta(x; y)$ приводит к изменению несущей способности опоры $W = f(h)$, что количественно характеризуется жесткостью слоя смазки J :

$$J = -\frac{dW}{dh}.$$

На рис.2 показаны результаты моделирования каретки суппорта. Для определения смещения в точке крепления инструмента, характеризующего влияние деформаций на точность обработки, объект закреплялся по площадке крепления резцедержки. Деформации опорных поверхностей $\delta_{опор}$ в этом случае будут соответствовать деформациям каретки, приведенным к вершине резца $\delta_{инстр}$:

$$\delta_{инстр} = \delta_{опор} - h_{max},$$

где h_{max} – максимальная величина зазора в направляющих.

Максимальные деформации составили $\delta_{опор} = 0,012$ мм – в горизонтальной плоскости, $\delta_{опор} = 0,015$ мм – в вертикальной плоскости, что скомпенсировано величиной зазора $h = 0,050$ мм.

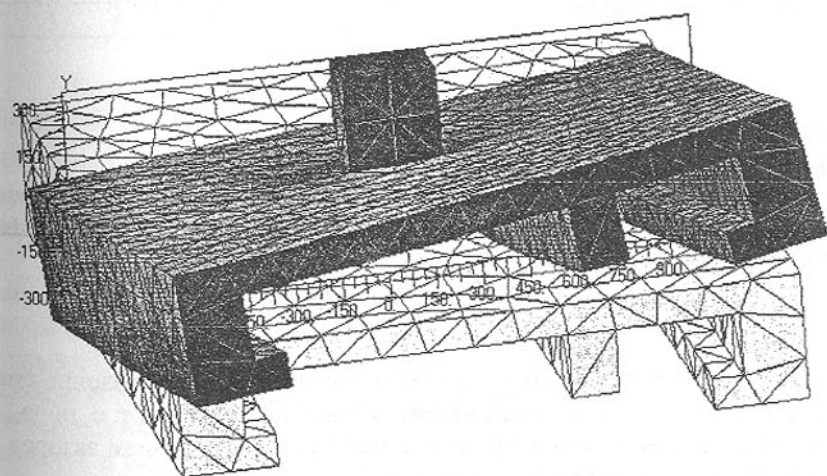


Рис. 2. Результаты моделирования деформаций каретки суппорта тяжелого токарного станка (деформации утрированы).

Измерения при натурных испытаниях станка показали удовлетворительное согласование результатов моделирования и опытных данных (в пределах 20%).

При наладке станка также были проведены исследования работоспособности плавающих опор. Зазор на плавающих опорах определяется

только соотношением сопротивлений дросселя и опоры и не зависит от упругих деформаций, вызванных весом подвижного узла, усилиями резания, температурными деформациями. Поскольку схема основных гидростатических направляющих является статически неопределимой системой, все дроссели были отрегулированы на один и тот же расход (360 см³ при давлении 1 МПа). При такой настройке дросселей зазор по площади направляющих при действии весовой нагрузки меняется незначительно, учитывая кубическую зависимость расхода от зазора.

Обобщенным показателем погрешности изготовления и деформации базовых деталей может служить начальный зазор h_0 , который характеризует расход смазывающего материала через опору, а также приведенную жесткость базовых деталей.

Для определения фактической величины начального зазора была проведена серия опытов, основанных на равенстве расходов смазывающего материала через дроссели и зазоры в опорах.

Отношение расходов смазывающего материала через зазор в гидростатических направляющих при различных давлениях смазывающего материала, подаваемого насосом, при неизменной внешней нагрузке может быть представлено в виде:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{p_1 h_1^3}{p_2 h_2^3},$$

где p_1 и p_2 — давление в опоре;

h_1 и h_2 — зазоры в направляющих данной опоры.

Из условия неразрывности потока смазывающего материала отношение расходов через дроссель при постоянстве его настройки выражается следующим образом:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{p_{n1} - p_1}{p_{n2} - p_2}$$

Так как нагрузка на опору остается постоянной, то и давление смазывающего материала в карманах направляющих не меняется, т. е. $p_1 = p_2$; а изменение давления насоса сопровождается только изменением зазоров в направляющих. Таким образом получаем:

$$h_1/h_2 = \sqrt[3]{(p_{n1} - p_1)/(p_{n2} - p_2)}; \quad (1)$$

Величины h_1 и h_2 представляют собой расчетные зазоры в направляющих. Эти зазоры могут быть представлены в виде суммы начального и измеренного зазоров, т. е.:

$$h_1 = h_{u1} + h_0 \text{ и } h_2 = h_{u2} + h_0,$$

где h_0 — величина начального зазора, не зависящая от изменения давления смазывающего материала на входе, так как при этом не происходит перераспределение нагрузки на станину и, следовательно, ее деформация.

Подставив значение зазоров в уравнение (1) получим:

$$h_0 = \frac{h_{u2} \sqrt[3]{(p_{n1} - p_1)/(p_{n2} - p_2)} - h_{u1}}{1 - \sqrt[3]{(p_{n1} - p_1)/(p_{n2} - p_2)}};$$

Как видно из формулы начальный зазор h_0 определен с помощью величин измеренных зазоров и давлений в карманах гидростатических направляющих и перед дросселем (давление насоса).

Данные опытов по измерению величины начального зазора приведены в таблице 1.

Таблица 1

№ опоры	p_{n1} , МПа	p_{n2} , МПа	p_1 , МПа	h_{u1} , Мпа	h_{u2} , Мпа	h_0 , мм
1			0,5	0,1	0,144	0,018
2	1,0	1,2	0,3	0,05	0,056	0,019
3			0,4	0,09	0,101	0,021

Таким образом, качество изготовления направляющих удовлетворительное, так как средний начальный зазор $h_{0cp} = 0,02$ мм, не превышает 30% расчетного. Данная методика определения среднего начального зазора была опробована на тяжелых токарных станках 1А685Ф2, КЖ16159Ф3 и тяжелых продольно-фрезерных 66К20Ф4.

На этих станках были испытаны также различные варианты плавающих опор. Важнейшей эксплуатационной характеристикой плавающей опоры является ее самоустанавливаемость, т. е. способность сохранять постоянный гидравлический зазор относительно нижней полки станины. С целью обеспечения надежной самоустанавливаемости опор были проведены испытания нескольких образцов плавающих опор с различным числом карманов и различными геометрическими соотношениями карманов и параметрами дросселей. Вопреки рекомендации ряда авторов, результаты исследования показали, что опоры с одним карманом практически самоустанавливаться не могут. Двухкарманные плавающие опоры самоустанавливаются только в одной плоскости, что так же нельзя признать удовлетворительным. Способностью устанавливаться по всей поверхности обладают четырехкарманные опоры с отношением площади карманов к площади рабочей поверхности 0,4.

РОЗВИТОК ТЕОРІЇ ЄМНІСНИХ ДАТЧИКІВ ЯК ЗАСОБІВ АВТОМАТИЧНОГО КОНТРОЛЮ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ

Кондратець В.О. (КДТУ, м. Кіровоград, Україна)

The results of development of the theory of variable-capacitance transducers as means of the automatic control of technological processes to work under complex operational conditions are given.

Успіх розв'язання багатьох проблем підвищення якості продукції машинобудування значно залежить від інформаційного забезпечення технологічних процесів. В машинобудуванні використовується ряд типів датчиків [1,2]. В усьому світі ведуться інтенсивні дослідження з метою покращення характеристик датчиків. На сьогодні технічні засоби значно перевищують можливості живого організму в визначенні практично усіх параметрів. Ємнісні датчики як засоби безконтактного контролю можуть бути ефективно використаними, зокрема, в гнучких автоматизованих виробництвах [3] і при очутливленні промислових роботів [4]. На великі можливості ємнісних датчиків в вимірюванні розмірів деталей вказано в [5]. Одночасно в [5] та інших джерелах вказується, що ємнісні датчики в машинобудуванні не отримали широкого розповсюдження. Розробка ємнісних датчиків спиралась на їх теорію і практику, що розвивались рядом авторів в різних країнах. Випадком практичної реалізації була розробка в США серійних ємнісних датчиків переміщення, що ефективно використовуються в промисловості завдяки способу їх виконання. Таким чином була доведена працездатність і ефективність ємнісних датчиків, але теоретичні проблеми залишились не розв'язаними. На необхідність вирішення питань, що стоять на шляху розв'язання проблеми використання ємнісних датчиків, вказується в [5]. Зокрема, велика різноманітність форм і конструкцій сприймаючих елементів не дозволяла зробити узагальнюючих висновків в цілому. Практично не вивчався вплив корпусу на перетворювач, вплив багатофакторного зовнішнього середовища та можливості його компенсації, не здійснювався пошук умов оптимізації параметрів датчика. В [5] відмічається, що поверхню пластин конденсатора усередині перетворювача практично неможливо очистити під час роботи, на перетворювач діють температура, волога, пил, пара різних речовин та інші фактори. Розробці окремих аспектів розвитку теорії ємнісних датчиків присвячена дана робота.

Враховуючи, що ємність будь-якого за формою перетворювача може бути знайдена, загальні закономірності найдоцільніше вивчати на певному найбільш простому, але з точно визначеними властивостями елементі. Тому під введеним поняттям узагальненого ємнісного перетворювача будемо розуміти плоско-паралельний конденсатор з корпусом і прямокутними

пластинами, одна із яких заземлена, а друга ізолювана з обох боків (рис.1). Корпус також виконано із прямокутних металевих пластин, розташованих

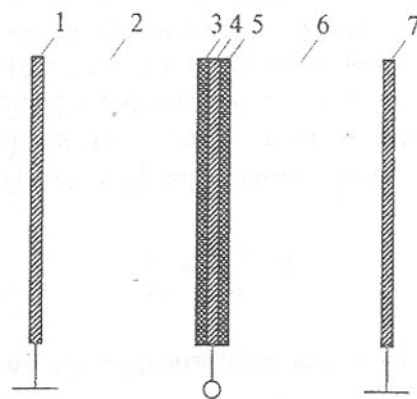


Рис.1. Спрощена схема узагальненого ємнісного перетворювача: 1 - заземлена пластина; 2 - середовище перетворювача; 3 - перша ізолююча стінка; 4 - ізолювана пластина; 5 - друга ізолююча стінка; 6 - середовище корпусу; 7 - пластина корпусу.

паралельно і перпендикулярно пластинам перетворювача. Крайовим ефектом і впливом перпендикулярно розташованих пластин нехтуємо. Ємність узагальненого ємнісного перетворювача дорівнює:

$$C_{\Pi} = \varepsilon_0 B_{\Pi} H_{\Pi} \left[\frac{\varepsilon_{\Pi 1} \varepsilon_{i1}}{\varepsilon_{i1} d_1 - (\varepsilon_{i1} - \varepsilon_{\Pi 1}) d_{i1}} + \frac{\varepsilon_{\Pi 2} \varepsilon_{i2}}{\varepsilon_{i2} d_2 - (\varepsilon_{i2} - \varepsilon_{\Pi 2}) d_{i2}} \right], \quad (1)$$

де $\varepsilon_0, \varepsilon_{\Pi 1}, \varepsilon_{\Pi 2}, \varepsilon_{i1}, \varepsilon_{i2}$ - відповідно діелектричні проникності вакууму, середовища перетворювача і корпусу, ізолюючих стінок; B_{Π}, H_{Π} - відповідно ширина і висота пластин; d_1 - відстань між пластинами (вимірювана величина); d_2 - відстань від ізолюваної пластини до пластини корпусу; d_{i1}, d_{i2} - відповідно товщина ізолюючих стінок перетворювача і корпусу.

Із залежності (1) видно, що перший доданок складає ємність безпосередньо перетворювача, а другий - корпусу. При вимірюванні необхідно забезпечити ємність перетворювача більшу порівняно з ємністю корпусу. Відповідно (1) дана умова може бути записана у вигляді:

$$\frac{\varepsilon_{\Pi 1} \varepsilon_{i1}}{\varepsilon_{i1} d_1 - (\varepsilon_{i1} - \varepsilon_{\Pi 1}) d_{i1}} \gg \frac{\varepsilon_{\Pi 2} \varepsilon_{i2}}{\varepsilon_{i2} d_2 - (\varepsilon_{i2} - \varepsilon_{\Pi 2}) d_{i2}} = B. \quad (2)$$

Для виконання даної умови функція B повинна прийняти мінімальне значення. Зрозуміло, що при $d_2 \rightarrow \infty, B \rightarrow 0$, але фізично таким шляхом пов-

ністю скористатись не можливо. Тому необхідно знайти найменше значення B при $d_2 = \text{const}$ і зміні інших параметрів, аналізуючи можливі варіанти розв'язання задачі. Варіант $\varepsilon_{П2} > \varepsilon_{П2}$ не має фізичного змісту, так як можна використати ізолюючу стінку з іншим діелектриком. Розглянемо шляхи $\varepsilon_{i2} > \varepsilon_{П2}$ (ізолятор - повітря) і $\varepsilon_{i2} = \varepsilon_{П2}$ (суцільний діелектрик). При незмінному d_2, ε_{i2} і $\varepsilon_{П2} = \varepsilon_{П}$ (повітря) з ростом d_{i2} функція B збільшується. Тому для досягнення найменшого B параметру d_{i2} необхідно також надати найменше значення. При $d_{i2} = 0$ з (2) отримаємо

$$B = \frac{\varepsilon_{П2}}{d_2} = \frac{\varepsilon_{П}}{d_2}. \quad (3)$$

Якщо з урахуванням $d_2 = \text{const}$ прийняти $\varepsilon_{i2} = \varepsilon_{П2}$, то з (2) витікає

$$B = \frac{\varepsilon_{i2}}{d_2}. \quad (4)$$

Так як $\varepsilon_{П} / d_2 < \varepsilon_{i2} / d_2$, то ємнісні датчики в основному треба будувати з ізолюючою стінкою і заповненням корпусу повітрям (рис.1).

В процесі роботи на пластини перетворювача осідає матеріал, а в замкнутому просторі корпусу може створюватись конденсат. З врахуванням цих особливостей ємність узагальненого ємнісного перетворювача буде дорівнювати:

$$C_{П} = \varepsilon_0 \varepsilon_{П} B_{П} H_{П} \left[\frac{\varepsilon_{ш} \varepsilon_{П1}}{\varepsilon_{ш} \varepsilon_{П1} d_1 - \varepsilon_{П1} (\varepsilon_{ш} - \varepsilon_{П}) (d_{ш1} + d_{ш2}) - \varepsilon_{ш} (\varepsilon_{П1} - \varepsilon_{П}) d_{П1}} + \frac{\varepsilon_{К} \varepsilon_{i2}}{\varepsilon_{К} \varepsilon_{i2} d_2 - \varepsilon_{i2} (\varepsilon_{К} - \varepsilon_{П}) (d_{К1} + d_{К2}) - \varepsilon_{К} (\varepsilon_{i2} - \varepsilon_{П}) d_{i2}} \right], \quad (5)$$

де $\varepsilon_{П}, \varepsilon_{ш}, \varepsilon_{К}$ - відповідно діелектричні проникненості повітря, шару осівшого матеріалу, конденсату; $d_{ш1}, d_{ш2}, d_{К1}, d_{К2}$ - відповідно товщина шарів осівшого матеріалу і конденсату.

Математичним моделюванням приведенного виразу встановлено, що початкова ємність перетворювача може значно змінюватись (до 25%) під впливом створюваних шарів осівшого матеріалу. Конденсат в корпусі призводить до ще більших змін ємності і може навіть викликати ситуації непрацездатності перетворювача. В табл.1. приведена залежність відносно

Таблиця 1 - Залежність відносного значення ємності перетворювача $C_{ПВ}$ від відстані між пластинами при різних діелектричних проникненостях середовища.

d_1 , мм	$C_{ПВ}(\varepsilon_{П} = 1,0)$	$C_{ПВ}(\varepsilon_{П} = 1,1)$	Похибка, %
3	1,000	1,000	0,00
4	0,450	0,478	6,28
5	0,294	0,314	6,90
6	0,217	0,234	7,66
7	0,172	0,186	8,14
8	0,143	0,155	8,42
9	0,122	0,132	8,63
10	0,106	0,116	8,82
15	0,065	0,071	9,32
20	0,047	0,051	9,56

зміни ємності перетворювача від відстані між пластинами при різних значеннях діелектричної проникненості середовища. Вона при порівняно невеликих d_1 відрізняється високою чутливістю. Зміна діелектричної проникненості середовища сильно впливає на точність вимірювання. Відносна похибка вимірювання не залишається незмінною. Вона при малих d_1 значно менша, а при зростанні вимірюваного параметру наближається до відносного відхилення $\varepsilon_{П}$ від базового значення.

При виборі контрольованого параметру в якості критерію оптимальності необхідно приймати відносну чутливість і знаходити її конкретне значення з використанням залежностей ємнісного перетворювача. Z, Y, Q і F - метри мають різні значення математичних виразів критерію оптимальності. Найкращими властивостями володіє F - метр. Тому вимірювання технологічних параметрів ємнісним перетворювачем необхідно здійснювати по частоті. Такі вимірювання забезпечують найкращі результати з використанням додаткової резонансної системи, в яку введено ємнісний перетворювач. Додаткова резонансна система живиться від високочастотного транзисторного автогенератора. Відповідно отриманому критерію ефективності оптимальною резонансною системою є $C_P L_P C_{П}$ з'єднання елементів. Дослідження показали, що сучасні транзисторні автогенератори можна подати у вигляді приладного ряду із 16 основних типів. З ускладненням стабільність автогенераторів підвищується. Амплітудна стабільність порівняно низька і мало покращується при зростанні складності. Так як вибраний за критерієм оптимальності автогенератор є самим складним в приладному ряді, виникла необхідність в створенні спеціального автоматичного

регулятора амплітуди і частоти високочастотних коливань, що працює спільно із звичайним транзисторним автогенератором.

Розроблені математичні моделі узагальненого ємнісного перетворювача і резонансної системи, обґрунтовані обмеження і критерії оптимальності дозволяють методом динамічного програмування з представленням процесу у вигляді трьох стадій здійснювати оптимізацію конструктивних параметрів датчика для різних умов і цілей використання. З застосуванням теорії точності досягнуті умови дуже незначного впливу зміни конструктивних параметрів в достатньо широких межах на результат вимірювання. Доведено, що лінеаризувати статичну характеристику датчика з високими вимогами до лінійності за допомогою розробленої теорії безприладної лінеаризації неможливо.

Виходячи із результатів теоретичних досліджень ємнісного перетворювача, роботою датчика повинна керувати мікропроцесорна самоналагоджувальна система (СНС). Вона перед кожним вимірюванням оцінює стан первинного перетворювача. СНС шляхом автоматичного регулювання вимірювальний канал приводить до еталонного стану, компенсуючи вплив корпусу, шарів осівшого матеріалу, зміни середовища з лінеаризацією статичної характеристики в процесі контролю технологічного параметру.

Експериментальна перевірка з високою точністю підтвердила основні теоретичні положення. Ємнісний датчик, створений відповідно розвинутих теоретичним положенням, надійно і точно виконує свої функції в складних експлуатаційних умовах. Це дозволяє широко використовувати його в різних технологічних процесах, промислових роботах та координатно-вимірювальних системах.

Список літератури: 1. Кондратець В.О. Автоматика та автоматизація виробництва сільськогосподарських машин: У 2ч.; Ч.І. Теорія і технічні засоби систем: Підручник. - К.: Вища шк., 1993. - 319с. 2. Кондратець В.О. Автоматика та автоматизація виробництва сільськогосподарських машин: У 2ч.; Ч.ІІ. Системи керування технологічними та виробничими процесами і проектуванням: Підручник. - К.: Вища шк., 1993. - 256с. 3. Вальков В.М. Контроль в ГАП. -Л.: Машиностроение, 1986. - 232с. 4. Системы чувствления и адаптивные промышленные роботы / В.Б. Брагин, Ю.Г. Войлов, Ю.Д. Жаботинский и др.; Под общ. ред. Е.П. Попова, В.В. Ключева. - М.: Машиностроение, 1985. - 256с. 5. Воронцов Л.Н., Корндорф С.Ф. Приборы автоматического контроля размеров в машиностроении. - М.: Машиностроение, 1988. - 280с.

ОПТИМИЗАЦИЯ ФОРМЫ МИКРОСВАРОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА

Костава А.А., Турманидзе Р.С., Амиридзе М.Н.

(ГТУ, г. Тбилиси, Грузия)

In article is suggested an optimization of microwelding tool's shape by approach of microwelding process modeling. This approach allows to study of process more deeply and consequently to determine optimal shape of tool.

Форма рабочей части микросварочного инструмента, при прочих равных параметрах, оказывает сильное влияние на прочность сварного соединения. Это влияние, прежде всего, проявляется в характере течения деформируемого материала, способствуя изменению коэффициентов трения и величины зоны "торможения", в которой происходит схватывание. Изменение последней с изменением формы инструмента позволяет предполагать, что должна меняться и степень деформации свариваемых проводников. [1; 2].

Выбор формы рабочей части деформируемого инструмента необходимо проводить на основе критерия оптимальности. Критериями были приняты условия:

- равномерное схватывание на всей площади сварки;
- максимальная деформация свариваемой проволоки в зоне сварки и минимальная в зоне контакта с инструментом.

Первое условие удовлетворяется в том случае, когда в зоне сварки деформация поверхностных слоев проволоки будет равномерной и градиент касательных напряжений будет равномерным, т.е.

$$\frac{d\varepsilon_i}{dx} \rightarrow \min \quad \text{и} \quad \frac{d\tau_{xy}}{dx} \rightarrow \min$$

Что касается второго условия, его удовлетворение зависит от значений касательных напряжений в точках поверхностных слоев свариваемой проволоки. Для уменьшения интенсивности износа инструмента и увеличения качества стабильной сварки в поверхностных слоях проволоки, находящихся в зоне сварки, значения касательных напряжений должны быть высокими ($\tau_i \rightarrow \max$), а в слоях, находящихся в зоне контакта с инструментом, наоборот, низкими ($\tau_i \rightarrow \min$). В тоже время, исходя из теории пластичности, значения касательных напряжений не могут быть больше половины предела текучести свариваемого материала $\left(\tau_i \leq \frac{\sigma_s}{2} \right)$ [3].

Проведенный анализ показывает, что форма инструмента значительно влияет на характер распределения компонентов тензора деформации и следовательно и на их энергосиловые параметры процессов.

Выбор геометрии инструмента проводился как из условий накопленного опыта, так и с учетом необходимости системного подхода к вопросу. Нами введен обобщенный показатель формы с характеристиками $\alpha_1, \alpha_2, r_1, r_2$. На рис.1 приведены различные варианты форм, при выборе которых исходили из конструктивных соображений.

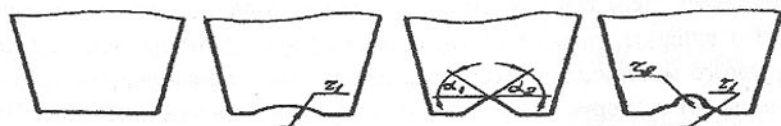


Рис.1. Формы рабочей части макромоделей инструмента

В качестве базового варианта было принято условие $\alpha_1 = \alpha_2 = r_1 = r_2 = 0$, такая форма торца инструмента самая распространенная в микроэлектронике. Вышеуказанной формой пользуются при изготовлении инструментов для термокомпрессионной, импульсной, электроконтактной и ультразвуковой микросварки.

Для проведения экспериментов был подобран материал алюминиевой марки – АМцМ, из которого, для изучения физической сущности процесса микросварки давлением, изготовлены в 1000 раз увеличенные заготовки цилиндрической формы диаметром 45 мм и длиной 115 мм. На заранее отшлифованный торец заготовки нанесена сетка 3 × 3 мм-вым шагом.

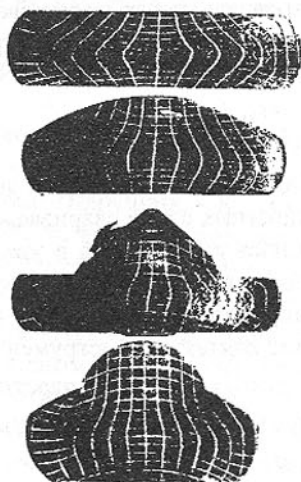


Рис.2. Деформация сетки на торце заготовки, вызванная макромоделем инструмента различного профиля

Для проведения исследования были также изготовлены макромоделли свариваемых инструментов, с помощью которых имитировали процесс сварки давлением – пластически деформировали заготовки на гидравлическом прессе мод. П474А без приложения ультразвукового колебания (рис.2).

При проведении эксперимента для получения 60%-ой деформации заготовок, вертикальное перемещение макромоделей базового варианта относительно заготовки составляло 27 мм, а для остальных макромоделей 21 мм.

Для изучения течения свариваемого материала с помощью деформации нанесенной сетки, определяли значения интенсивности деформации и касательных напряжений.

С учетом данных конкретных условий, для расчета интенсивности скоростей деформации, принято:

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\left(l_n \frac{A_i}{a}\right)^2 + \left(l_n \frac{B_i}{b}\right)^2 + \frac{3\pi^2}{2} \left(\frac{\alpha_i + \beta_i}{180}\right)^2}, \quad (1)$$

где, a и b – длина и ширина одной клетки в сетке; A и B – среднеарифметические значения проекции длины и ширины той-же клетки на осях x и y ; α и β – среднеарифметические значения углов той же клетки, относительно x и y осей.

Касательные напряжения, для поверхностных клеток были рассчитаны с помощью формулы [4]:

$$\tau_i = \frac{1}{3} \cdot \sigma_T \cdot \frac{\gamma}{\varepsilon_i}, \quad (2)$$

где, σ_T – предел текучести свариваемого материала; γ – радиальное значение суммы углов α и β ; ε_i – интенсивность скорости деформации для i -той клетки.

Для исследования текучести свариваемого материала изучением деформации сетки, с помощью соответствующих формул были рассчитаны интенсивности деформации и касательных напряжений. По полученным данным были построены графики, с помощью которых определялась оптимальная форма рабочей части инструмента, в наибольшей степени удовлетворяющая требованиям критерия оптимальности.

На основании проведенного анализа установлено, что условия критерия максимально удовлетворяются инструментом с V-образным продольным пазом.

Построенные графики интенсивности деформации и касательных напряжений изображены в виде эмпирических формул, соответственно:

– для зоны контакта проволоки с инструментом:

$$\tau_i = 9,48 \cdot x_i^{0,37} \cdot e^{-0,014x_i} \quad (3)$$

$$\varepsilon_i = 1,68 \cdot x_i + 0,16 \quad (4)$$

для зоны сварки

$$\tau_i = 2 \cdot x_i^{0,254} \quad (5)$$

добные конструкции отличаются низкой степенью механизации операций посева и разгрузки урожая.

Более совершенны конструкции вегетативной поверхности в виде горизонтальных и особенно вертикальных конвейеров, но и они не лишены недостатков. Основной из них – резкое повышение материалоемкости при увеличении производительности и необходимость постройки высотных зданий для их размещения (вертикальные конвейеры) [2].

В большей степени свободна от этих недостатков конструкция вегетативной поверхности, разработанная в КГАУ, которая представляет собой (4–6–8) гранную призму, вращающуюся в опорах вокруг горизонтальной оси. К ребрам призмы шарнирно подвешены лотки (А.С. № 1628983) представляющие собой вегетативную поверхность (Рис.2).

Конструкция лотка позволяет осуществлять разгрузку действием сил тяжести, без дополнительных энергетических затрат.

Полученная конструкция обеспечивает при вращении оси 1 строго поступательное вращение лотков 3 при минимальных затратах энергии, т.к. если с одной стороны оси установки три лотка опускаются и их силы тяжести совершают положительную работу, то с другой стороны, три лотка совершают равную по величине отрицательную работу. Работа сил тяжести всех лотков установки в силу ее симметрии равна нулю.

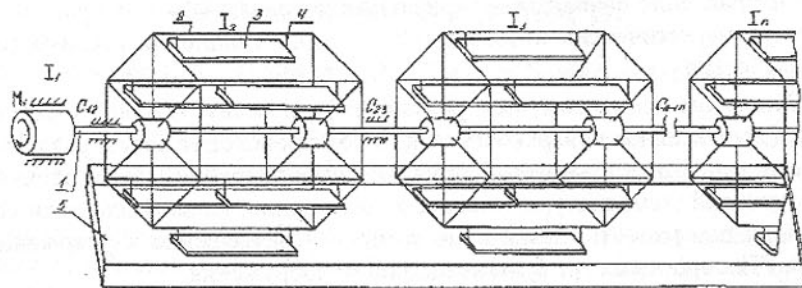


Рис.2. 1-Валопровод. 2-Стержневая конструкция (модуль). 3- Вегетативная поверхность. 4-Привод.

Таким образом, энергия расходуется на преодоление суммарного момента сил трения, возникающего в подшипниках и инертности системы установки. Нормальным режимом работы такой установки является переменный, при котором постоянно происходит пуск, остановка, резкое изменение нагрузки при уборке урожая.

С точки зрения механики каждый модуль гидропонной установки можно рассматривать как маховую массу с определенным моментом инерции относительно оси вала, а участки вала между электроприводом, редуктором, и модулями как упругие невесомые связи, наделенные крутильной

жесткостью, масса которых приводится к соответствующим модулям. В этом случае гидропонная установка представляется многомассовой упругой крутильной колебательной системой. Для определения динамических усилий в элементах установки необходимо определить закон движения ее дискретных масс с учетом упругости системы.

На основании проведенных исследований в КГАУ была создана конструкция трех модульной механической установки для производства ГП (рис. 3).

Работает установка следующим образом. Закладка посевного материала производится последовательно в лотки одного уровня всех модулей, расположенных по одну сторону от оси вращения.

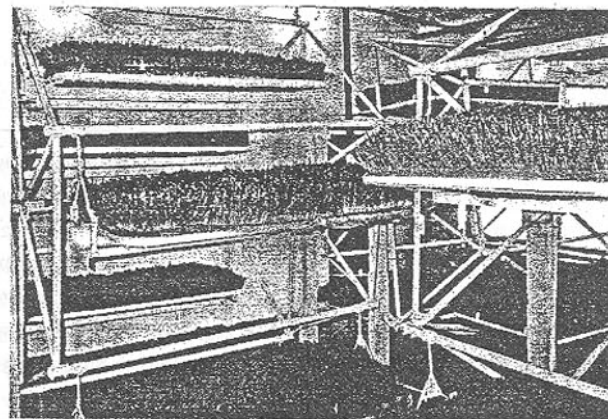


Рис. 3.

Перед закладкой все лотки фиксируются под углом пять градусов к горизонту и на них укладывается полиэтиленовая пленка. Далее распылители регулируются на качество распыла и норму расхода (обычно 4–5 л/м²) выбирается способ полива (вода или питательный раствор) и устанавливается программа работы. Например: 10 минутный полив каждые два часа в течение суток и 4-х кратное вращение по 3 минуты в течение часа для циркуляции воздуха в помещении (если необходимо по технологическим требованиям). На этом работа обслуживающего персонала до выгрузки урожая считается законченной. Через 5–7 дней (в зависимости от культуры) производится выгрузка урожая последовательно из каждого модуля, после чего технологический цикл повторяется. При 6-дневном цикле выращивания производительность данной установки составила 250–280 кг зеленого корма в сутки (ячмень).

Список литературы: 1. Ю.А. Кругляков. Оборудование для непрерывного выращивания зеленого корма гидропонным способом. М ВО Агропромиздат. 1991. 2. Б.П. Микая, Ю.И. Чичев. Искусственное поле. М. Колос. 1983. 3. А.Н. Голубенцев. Динамика переходных процессов в машинах со многими массами. М. ГОСНИТИ. 1959.

СТРАХУВАННЯ ЯК ОДИН ІЗ ЗАСОБІВ ЗАХИСТУ І ПІДТРИМКИ ВІТЧИЗНЯНОГО ВИРОБНИКА

Котік Н.В. (КДТУ, м. Кіровоград, Україна)

The process of reforming of Ukrainian economy has resulted in radical changes of structure of the property on the basis of a privatization. In these conditions important is the recognition that the macroeconomic stabilization is impossible without significant, deep reorganization of public finances as a whole and insurances in particular as their important branch directed on protection of property interests of the legal and physical persons

Розширення самостійності товаровиробників, формування ринкової інфраструктури, зміна структури власності на основі приватизації, різке звуження сфери державного впливу на розвиток процесів виробництва і розподілу матеріальних благ потребують нових підходів до використання фінансово – кредитного механізму в керівництві економікою України.

За роки приватизації форму власності змінили 60566 об'єктів, в тому числі 16190 об'єктів державної та 44376 об'єктів комунальної власності. Ці значні перетворення створили умови для зміни механізму компенсації збитків власнику, спричинених стихійними лихами, пожежами, іншими природними або техногенними аваріями, що сформувався у країнах переважно з державною власністю. Якщо раніше компенсація збитків забезпечувалася виключно виділенням коштів із спеціальних резервів державного бюджету, то зараз при зміні правових основ власності і надзвичайної бідності бюджетних коштів використання цього джерела стає все більш обтяжливим для держави.

Перелічені обставини є об'єктивною основою для широкого використання страхування у вирішенні державних задач соціального характеру і покриття збитків, що спричиняються стихійними лихами, аваріями, катастрофами суб'єктам господарської діяльності. До того ж необхідність рішення вказаної проблеми характерна не тільки для вже сформованих відносин власності, але і для відносин, що тільки формуються на стадії інвестиційної діяльності.

Страхування може відіграти пріоритетну роль в економіці України при умові: більш широкого розвитку галузей і видів страхування; оптимального сполучення добровільної і обов'язкової форм страхування; удосконалення керівництва ризиками на всіх його стадіях; включення в систему страхового захисту найбільш небезпечних та великих ризиків; забезпечення безумовних правових й фінансових гарантій виконання страховими компаніями обов'язків перед страхувальниками.

Особливого значення в сучасних умовах набувають питання страхування господарської діяльності, що ураховує інтереси кожного суб'єкта держави і спрямованої на створення їм рівних стартових умов для переходу до ринкових відносин.

Однак головним в рішенні питань, пов'язаних з розширенням сфери застосування страхування при рішенні загальнодержавних задач забезпечення інтересів підприємств є формування реального платоспроможного попиту на страхування і установлення джерел сплати страхових внесків. Відсутність можливості сплачувати страхові внески у більшості підприємств і організацій в зв'язку з їх тяжким економічним положенням заважає використовувати механізми страхування для відшкодування збитків постраждалим юридичним особам. Так, наприклад, за даними Держкомстата України питома вага підприємств, що стали збитковими постійно зростає, якщо у 1992 р. частка збиткових в загальному числі українських підприємств складала 9,5%, в 1995 р. — 22,2%, в 1996 р. — 43%, то вже в 1998 р. — 52%, це стає на перешкоді використанню механізму страхування для виплати компенсації постраждалим при спричиненні збитку їх інтересам [1].

В теперішній час страховий бізнес на Україні має цілий ряд серйозних проблем. Серед них проблема інвестування страхових резервів. Інвестиційні можливості страховиків використовуються державою недостатньо. На цьому ґрунті виникло протиріччя з однієї сторони, однією з умов входу України в Європейський Союз є страховий захист інвестиційних потоків, тобто страхові компанії повинні сприяти збільшенню потоку інвестицій, і перш за все у виробництво, на Україну, а з іншої сторони самі страхові компанії не можуть бути інвесторами в промисловість згідно до ст. 30 Закону України "Про страхування" від 7 березня 1996 р. [3;5].

Сприяти вирішенню цієї проблеми повинен законопроект про внесення змін і доповнень у Закон України "Про страхування", який пропонував би розширити права страховиків як потенційних інвесторів в економіку України, надати можливість інвестувати кошти у високоліквідні об'єкти та підпрограми, необхідність фінансування яких бачить сьогодні Уряд. Але процедура прийняття законів і нормативних актів, потрібних страховикам,

йде дуже повільно, чого не можна сказати про деякі інші законодавчі заходи, поспішність і нерозважливість яких вже довело життя [4].

Інша проблема на яку слід звернути увагу це недостатній розвиток страхування майна юридичних осіб. Так згідно даних правонаступниці Держстраху — Національної акціонерної страхової компанії (НАСК) "Оранта", яка є найбільшою із страхових компаній України (вона має 562 структурних підрозділи; кількість робітників 11832 чоловіка; статутний фонд - 954 тис. грн.) питома вага страхових платежів по страхуванню майна і відповідальності юридичних осіб і фінансових ризиків в загальному обсязі страхових платежів склала у 1998 р. — 14,8%. Про це свідчать дані табл. 1.[1].

Таблиця 1-Структура надходжень страхових платежів за групами страхування в 1998 р.

ГРУПИ СТРАХУВАННЯ	Питома вага (%)
Страхування майна фізичних осіб в тому числі:	60,3
Страхування будівель громадян	45,5
Страхування тварин	14,8
Страхування майна і відповідальності юридичних осіб та фінансових ризиків	14,8
Страхування цивільної відповідальності власників транспортних засобів	12,4
Добровільне особисте страхування	6,5
Обов'язкове особисте страхування	5,3
Перестрахування	0,7
Разом	100

Недостатній розвиток даного виду майнового страхування обумовлений передусім не стільки причинами економічного характеру, хоч і вони відіграють тут далеко не останню роль, тому що керівники підприємств бояться інфляції і багато підприємств знаходяться в складному фінансовому становищі. Головною перешкодою на шляху розвитку даного виду страхування з боку підприємств є фінансова безграмотність окремих керівників і їх низький професійний рівень.

Недостатність інформації і небажання отримати цю інформацію породжують негативне ставлення окремої категорії керівників до страхування. Потенційно даний вид страхових послуг є перспективним, тому що з боку держави надані усі можливості для подальшого його розвитку. Так статтею 5.4.6. Закону України "Про оподаткування прибутку підприємств" від 22 травня 1997 року дозволено віднесення витрат по сплаті страхових

внесків до валових витрат (виробленої продукції, робіт та послуг) підприємства. Виняток складають лише витрати по сплаті страхових внесків по страхуванню орендованого обладнання, вони йдуть за рахунок прибутку підприємства, тому що це обладнання не є власністю даного підприємства. Однак навіть ця прогресивна, в цілому, законодавча база не сприяє у повному обсязі необхідному розвитку даного виду страхування на Україні. Відсутність можливості організувати страховий захист виробників продукції, робіт та послуг, обертається ще більшими втратами для держави — як з позиції оподаткування, так і пошуку джерела компенсації понесеного приватним підприємцем збитку.

Пожежа, аварія або інші надзвичайні ситуації неминуче тягнуть виникнення неплатоспроможних підприємств або підприємств — банкрутів. Саме таке підприємство становиться збитковим, якщо воно немає реальних джерел для компенсації збитку, причиненого нещасним випадком. Одночасно невиконання їм зобов'язань перед підприємствами — контрагентами в ланках виробничої кооперації веде до їх неплатоспроможності і, як наслідок, загальні порушення в процесі суспільного виробництва. При цьому в усіх ланках виробничої кооперації виникають балансові збитки і неможливість з цієї причини сплати податків.

Ще більшу проблему в цих випадках складає пошук джерела компенсації збитку і відбудування потерпілого виробництва. Таких джерел небагато — кредит, державна допомога, кошти самого підприємства. Кредит коштує виробнику значно дорожче за страхування, державний бюджет в силу його дефіцитності не може розглядатися як систематичне джерело необхідних коштів, ну, а щодо власних страхових фондів підприємства то вони повинні формуватися за рахунок відрахувань від прибутку, а це в сучасних тяжких фінансових умовах практично неможливо, тому що у більшості підприємств його просто немає.

В даній ситуації страхування стає тією необхідною складовою ринкової економіки, котра забезпечує безперервність відтворення, та компенсує збитки підприємств і робить виробників платоспроможними платниками.

Таким чином, перехід до ринкової економіки, відмова держави від монополії на власність практично в усіх галузях народного господарства у результаті приватизації змушує вирішувати і задачу визнання страхування як суспільно необхідного способу організації страхового захисту виробників і суспільства в цілому.

Останнім часом визначилися позитивні тенденції розвитку страхового ринку (див. табл. 2).

Таблиця 2 - Динаміка платежів і виплат по видах страхування по Україні (тис. грн.)

Рік	Платежі і виплати	Добровільне особисте	Добровільне майнове	Добровільне відповідальності	Обов'язкове недержавне	Обов'язкове державне	Усі види страхування
1996	Плат.	59129	117171	28737	66439	12882	284358
	Випл.	27040	38275	19087	8451	12596	105449
1997	Плат.	49490	221182	30283	72940	15946	389841
	Випл.	27465	55743	10303	698	14740	108949
1998	плат.	60065	561546	70052	68074	16557	776294
	випл.	38925	89692	17950	1707	16331	164605

Але все ж він залишається маловідомим, зберігаючи тим самим велику нишу як для приходу іноземних, так і з'явлення вітчизняних страховиків. І резерв для збільшення ринку страхових послуг, як і раніше великий. В розвинутих країнах суми, направлені на страхування, перевищують 7% ВВП. У нас же цей показник дорівнює 0,06%.

Але попри всі економічні, соціальні, законодавчі негаразди, страхова галузь протягом останніх дев'яти років розвивалася і зростала. І те, що в розвитку її намітився цілий ряд позитивних, якісних зрушень і відбувався він значно вищими, в порівнянні з іншими галузями економіки, темпами, вселяє надію і впевненість, що страхування наближається до виконання своєї головної ролі – стабілізатора вітчизняної економіки.

Список літератури: 1. НБУ 1991 – 1995 / 1996 – 1997 / 1998. Internet \ Е – mail: Webmaster@bank.gov.ua, модифікація 19.02.99 р. 2. Костромина М.И. Постприватизационный период развития предприятий переходной экономике // Вестник Харьковского государственного политехнического университета, - 1999 г. - №47. 3. Осадець С., Клапкін М. Страховий захист інвестиційних потоків як передумова входження України у Європейський Союз // Вісник Тернопільської академії народного господарства. – 1999 г. - №10. 4. Загребний В. Страхування і міжнародні гарантії в інвестиційних проектах: складність та перспективи // Вісник Тернопільської академії народного господарства. – 1999 г. - №10. 5. Иванченко В. Риски и проблемы зарубежных инвесторов в Украине // Украина BUSINESS. – 1998 г. - №27.

INTERNET ТЕХНОЛОГІЇ В ОРГАНІЗАЦІЇ ВІРТУАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Кошкин К.В., Гайда А.Ю. (УГМТУ, Николаев, Україна)

The facilities of Internet are considered for organization of virtual concurrent design with use of various CAD/CAM/CAE systems.

Современные наука и производство становятся все более узкоспециализированными, а материальные продукты производства становятся не только более наукоемкими, но и требуют использования все более широкого круга специальных знаний. Поэтому, если рассматривать производство как процесс материализации знаний, то, очевидно, что наилучших результатов в производстве добиваются тогда, когда в рамках одного производственного проекта удастся сконцентрировать, прежде всего, специальные знания и технологии. Из этого следует, что, во-первых, в производство должно вовлекаться большое количество участников, во-вторых, количество участников производственного проекта должно расти с ростом сложности продукции и, в-третьих, тенденция роста количества участников должна усиливаться с усилением специализации. Эти тенденции в равной мере относятся как к сфере собственно материализации знаний (производству), так и к сфере получения этих знаний (разработке изделий и технологических процессов). Об этом свидетельствует, например, снижение доли собственных затрат на производство и увеличение доли контрагентских работ в стоимости готовой продукции (например, [1]).

Вовлечение в производственный проект большого количества участников сопряжено с трудностями, главной из которых становится обеспечение четкого информационного взаимодействия. На некотором, достаточно высоком уровне такого взаимодействия, когда объем, качество и скорость передачи информации становятся достаточными для эффективного управления проектом каждого из участников, можно считать, что участники находятся в единой информационной среде и возникает некоторое новое, "виртуальное предприятие" [1]. Единая информационная среда, пожалуй, является единственным существенным отличием "виртуального предприятия" от модели работы с контрагентами.

"Виртуальное предприятие" (консорциум производителей) можно рассматривать как некоторую высшую ступень кооперации. Очевидно, что наличие между участниками "виртуального предприятия" только информационной связи позволяет сравнительно безболезненно менять участников производства, обеспечивая оптимальное использование производственных ресурсов на каждом этапе производства, что ведет к

снижению себестоимости продукции, а привлечение к производству специальных знаний и технологий способствует росту конкурентоспособности продукции и продвижению ее на рынок. Возможность замены участников консорциума определяет не только высокую надежность производства, но и ведет к усилению конкуренции среди производителей и, поэтому, обуславливает высокое качество продукции. Из этого также следует, что создание "виртуального предприятия" наиболее оправдано при производстве мелкосерийной наукоемкой продукции с длительным циклом производства товарной единицы. Именно таким производством является судостроение.

Единая информационная среда предполагает возможность получения и использования любым участником проекта всех необходимых для обеспечения его деятельности знаний, накопленных в рамках выполняющегося проекта, вне зависимости от места хранения и способа представления этих знаний. Основная проблема получения таких знаний – отличия в средствах обработки информации каждым из участников проекта, следствием чего является несовместимость данных и невозможность или крайняя затрудненность обмена этими данными. При компьютеризированной обработке информации эта несовместимость определяется использованием разного оборудования, разных операционных систем (ОС), но, в первую очередь, определяется тем, что различные участники проекта решают разные задачи и, естественно, используют для решения этих задач наиболее подходящие, по их мнению, программные средства. Для обеспечения нормального взаимодействия таких средств необходимо наличие среды обмена данными и возможностей взаимодействия между используемыми программными средствами. Поиск решения усложняется тем, что информационные потоки каждого из членов консорциума изначально представлены в виде потока поддержки управленческой деятельности, потока поддержки принятия решений и потока поддержки разработки приложений [1]. Поток поддержки разработки приложений в рамках "виртуального предприятия" представляет собой распределенную среду проектирования ("виртуальное проектирование"). Учитывая, что при строительстве судна необходимо внесение большого числа изменений в проектно-конструкторскую документацию [1], обеспечение полнофункционального взаимодействия в рамках среды "виртуального проектирования" является важнейшей задачей для нормальной работы такого сложного производства как судостроение.

Наилучшим выбором среды обмена данными является сеть Internet в которой накоплены передовые технологии, как передачи данных, так и обеспечения реального взаимодействия между отдельными процессами. Как сеть, так и протоколы Internet являются общедоступными, не зависят

от среды передачи и средств обработки информации, а механизмы, положенные в основу сети, обеспечивают высокую достоверность информационных потоков.

Есть несколько способов объединения промышленных приложений в единую информационную среду, наибольшее распространение из которых получили удаленный вызов процедур (Remote Procedure Calls – RPC) и OMA (Object Management Architecture) CORBA (Common Object Request Broker Architecture). RPC был широко распространен в UNIX-системах. В настоящее время для решения задач взаимодействия приложений используется CORBA. Между ORB CORBA (Object Request Broker) и RPC много общего, но есть и отличия – ORB поддерживает более широкий набор сервисов и с некоторой натяжкой ORB можно считать объектно-ориентированным вариантом RPC [2], [4].

CORBA определяет промежуточное программное обеспечение, которое связывает все другие существующие клиент/серверные приложения при помощи языка описания интерфейсов IDL (Interface Definition Language). IDL определяет внешние интерфейсы к потенциальным клиентам (программам) не зависящие от ОС и языка программирования и является декларативным языком (языком определения типов). Синтаксически IDL является подмножеством языка C++.

Брокер объектных запросов (ORB) позволяет объектам генерировать запросы и получать ответы от других объектов, не имея никакой информации о том, как и какими средствами реализованы объекты, с которыми производится взаимодействие и какие механизмы используются для доступа. Со своей стороны CORBA определяет IDL и API (Application Program Interface) для обращения к ORB. Важно также то, что любое приложение, даже если оно никак не учитывает возможности CORBA, можно средствами IDL привести к стандартам CORBA, превратив его тем самым в объект ORB [2]. Стандарты CORBA получили широкое распространение в области клиент/серверных вычислений, таких как распределенные базы данных и Web. CORBA изначально создавалась как средство объединения всех систем через Web, "на каких бы языках они не были написаны, на каких бы аппаратных платформах ни работали, как бы далеко друг от друга не выполнялись" [2]. С появлением в Web объектных технологий, таких как Java, CORBA смогла обеспечить связь между средой распределенных приложений Web. Обычный апплет Java, содержащий Java ORB, может непосредственно обращаться к методам объектов CORBA, используя протокол IIOP (Internet Inter-ORB Protocol) поверх TCP/IP [3].

Java разрабатывался с учетом требований к созданию интерактивных сетевых программ и содержит поддержку многопоточного

программирования, позволяя создавать программы, которые выполняют много процессов одновременно. Важным для реализации среды взаимодействия является и то, что Java предназначен для создания программ, работающих в распределенной среде Internet на базе протоколов TCP/IP. На сегодняшний день Java является действительно многоплатформенным и переносимым языком программирования.

Свойства и возможности CORBA и Java позволяют создать единую информационную среду, в пределах которой средствами IDL может быть обеспечено взаимодействие процессов обработки информации вне зависимости от платформы, на которой они созданы и выполняются. Обеспечение взаимодействия этих процессов может быть проведено в два этапа:

- на уровне данных (при этом отдельный процесс для своей работы использует как локальные данные, так и данные, полученные другими процессами).

- на уровне процессов (отдельный процесс для своей работы использует не только данные, но и другие процессы для получения необходимых ему данных).

Взаимодействие процессов в рамках одного центра проектирования обеспечивает работу компьютеризированного интегрированного производства (КИП) [1], а взаимодействие в рамках одного "виртуального производства" – "виртуального проектирования".

Рассмотрим традиционный метод проектирования. Его характеризует такой подход:

- к проектированию $i+1$ подсистемы, как правило, приступают после окончания проектных работ по i подсистеме;
- каждая P спроектированная подсистема сужает возможности оптимизации параметров для подсистем $c > P$;
- поиск наилучшего проектного решения производится для каждой подсистемы в отдельности, а не для системы в целом;
- если при проектировании подсистемы P необходимы изменения в проекте подсистемы K ($K < P$), то необходима корректировка для i -подсистем с $K < i < P$.

Следствием этого для системы в целом являются высокие стоимость и время проектирования, низкие оптимизация и качество.

Реализация распределенной среды проектирования в рамках "виртуального производства" в полном объеме (на уровне процессов) выведет технологию проектирования на качественно новый уровень, который позволит вести проектирование систем практически параллельно, а оптимизация каждой подсистемы будет производиться на основе данных о системе в целом:

- процесс проектирования подсистемы использует процессы проектирования других подсистем для получения необходимых ему данных;

- процесс проектирования инициирует другие процессы, предоставляя им некоторые новые – "тестовые" – данные. При этом производится поиск оптимального решения для системы в целом.

Для иллюстрации проблем, которые могут быть успешно разрешены в рамках "виртуального проектирования" рассмотрим следующий пример. С целью совершенствования проектирования в ГАХК "Черноморский судостроительный завод" был образован проектный центр, использующий CAD/CAM/CAE систему FORAN. По разным причинам сторонние проектные организации в большинстве своем используют систему TRIBON или другие системы. Для организации взаимодействия различных систем и использования их баз данных может быть реализован следующий сценарий:

- обеспечить надежную связь между центрами и системами проектирования на основе общедоступной сети Internet и протокола TCP/IP;

- провести организационные мероприятия по совместному использованию хранилищ данных;

- привести существующие системы проектирования и обработки данных к стандарту CORBA, для чего при необходимости дополнить существующие системы ORB и описать процессы этих систем в IDL.

Исходя из вышеизложенного, для создания конкурентоспособной продукции в судостроении крайне важно обеспечить информационную среду взаимодействия, прежде всего, в области проектирования. В "виртуальном производстве" судна центром, синхронизирующим основные производственные потоки, является верфь. Поэтому, для обеспечения деятельности процесса "виртуального проектирования" необходимо наличие информационного центра, который обеспечит поддержку информационной среды и определит необходимые для ее функционирования стандарты и средства.

Список литературы: 1. Кошкин К.В. Организация компьютеризированных интегрированных производств в судостроении. – Николаев: УГМТУ, 1999. – 220 с. 2. Орфали Р., Харки Д., Эдвардс Дж. Основы CORBA. – М: МАЛИП, 1999. – 316 с. 3. Нотон П., Шилдт Г. Полный справочник по Java. – К-М: Диалектика, 1977. – 588 с. 4. Чан Т. Системное программирование на C++ для UNIX. – К: BHV, 1997. – 599 с.

ЛИТЕЙНО-ТЕРМИЧЕСКИЙ МОДУЛЬ ХОЛОДНОКАТАННОГО ПРОКАТА

Кравцов В. В., Шелудченко В.И., Каланчук А.П.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

New approach of receipt of the ready rolling, near to the final dimensions is represented in the article. Are Considered the basic heat and physical parameters of the continuous teeming, providing a fine-grained metal structure and economy outlay of energy. Result obtained can serve as the base for getting of the casting-thermal modules while producing the wirerod.

В последнее время остро ставится вопрос о сокращении потребления затрат энергоносителей в металлургическом производстве. Основным потребителем в этой отрасли является прокатное производство. Уменьшить расход энергоносителей возможно при увеличении производства заготовок под прокат с размерами близкими к конечным размерам проката.

Производство стального проката на металлургических комбинатах и заводах осуществляется двумя способами. При первом способе исходным материалом для проката являются слитки, отлитые в изложницы, которые перерабатываются обычно в две стадии. Сначала слитки нагревают и прокатывают на обжимных станах в заготовку. После осмотра заготовки и удаления поверхностных дефектов (закатов, трещин и т.п.) производят повторный нагрев и прокатку готовой продукции на специализированных станах. При втором способе, применяемом с середины 20 века, прокатка исходной заготовки заменяется непрерывным литьём на машинах непрерывной разливки стали. После осмотра и устранения дефектов заготовка, как и при первом способе, поступает на станы для прокатки готовой продукции. Благодаря непрерывно-литой отливки упраздняются слябинги и блюминги, повышается качество проката, устраняются потери на обрезку головной части слитка, достигающие у слитков спокойной стали до 15–20%.

Преимущества применения непрерывнолитой заготовки в производстве проката становятся ещё более значительными при совмещении процессов непрерывного литья, термической обработки и прокатки в одном неразрывном потоке. В мировой практике известны литейно-прокатные станы, в которых слиток на выходе из кристаллизатора подвергается резке, а затем проходит печь для выравнивания температуры по сечению и затем поступает в валки прокатного стана.

Таким образом, осуществляется процесс кристаллизации и прокатки бесконечного слитка, то есть непрерывное получение проката из жидкого металла. Технологическая схема показана на рисунке 1.

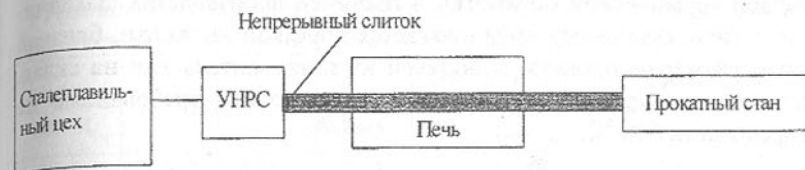


Рис. 1. Технологическая схема прокатки непрерывного слитка.

Для производства заготовок с размерами близкими к конечным размерам готового проката была спроектирована УНРС горизонтального типа. Принципиальная схема установки, на которой был проведён ряд опытов, приведена на рисунке 2.

Принцип работы. Включают инжекционную горелку и разогревают металлоприёмник, дымовые газы выходят через открытую крышку. Параллельно разогреву, готовят плавку в индукционной печи. Температура металлоприёмника перед подачей жидкого металла должна быть не ниже 1150–1200 °С. После подачи металла из промежуточного ковша в металлоприёмник, включают печной трансформатор. С помощью нагревателей, находящихся в торцевой части металлоприёмника, поддерживается температура жидкого металла при вытягивании заготовки. Перед началом литья крепят затравку в форме кристаллизатора, имеющую одинаковое с ним сечение. Затравка заливается металлом, что обеспечивает возможность вытягивания заготовки. Скорость вытягивания заготовки можно регулировать в пределах 0,2–20 м/мин.

Преимуществом этой машины является ее малая высота, металлоёмкость и отсутствие необходимости в прочном фундаменте. А также разработанные высокочастотные режимы вытягивания заготовки, уменьшающие нагрузку на вытяжное устройство за счёт уменьшения сил трения в кристаллизаторе и сводящие на минимум возможность прорыва тонкой начальной корки.

Был проведён целый ряд испытаний на одном из заводов по производству металлических изделий, и получены важные опытные данные по производству заготовок на машинах горизонтального непрерывного литья. Получена закристаллизовавшаяся в кристаллизаторе заготовка, на поверхности которой видны незагрязнённые следы без бороздок, расстояние между которыми соответствовало шагу вытягивания. На основе проведённых испытаний были определены оптимальные режимы вытягивания кристаллизующейся заготовки.

При проектировании данной технологической схемы получения непрерывной отливки были разработаны математические модели, на основании которых были определены оптимальные тепловые режимы разливки и

последующей термической обработки в процессе производства. Заканчивать технологическую схему предполагается порезкой заготовки, близкой к конечным размерам проката, и подачей их в накопитель или на склад. При этом температура заготовки по технологическим требованиям не должна превышать 600 °С.

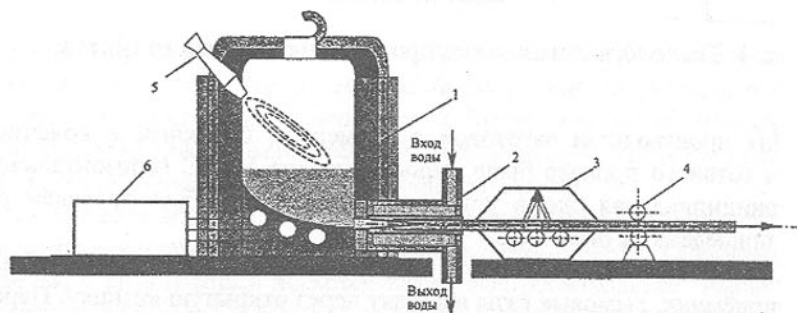


Рис. 2. Схема установки для горизонтального непрерывного литья заготовок. 1 – металлоприёмник; 2 – кристаллизатор; 3 – зона вторичного охлаждения; 4 – тянущее устройство; 5 – пусковая горелка; 6 – печной трансформатор.

Термическая обработка металла необходима для изменения структуры и свойств в определённом направлении. При проведении опытных разливок на спроектированной установке было установлено, что при ускоренной кристаллизации образуется закалённый поверхностный слой металла. Для снижения твёрдости и улучшения обрабатываемости, улучшения структуры и достижения большей однородности металла, снятия внутренних напряжений следует применять отжиг металла. Отжиг заключается в нагреве на 30–50 °С выше верхней критической точки, для полного превращения стали в аустенит и с последующим сравнительно медленным охлаждением до температуры 500–600 °С. Данная температура металла является максимальной при подачи, например, металла на устройство намотки. Если охлаждение ведётся на воздухе, происходит нормализация.

В таблице 1 приведены результаты расчёта динамики кристаллизации, охлаждения и термообработки отливки при следующих данных длины кристаллизатора и зоны вторичного охлаждения 0,4 и 0,6 м соответственно, при скорости вытягивания 6 м / мин с коэффициентом теплоотдачи $\alpha=3200 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{°С)}$. Время термообработки было выбрано 25 с. Температуры в таблице даны после термообработки.

Таблица 1 - Результаты расчёта кристаллизации, охлаждения и термообработки динамики цилиндрической заготовки $d=12\text{мм}$.

Марка стали	$T_{\text{л}}, \text{°С}$	$T_{\text{с}}, \text{°С}$	$q_{\text{кр}}, \text{кДж/кг}$	Время необходимое для кристаллизации, с	$t_{\text{нов-тиз}}, \text{°С}$	$t_{\text{центра}}, \text{°С}$	$t_{\text{средняя}}, \text{°С}$
Ст 3	1508	1465	277	10,3	1326	1329	1328
Ст35	1490	1420	273	8,7	1308	1310	1310
Ст45	1485	1403	273	9,5	1398	1403	1402

Общая металлургическая длина данной установки вместе с нагревательным устройством составит менее 10 м. Время охлаждения отливки, после термообработки, на воздухе до температуры 500–600 °С составит 20–30 минут. Разрабатывается режим термоциклирования путём нагрева заготовки токами высокой частоты на протяжении 3 – 4 секунд, с последующим охлаждением в течении 3 – 4 минут. Поэтому более целесообразно разрезать заготовку на прутки определённой длины, чем сооружать громоздкое устройство для медленного охлаждения непрерывной отливки.

Выводы. Основываясь на проведённых испытаниях, можно сказать, что предложенная теория расчёта процесса затвердевания и охлаждения непрерывнолитой цилиндрической заготовки, а также выбранные высокочастотные циклические режимы вытяжки с последующей термообработкой позволяют предложить данную технологию для проектирования литейно-термических модулей со значительным сокращением потребления энергоресурсов и уменьшением загрязнения атмосферы вредными выбросами.

Список литературы: 1. Блантер М.Е. Теория термической обработки. - М.: Металлургия, 1984. -328 с. 2. Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок. -М.: Металлургия, 1988. -143 с. 3. Лисиенко В.Г. Теплофизика металлургических процессов. -М.: Металлургия, 1982. -166 с. 4. Матрюков Б.С. Теплофизика металлургических процессов. -М.:Металлургия, 1996. -256 с. 5. Лыков А.В. Теория теплопроводности. -М.: Энергия, 1967. -389 с. 6. Рутес В.С. Теория непрерывной разливки стали. - М.: Металлургия, 1971, -296 с. 7. Целиков А.И., Зюзин В.И. Современное развитие прокатных станов. - М.: Металлургия, 1972, -222 с. 8. Юзов О.В., Харитонов Н.А. Эффективность охраны атмосферы от выбросов сталеплавильного производства. - М.: Металлургия, 1987. 103с.

ОСОБЕННОСТИ ПРОБЛЕМЫ ДЕМОНТАЖА КОРПУСНОГО РАДИОАКТИВНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ СНЯТИИ АЭС С ЭКСПЛУАТАЦИИ

Кравченко П.Д. (ВИ ЮРГТУ(НПИ), г. Волгодонск, Россия)

The problem of dismantling of radioactive cases of atomic power stations during removal from operation NPP is discussed. A variant of its solution is represented.

Снятие АЭС с эксплуатации – проблема международная по условиям безопасности жизнедеятельности человечества, по этому при решении ее учитываются политические, социально-экономические и технические аспекты, что свидетельствует о ее чрезвычайной актуальности.

За последние 20 лет сняты и снимаются с эксплуатации сотни ядерных энергетических установок, в будущем предстоит снимать с эксплуатации все строящиеся и эксплуатирующиеся в настоящее время АЭС.

Несмотря на актуальность этой технической проблемы, на ее решение оказывают сильное влияние политические условия и конкурентная борьба производителей ядерных энергетических установок за рынки сбыта. В результате этого на 10 лет остановлено производство реакторного оборудования для установок типа ВВЭР, БН и АСТ на крупнейшем производственном объединении «Атоммаш», ориентированном на серийное, следовательно, качественное по определению производство ядерных энергетических установок; политически использованы синдром Чернобыля и совершенно неудовлетворительно проведенная работа по ознакомлению населения с условиями эксплуатации реакторов типа ВВЭР, что привело к 10-летней консервации практически готового 1-го энергоблока на Ростовской АЭС.

До сих пор не принято окончательное решение по полной ликвидации последствий аварии на четвертом блоке Чернобыльской АЭС, несмотря на чрезвычайную актуальность решения этой проблемы мирового масштаба.

В принципе общая проблема снятия АЭС с эксплуатации в целом разрешима [1], предложено несколько конкретно испытанных на практике вариантов технического решения. Нарботан большой опыт фрагментации радиоактивного оборудования, в том числе и на Три-Майл-Айленд, где операции по ликвидации последствий вступили в заключительную стадию.

Краткий обзор существующих способов демонтажа и анализ конструктивных особенностей основных узлов и механизмов демонтажных комплексов свидетельствуют о недостаточно высоком уровне комплексной инженерной проработки проектов. Предлагаются проекты со сложным

многоступенчатым последовательным соединением узлов и механизмов, что приводит в принципе к снижению уровня надежности при эксплуатации, в других случаях применяются устройства сложные и весьма дорогостоящие, типа плазменных резаков, работающих в воде и т.п.

Обычно при разработке проектов подобного типа решающее преимущество получают владеющие валидной информацией монополисты – специалиста атомных отраслей; специалисты других отраслей машиностроения, энергетики, транспорта, связи и т.п. обладают уровнем специфических знаний, недостаточным для решения проблемы в равных условиях, однако они имеют громадный опыт решения других, не менее сложных технических проблем в своих отраслях.

Предложено несколько вариантов демонтажа и фрагментации корпусного радиоактивного оборудования:

- перемещение корпуса реактора типа ВВЭР в водный бассейн с последующей разрезкой его ленточной пилой на фрагменты;
- разрезка внутрикорпусных устройств и элементов корпуса в воде с помощью плазменных резаков;
- сплошное фрезерование корпуса реактора вместе с шахтой внутрикорпусной с применением специально оборудованного дистанционно управляемого комплекса и др.

В известных литературных источниках нет сведений о применении интенсивных эвристических методов и приемов при проектировании указанных комплексов.

В условиях совместной работы небольшой группы инженеров – специалистов по атомному машиностроению и конструкторов и технологов общего машиностроения [2] с использованием эвристических приемов проектирования и поиска лучших технических решений достигнуты высокие результаты, выражающиеся в принятии более простых, следовательно, надежных проектных решений с одновременным снижением времени демонтажа и затрат на демонтажные операции.

По предложенному варианту фрагментация корпусного оборудования производится с помощью подвесных мобильных дистанционно управляемых блоков, базирующихся на опорной базовой крышке, закрывающей плоскость разъема реактора типа ВВЭР-440. Процесс фрагментации может производиться параллельно в нескольких местах, блоки собираются из модульных элементов, объем стружки минимальный, т.к. разрезка производится дисковыми пилами большого диаметра.

По сравнению с другими вариантами предложенный выгодно отличается простотой конструктивного исполнения электромеханического привода блоков, возможностью разрезки внутрикорпусного и корпусного оборудования в воде и «сухим» способом, параллельной работой нескольких

блоков, проработкой на надежность и возможность получения достаточно простых и надежных способов ликвидации неисправностей, снижения дозовых затрат на всех этапах демонтажа корпусного оборудования. Выполненные эскизные проекты отдельных блоков показывают их простоту и надежность эксплуатации.

По сравнению со схемой сплошного фрезерования предложенный вариант в несколько раз легче, а время фрагментации снижается в 2 раза.

Автор в настоящей работе предлагает схему решения проблемы демонтажа корпусного радиоактивного оборудования с привлечением к поисковым и проектным работам специалистов различных отраслей народного хозяйства, что может привести к получению приближенных к оптимальным результатам и значительной экономии времени и материальных затрат.

Список литературы: 1. Снятие АЭС с эксплуатации – разрешимая проблема. Климов Ю.И.//Атомная техника за рубежом, 1988, №4. – С.16-21
2. Кравченко П.Д., Манторов А.Н. Возможности системных эвристических методов при проектировании комплекса для демонтажа оборудования АЭС// Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века: Сб. трудов VI междунар. научн.-техн. конф. 13-18 сент. 1999 г. в Севастополе, Донецк. 1999.-С.59-61.

ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНОЙ ПРОКАТКИ КОНИЧЕСКИХ ТРУБ

Крузел Р., Кнап Ф., Лесик Л.Н. (ЧПИ, г. Ченстохова, Польша)

Until now the conical pipes are manufactured by following methods: rolling on two-high mill in impressions with varying depth on the rolls perimeter; forging in lever swaging machine, formation in combined process of drawing and rolling, and rolling on skew rolling mill. In the process a pipe is put in rotations, and its radial straining take place through four rolls symmetrically arranged in relation to the deformed pipe. Location of the rolls in relation to the pipe is determined by the conical surface of the fixing sleeve connected with the body by a thread. When the sleeve is set in rotations, this causes its axial displacement, and simultaneously starts radial shifting of rolls, and through that motion makes it possible to receive a conical pipe.

Конические трубы относятся к экономичным профилям, которые находят всё большее применение в различного вида металлических изделиях. До настоящего времени конические трубы производятся следующими ме-

тодами: прокатка на станах дуо в калибрах с изменяющейся глубиной ручья; ковка на рычажных молотах; формирование в совмещённом процессе волочения и прокатки, а также прокатка на косовальковых станах. Перечисленные методы производства конических труб является сложными технологическими процессами, и, кроме того, не позволяют удовлетворить потребности производства длинномерных конических труб большого диаметра, например столбы для освещения. В такой ситуации поиск новых методов с более широкими технологическими возможностями по сравнению с существующими является обоснованным. Представляется, что предложенный новый процесс формирования конических труб позволит расширить сортамент этого вида изделий.

В этом процессе трубе придаётся вращательное движение, а её радиальное обжатие осуществляется четырьмя (или более) роликами, симметрично расположенными по отношению к оси деформируемой трубы (рис.1). Положение осей роликов по отношению к оси трубы определяет внутренняя конусная поверхность гильзы 1, соединенная с корпусом 2 при помощи винта.

При вращении гильзы происходит её осевое перемещение, что приводит к одновременному радиальному перемещению роликов 4, образующие которых наклонены по отношению к своим осям. Благодаря этому труба принимает коническую форму. При этом процессе каждая точка трубы многократно проходит зону непосредственного воздействия роликов, а суммарная деформация является суммой единичных деформаций во время контакта с каждым роликом. Количество роликов может быть различным в зависимости от диаметра обрабатываемой трубы и требуемой её конусности. Формирование конической трубы можно осуществлять при

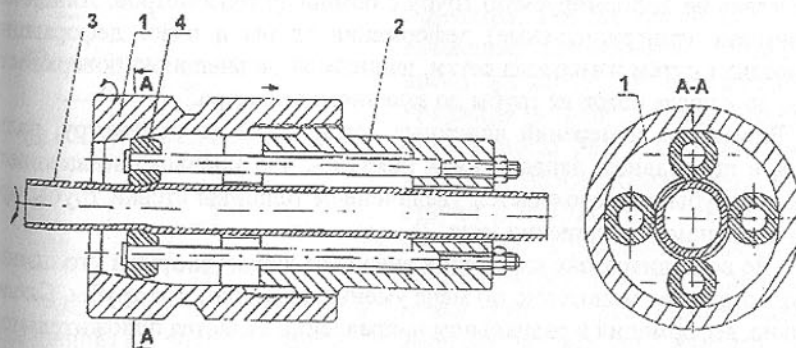


Рис.1. Схема установки для поперечной прокатки конических труб.
1 - установочная гильза, 2 - корпус, 3 - деформируемая труба, 4 - ролик

возрастающем или убывающем обжатии, а величина её конусности определяется кинематическими условиями процесса, т.е. величинами продольного перемещения гильзы и радиального перемещения роликов.

Пластическая деформация трубы, проявляющаяся в изменении внутреннего диаметра трубы (её толщины и длины) происходит в результате как непосредственного воздействия формирующих роликов, так и зон вне контактной упругой деформации трубы между роликами.

Экспериментальные исследования нового процесса формирования конусных труб проведены на медных трубах внешним диаметром 13,5 мм и толщиной 0,75 мм в упрочнённом состоянии. Предел текучести $\sigma_s = 210$ МПа. Среднее арифметическое отклонение от средней амплитуды выступов шероховатости составляло $R_a = 0,24$ мкм на внешней поверхности, а на внутренней - 0,28 мкм.

Формирующие ролики с полированной поверхностью изготовлены из карбидов вольфрама и кобальта после спекания. Направляющая гильза изготовлена из инструментальной стали У10 с последующей термической обработкой.

Скорость вращения трубы составляла 280 об/мин, скорость продольного перемещения корпуса установки - 0,13÷0,45 мм за один оборот трубы. Опыты проводились с использованием смазки, применяемой для подшипников (типа ЛТ-4С2).

При проведении исследований вначале приводилась во вращение труба, а затем продольное перемещение корпуса установки, в котором размещена установочная гильза с роликами, относительно деформируемой трубы. Исследования проводили как при вращении гильзы в соответствии с направлением вращения трубы, так и в противоположном направлении.

Во время проведения экспериментов измеряли продольную силу воздействия на деформируемую трубу с помощью тензометров. Линейные и сдвиговые (тангенциальные) деформации трубы в очаге деформации производили путём измерения сетки, наносимой на внешнюю поверхность трубы, до и после обжатия трубы до заданного диаметра.

Результаты измерений линейных деформаций по периметру, радиальном и продольном направлениях показали, что уменьшение внешнего диаметра трубы сопровождается увеличением толщины стенки трубы при незначительном её удлинении (рис. 2).

Во всём диапазоне изменения внешнего диаметра трубы утолщение стенки возрастает монотонно по мере уменьшения диаметра трубы. Следовательно, деформация в радиальном направлении является положительной. Причём, её величина значительно больше, чем в продольном направлении. Деформация по периметру трубы (тангенциальная) является отрицательной, так как диаметр трубы уменьшается. Из трех линейных деформаций

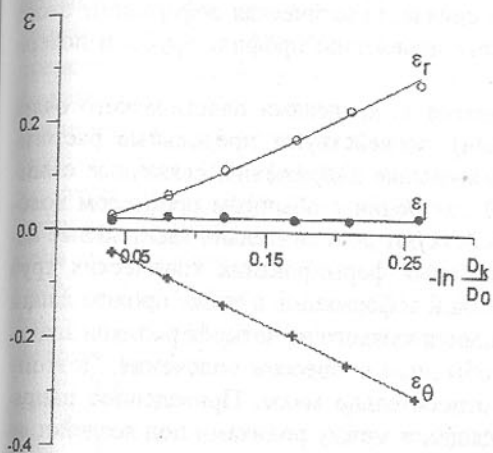


Рис. 2. Изменение линейных деформаций в радиальном (ϵ_r), продольном (ϵ_l) и тангенциальном (ϵ_θ) направлениях

вытяжки трубы. Измеренная толщина конической трубы меньше рассчитанной не превышает 0,025 мм по всей её длине.

Такая схема деформации связана с напряженным состоянием во время деформации трубы.

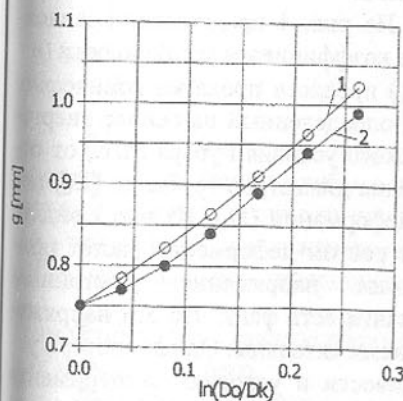


Рис. 3. Рассчитанная (1) и измеренная (2) толщина трубы

максимальной по абсолютной величине является деформация вдоль периметра, несколько меньше - радиальная деформация и минимальной является продольная деформация.

В первом приближении можно принять, что продольная деформация равна нулю, т.е. труба не изменяет своей длины во время деформации. Такое допущение обосновано результатами измерения толщины трубы по её длине после деформации, приведенные на рис. 3, на котором также приведена толщина трубы, рассчитанная из условия отсутствия

вытяжки трубы. На трубу в зоне пластической деформации действуют касательные (тангенциальные) напряжения, радиальные сжимающие напряжения, а также продольные растягивающие напряжения. Доминирующими являются тангенциальные напряжения в направлении утолщения стенки трубы. Радиальные напряжения являются также сжимающими, но действуют в направлении утонения стенки трубы. Продольные напряжения также действуют в направлении утонения стенки трубы. Проведенные измерения продольных напряжений на выходе из очага деформации показали,

что эти напряжения незначительны.

Участок трубы, находящийся между роликами должен находиться в упругом состоянии. В противном случае, пластическая деформация этого участка приведёт к нежелательному изменению профиля трубы и потери стабильности процесса прокатки.

На участки трубы, находящиеся за пределами пластического очага деформации (т.е. между роликами), воздействуют продольные растягивающие напряжения, а также касательные напряжения, связанные с воздействием крутящего момента. В сравнении с обычным процессом волочения труб в данном случае воздействуют дополнительно касательные напряжения. С другой стороны во время формирования конических труб (данным способом) зона пластической деформации, а также происходящая деформация в результате перемещения каждого из четырёх роликов значительно меньше по сравнению с обычным процессом волочения. Поэтому продольные напряжения также относительно малы. Приведенное напряжение для участков трубы, находящихся между роликами под воздействием нормальных и касательных напряжений, можно определить на основе энергетического условия Губера М.Т. по выражению

$$\sigma = \sqrt{\sigma_l^2 + 3\tau^2}$$

Коэффициент устойчивости этих участков трубы, определяющий степень приближения к критическому (пластическому, для которого $n=1$) состоянию материала определён отношением $n = \sigma/\sigma_s$. Чем меньше этот

коэффициент, тем стабильнее процесс прокатки.

На рис. 4 представлено зависимость коэффициента устойчивости ($n = \sigma/\sigma_s$) процесса прокатки конических труб, определенный на основе энергетического условия Губера М.Т., от отношения диаметров трубы до (D_0) после деформации (D_k). Из рис.3 видно, что с ростом деформации растёт приведенное напряжение. Достойным внимания есть факт, что эти напряжения незначительны. Однако потеря устойчивости в условиях эксперимента происходила при величине $n=0,26$, что соответствует уменьшению внешнего диаметра трубы на от 13 мм до 10 мм (за один пропуск).

Характерной чертой процесса

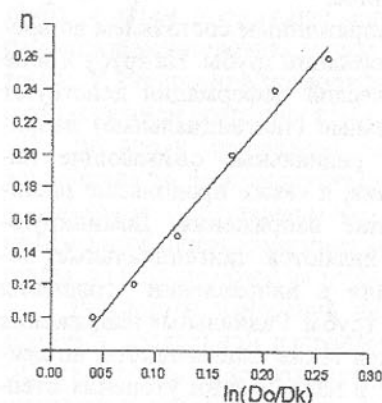


Рис. 4. Зависимость коэффициента устойчивости процесса прокатки конических труб от отношения диаметров трубы до (D_0) после деформации (D_k)

формирования конических труб предложенным способом является то, что конечная линейная деформация, определяющая линейные размеры трубы, представляет собой сумму единичных сдвиговых (тангенциальных) деформаций. В процессе холодного формирования конической трубы происходит упрочнение металла, на величину которого имеет влияние как линейные, так и сдвиговые деформации. Проведенные исследования показали, что степень упрочнения материала трубы зависит от положения данной точки трубы, величины суммарной деформации, определяемого уменьшением диаметра трубы, а также способа деформации. Проведено сравнение микротвёрдости конических труб, полученных прокаткой предложенным способом, и полученных волочением цилиндрических труб до заданного диаметра (рис. 4).

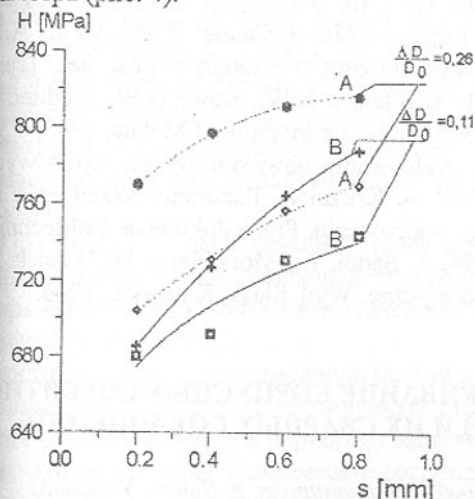


Рис. 5. Изменение микротвёрдости в поперечном сечении трубы в направлении от внутренней поверхности трубы:

A - полученной предложенным способом, B - после волочения цилиндрической трубы

поперечной прокатки, главным образом на входе в очаг пластической деформации и выходе из него.

Выводы: 1. На основе результатов проведенных исследований в лабораторных условиях показана возможность получения конических труб методом поперечной прокатки. 2. Наружные слои трубы упрочняются в процессе поперечной прокатки в большей степени, чем внутренние, и в сравнении с упрочнением при волочении при одинаковом уменьшении диаметра трубы. 3. В процессе поперечной прокатки конических труб

Из данных рис.5 следует, что микротвёрдость металла конической трубы по мере перемещения от внутренней поверхности к внешней возрастает. Как и следовало ожидать, при увеличении суммарной деформации твердость увеличивается. Величина твердости конических труб, полученных поперечной прокаткой больше твердости труб, полученных волочением (при одинаковом уменьшении диаметра трубы). Такой результат является следствием влияния сдвиговых деформаций возникающих в процессе поперечной прокатки, главным образом на входе в очаг пластической деформации и выходе из него.

предложенным способом преобладающими являются тангенциальные напряжения, несколько меньшими - радиальные и еще меньшими - продольные напряжения. В первом приближении можно принять продольные деформации равными нулю. 4. За пределами зоны пластической деформации действуют продольные растягивающие напряжения, а также тангенциальные. Приведенное напряжение, рассчитанное по гипотезе Губера М.Т. значительно меньше напряжения текучести. Поэтому процесс поперечной прокатки конических труб предложенным способом происходит устойчиво.

Список литературы: 1. Atkins A.C., Caddel R.M. The incorporation of hardening and redundant work in rod drawing analyses. Int. J. Mech. Sci. 1968, T.10, № 10, p. 15-28. 2. Blazynski T.Z.: Metal Forming - Tool Profiles and Flow. The Macmillan Press LTD, London 1976. 3. Caddel R.M., Atkins A.S.: The Influence of redundant work when drawing rods through conical dies. Trans. ASME, paper, N67 - WA, Prod.11. 4. Johnson R.W., Rowe G.W.: Redundant work in drawing cylindrical stock. Journal of the Institute of Metals, 1968, T.96, p. 97-105. 5. Knap F., Kruzel R. Walcowanie obwiedniowe rur stożkowych. Rudy Metale 1997, r.42, N8, p. 338. 6. Kruzel R. Parametry kształcenia rur stożkowych metodą obwiedniowego walcowania. Praca doktorska. Politechnika Częstochowska, Częstochowa, 1998. 7. Sadok L., Morawiecki M., Wosiek E.: Przeróbka Plastyczna. Podstawy teoretyczne. Wyd. Śląsk, Katowice, 1986.

КОРРОЗИОННОЕ РАСТРЕСКИВАНИЕ КОРПУСНЫХ СОРБИТНО-ТВЕРДЕЮЩИХ СТАЛЕЙ И ИХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Круцан А. (Физико-механический институт, г. Львов, Украина)

Тублиевич Х., Мелехов Р.

(Политехника Ченстоховская, г. Ченстохова, Польша)

The susceptibility to stress corrosion cracking (SCC) in sea-water of a six so-call sorbite-hardening steels has been investigated. The influence on the resistance to SCC of steel making practice, manufacturing methods and heat treatment of base metal and weldments has been established.

Необходимость изготовления металлоёмких сварных конструкций, эксплуатируемых в морской воде, например, плавучих буровых установок, корпусов судов и т.п., крупногабаритного оборудования в разных отраслях промышленности, диктует потребность широкого применения свариваемых низколегированных сталей повышенной и высокой прочности. К таким сталям относятся вторично - твердеющие хромоникель-молибденовые

стали, разработанные главным образом в ЦНИИ КМ «Прометей» (Россия), например, стали типа 12ХН2МФ, 12ХН4МФ, 12ХН5МФ, 15ХН5МФ, 20ХН9К4МФ и др. Эти стали отличаются незначительно по содержанию легирующих элементов, но, существенно, по механическим характеристикам [1]. Так, например, предел текучести перечисленных сталей изменяется от 800 до 1400 МПа.

Очевидно, что для столь прочных сталей, а, особенно, их сварных соединений в больших толщинах, опасным видом коррозионно-механических повреждений будет, прежде всего, коррозионное растрескивание. Поэтому, ориентируясь на сварные конструкции, эксплуатируемые в морской воде при высоких нагрузках, выполнены исследования с целью определения стойкости против коррозионного растрескивания данных сталей и их сварных соединений в имитаторе морской воды - 3,5%-ном растворе NaCl при 25°C. На первом этапе экспериментов испытывали металл в малых толщинах (до 16,5 мм), при которых для большинства перечисленных сталей не реализовались условия плоской деформации. Использованы балочные образцы размером 16,5 x 20 x 220 мм с предварительно выполненной усталостной трещиной, нагружаемые консольным изгибом [2].

Поэтому для первых четырёх сталей критерием длительной коррозионной прочности служил условный пороговый коэффициент интенсивности напряжений K_{SCC} , и только для сталей типа 15ХН5МФ и 20ХН9К4МФ это был критерий K_{ISCC} [2].

Принято максимально возможную базу испытаний - не менее 3000 часов.

Поскольку упрочнение исследуемых сталей происходит не путем выделения вторичных фаз, а в период до выделения обособленных карбидов, то есть, когда наличны равномерно распределенные зоны предвыделений, способствующие торможению дислокаций и равномерному развитию пластической деформации, особое значение приобретает выбор оптимальных режимов технологической обработки изделий - термической обработки, сварки, нагревов при гибке, правке и т.п. Структурные изменения, возникновение и локальное концентрирование остаточных напряжений в процессе технологических операций для этих сталей должны вызывать существенные отклонения по трещиностойкости и склонности к коррозионному растрескиванию разных зон сварных соединений. Поэтому проведена серия экспериментов с целью определения влияния ряда технологических обработок на стойкость сталей против коррозионного растрескивания. Исследовано также перспективность рафинирования методом электрошлакового и вакуумного переплавов трех марок сталей с временным сопротивлением разрушению от 800 до 1300 МПа (таблица).

Для получения достоверных результатов о склонности к коррозионному растрескиванию сталей после базовой экспозиции образцов, проводили металлографическое обследование вершины предварительно наведенной в образцах усталостной трещины на предмет её притупления или зарождения от неё коррозионной микротрещины (рис. 1).

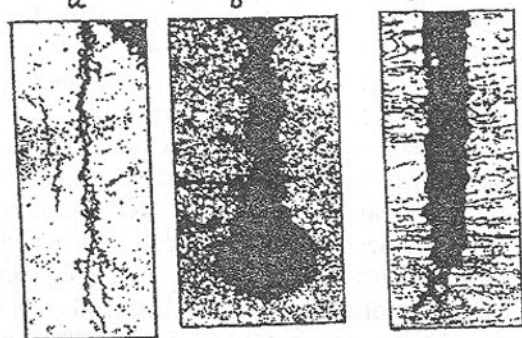


Рис.1. Коррозионные трещины, развившиеся от вершин усталостных трещин (а, с) и притупление такой вершины (б) в балочных образцах из стали 20ХН9К4МФ (а), 15ХН5МФ (б) и 12ХН5МФ (с), испытанных в 3,5%-ном растворе NaCl при величинах K_I на 10 - 20 МПа $\sqrt{м}$ выше от K_{sc} .

Для стали типа 15ХН5МФ в состоянии поставки, обладающей максимальной трещиностойкостью в хлоридном растворе (таблица), происходит заметное растворение металла в вершине наведенной усталостной трещины (рис. 1б). Это вызывает снижение концентрации напряжений до уровня, при котором невозможно инициирование коррозионной трещины (либо нескольких трещин), как это наблюдается на образцах из стали 20ХН9К4МФ даже по истечении 3000 часовых испытаний (рис. 1а)

Таблица - Значения K_c и K_{sc} сталей, определённые в 3%-м растворе NaCl на образцах толщиной 16,5 мм, в зависимости от способа выплавки, термической или технологической обработок

N	Сталь	Способ выплавки	Режим термической или технологической обработки	K_c	K_{sc}
				МПа $\sqrt{м}$	
1	2	3	4	5	6
1	12ХНЗМФ	Мартеновская	Закалка 840 °С, отпуск (состояние поставки)	112	104
2		Электрошлаковый переплав (ЭШП)	То же	124	104
3		То же	Горячая правка при 700 °С, 0,5 ч, вода	112	104

Продолжение таблицы.

4	15ХН5МФ	Мартеновская	Закалка, отпуск (состояние поставки)	164	127
5		ЭШП	То же	156	112
6		ЭШП, 15% остаточного аустенита	Нагрев 850 °С, 2 ч с момента подачи в печь, подстуживание по 375 °С (25 мин.), выдержка при этой температуре 1 мин 20 с	145	74
7		ЭШП, 50% остаточного аустенита	То же, выдержка при 375 °С 4 мин	141	74
8		ЭШП	Нагрев 840°С, 1,5 ч, вода, выдержка 6 ч при 550-560 °С, вода	154	130
9		То же	То же, воздух	148	89
10		То же	То же, охлаждение со скоростью 150 °С/ч до 200 °С, далее - в воздухе	158	74
11		То же	То же, охлаждение со скоростью 30 °С/ч до 200 °С, далее - в воздухе	165	141
12	20ХН9К4МФ	То же	То же, охлаждение со скоростью 25 °С/ч до 450 °С, выдержка 6 ч при 450 °С, далее - в воздухе	157	119
13		Мартеновская	Закалка, отпуск (состояние поставки)	158	52
14		Вакуумно - дуговой переплав	Нагрев 840 °С, 1,5 ч., вода, выдержка 6 ч при 550-560 °С, вода	135	52
15		То же	То же, воздух	151	45
16		То же	Нагрев 840, °С, 1,5 ч., вода, выдержка 6 ч при 550-560 °С, охлаждение со скоростью 150°С/ч до 200 °С, далее - в воздухе	155	37
17		То же	То же, охлаждение со скоростью 30 °С/ч до 200 °С, далее - в воздухе	152	22
18		Вакуумно - дуговой переплав	То же, охлаждение со скоростью 25 °С/ч до 450 °С, выдержка 6 ч при 450 °С, далее - в воздухе	134	45

Уровень K_{scs} более пластичной стали типа 12ХНЗМФ довольно высокий -104 МПаУм - и не зависит как от использованных режимов обработки, так и от способа выплавки, а снижение величины K_{scs} по сравнению с K_s не более 7%. Этот показатель для стали 15ХН5МФ составляет 22,5%, тогда как для высокопрочной кобальтсодержащей стали 20ХН9К4МФ - 67% (таблица).

Однако четко выраженное "плато" на зависимостях $K_i - I_{gx}^*$ выявлено только для сталей 12ХН2МФ, 12ХНЗМФ и 12ХН4МФ. На этих же сталях не выявлено и зарождения коррозионных трещин от остроконечного концентратора, которым является созданная в образце усталостная трещина, даже в случае продолжения испытаний до 3200 часов.

Склонность стали 20ХН9К4МФ к коррозионному растрескиванию не уменьшается при повышении её чистоты и улучшении структурного состояния электрошлаковым и вакуумнодуговым переплавом и даже наоборот, после переплавов происходит снижение K_s и K_{scs} . Благотворного влияния электрошлакового переплава не обнаружено и на сталях 12ХНЗМФ и 15ХН5МФ, причём для последней отмечено резкое снижение трещиностойкости в хлоридном растворе при наличии в структуре 15-50% остаточного аустенита. Наиболее благоприятными оказались продолжительный высокотемпературный отпуск либо охлаждение с малой скоростью до 200°C: в первом случае значение $K_{scs} = 130$ МПаУм, т.е. ниже на 15,6 % от K_s , во втором - $K_{scs} = 141$ МПа Ум, т.е. ниже от величины K_s на 14,5%.

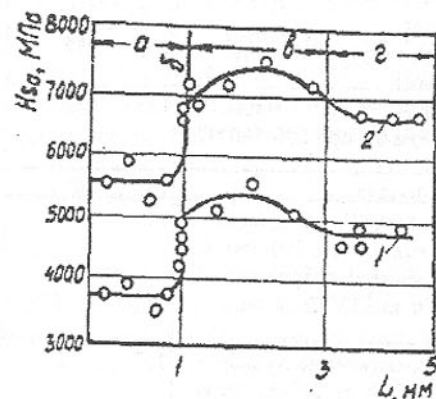


Рис. 2. Микротвёрдость металла в сечении, перпендикулярном оси сварного шва, на образцах из сталей типа 12ХН4МФ (1) и 20ХН9К4МФ (2): а - шов; б - линия сплавления; в - ЗТВ; г - основной металл.

Сварка и последующая термическая обработка исследованных сталей по наиболее оптимальной технологии с позиции получения равнопрочных сварных соединений с основным металлом, минимальным уровнем остаточных напряжений и минимальной дефектностью швов, тем не менее в сильной степени изменяет чувствительность к коррозионному растрескиванию дифференцированных зон сварного соединения. Так, например, значения K_{scs} по линии сплавления стали типа 15ХН5МФ в 3 раза, а стали типа 20ХН9К4МФ в 3,3 раза ниже, чем основного металла, тогда как для металла шва

величины K_{scs} находятся либо на уровне K_{scs} основного металла (сталь 15ХН5МФ), либо значительно выше (сталь 20ХН9К4МФ). Такое поведение металла разных зон сварных соединений связано с различием их пластичности и микротвёрдости (рис. 2), а, следовательно, с дифференциацией электрохимических процессов, то есть, с реализацией активно-пассивного перехода - необходимого условия для зарождения трещин коррозионного растрескивания [3,4].

Установлено, что резкое разблагораживание электродного потенциала наблюдается в зоне сплавления основного металла и металла шва (ЛС), менее выраженное - в зоне термического влияния (ЗТВ). Тогда как на ЛС микротвёрдость достигает максимального значения, в ЗТВ, где начинается в первую очередь образование карбидных фаз VC и Mo₂C, помимо высокой микротвёрдости более резко выражено нарушение структурной однородности. Следовательно, в этих зонах нарушается равномерное развитие пластической деформации, что характерно как для основного металла, так и для металла шва, где имеются только равномерно распределённые зоны предвыделений, способствующие торможению дислокаций. А остро локализованные деформационные процессы (микродоформация) являются также одним из необходимых условий зарождения и развития коррозионных трещин в достаточно вязких, хотя и с повышенной прочностью, сорбитно - твердеющих сталях. Этот аспект механизма коррозионного рас-

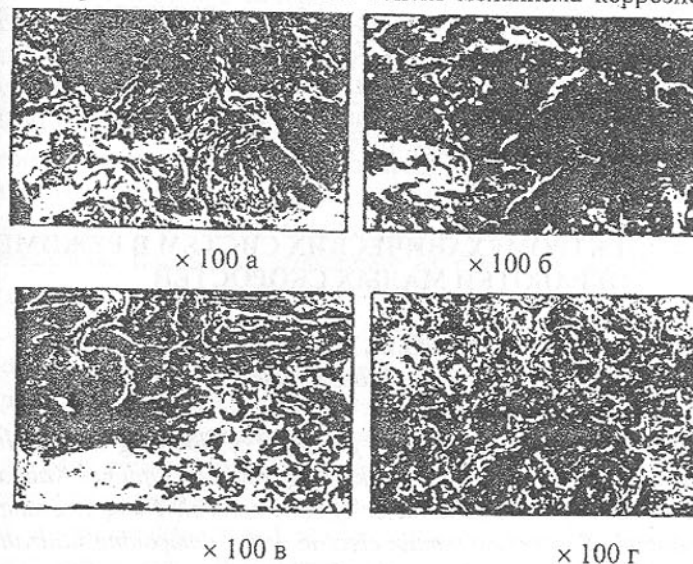


Рис. 3. Фактограммы изломов образцов из стали типа 12ХНЗМФ, разрушенных в воздухе (а) и 3,5% - ном растворе NaCl при катодной поляризации (б), без поляризации (в) и при анодной поляризации (г).

трескивания подтверждается фратографическим анализом поверхностей разрушения образцов, характер которых в основном вязкий, и только при глубокой катодной поляризации проявляются элементы скола (рис. 3).

Последнее обусловлено, естественно, развитием водородной хрупкости, что помимо фратографического анализа поверхностей изломов образцов, подтверждено также исследованиями зависимости проницаемости водорода от поляризации, измерениями pH и электродного потенциала в модельной коррозионной трещине при её зарождении и росте, а также зависимостью времени до растрескивания образцов от потенциалов поляризации [1].

Результаты выполненных экспериментов являлись фрагментом широкомасштабных исследований, проведенных с целью разработки сталей и технологий изготовления крупномонтажных сварных морских конструкций долговечней эксплуатации.

Список литературы: 1. Малышевский В.А., Мелехов Р.К., Куров О.В., Легостаев Ю.Л. Коррозионное растрескивание хромоникельмолибденовых сталей в хлоридном растворе // Физ. - хим. механика материалов. - 1980. - № 4. - С. 3-7. 2. МР - 185 - 86. Методические рекомендации. Расчеты и испытания на прочность. Методы испытаний на склонность к коррозионному растрескиванию сталей и сплавов в жидких средах / Р.К. Мелехов, А.М. Круцан, О.Н. Романив и др. - Москва: ВНИИМАШ, 1986. - 51 с. 3. Похмурский В.И., Мелехов Р.К., Круцан Г.М., Здановский В.Г. Коррозия - мехатчне руйнування зварних конструкцій. - К.: Наукова думка, 1995. - 262 с. 4. Василенко И.И., Мелехов Р.К. Коррозионное растрескивание сталей. - К.: Наукова думка, 1977. - 265 с.

СИНТЕЗ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ В РЕЖИМЕ ОБРАБОТКИ МАЛЫХ СКОРОСТЕЙ

Кузнецов Б.И., Соляник О.В., Чаусов А.А., Бовдуй И.В.
(УИПА, г. Харьков, Украина)

This article deals with the optimal control problems of blooming's main electric drive as three - mass system in rollers skidding regime. Optimal Kalman filter is used as observer for the full vector of state control. There is example of the optimal control of blooming's main electric drive. dampening utilization of oscillation for electric mechanical systems with elastic elements

В режиме отработки малых скоростей существенное влияние оказывают погрешности реальной механической передачи. Процессы, проте-

кающие в механической передаче, изучены еще недостаточно полно, и их математическое описание нуждается в дальнейшем уточнении и совершенствовании. В настоящее время при исследовании влияния механической передачи на динамику следящего привода наиболее распространено представление механической передачи как звена, состоящего из двух сосредоточенных масс, разделенных элементами. Такой расчетной схеме механической передачи соответствует следующая система дифференциальных уравнений:

$$J_M \frac{d\omega_m(t)}{dt} = M_\Sigma(t) - M_c(t),$$

$$J_q \frac{d\omega_q(t)}{dt} = M_q(t) - M_\Sigma(t),$$

$$M_\Sigma(t) = M_y(t) + M_{sm}(t),$$

$$\frac{dM_y(t)}{dt} = C(\omega_q(t) - \omega_m(t)),$$

$$M_{sm}(t) = \beta(\omega_q(t) - \omega_m(t)).$$

В этих уравнениях приняты следующие обозначения: $\omega_q(t)$ и $\omega_m(t)$ - скорости вращения валков двигателя и механизма; J_q и J_M - сосредоточенные моменты инерции, отнесенные к ротору двигателя и механизма, $M_q(t)$ - момент двигателя, $M_y(t)$ - момент упругости, передаваемый валкам с коэффициентами жесткости C , $M_{sm}(t)$ - момент внутреннего вязкого трения, передаваемый валом с коэффициентом внутреннего вязкого трения β ; $M_\Sigma(t)$ - суммарный момент, передаваемый валом, $M_c(t)$ - момент сопротивления, действующий на привод. Относительно момента сопротивления $M_c(t)$ сделаем допущение, что он может быть представлен в виде суммы внешнего момента сопротивления M_c и внутреннего момента сопротивления, нелинейно зависящего от скорости вращения механизма $M_{en}(\omega_m(t))$ так, что

$$M_c(t) = M_c + M_{en}(\omega_m(t))$$

В целом функция $M_{en}(\omega_m(t))$ является существенно нелинейной и нестационарной зависимостью, имеющей падающий и восходящий участки, характер которого существенно зависит от предшествующего состояния привода. Если рабочий механизм определенное время находился в покое, то наблюдается явление прилипания подвижной части механизма к неподвижной и необходимо значительное срывное усилие для приведения в движение механизма. Однако практически эту зависимость обычно аппроксимируют полиномом третьего порядка

$$M_{en}(\omega_m(t)) = \beta_{c1}\omega_m(t) + \beta_{c2}\omega_m^2(t) + \beta_{c3}\omega_m^3(t).$$

С учетом этой зависимости исходная система становится существенно нелинейной. Характер переходных процессов такой системе существенно зависит от положения рабочей точки на характеристике внешнего трения. В качестве примера на рис. 1 показаны графики переходных процессов переменных состояния разгона системы до скорости, соответствующей горизонтальному участку характеристике внешнего трения, а затем приложения момента сопротивления. Как видно из этих графиков, в системе возникают слабозатухающие колебания частотой около 5 гц, что соответствует экспериментальным данным [3].

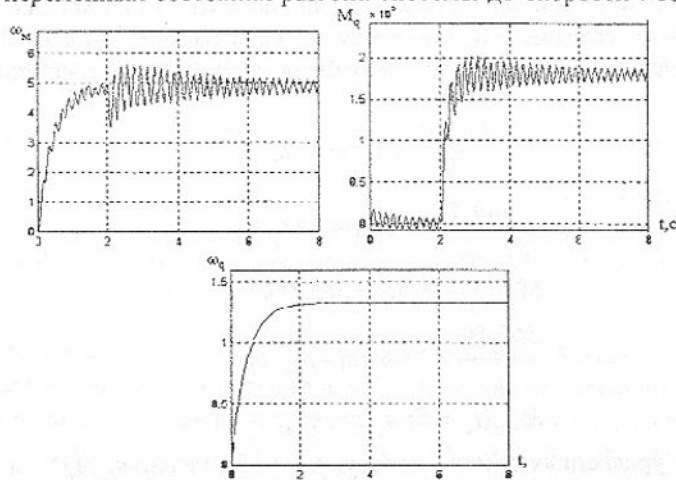


Рис. 1. Переходные процессы системы на горизонтальном участке юющей горизонтальному участку характеристике внешнего трения, а затем приложения момента сопротивления. Как видно из этих графиков, в системе возникают слабозатухающие колебания частотой около 5 гц, что соответствует экспериментальным данным [3].

Рассматриваемая нелинейная система является нелинейной

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{x}}{dt} &= \Phi(\bar{x}(t), \bar{u}(t)), \\ \bar{y}(t) &= \varphi(\bar{x}(t), \bar{u}(t)), \end{aligned}$$

в которой векторные функции $\Phi(\bar{x}(t), \bar{u}(t))$, $\varphi(\bar{x}(t), \bar{u}(t))$ могут быть представлены в следующем виде

$$\begin{aligned} \Phi(\bar{x}(t), \bar{u}(t)) &= A\bar{x}(t) + B\bar{u}(t) + \sum_{i=2}^n f_i(\bar{x}(t), \bar{u}(t)), \\ \varphi(\bar{x}(t), \bar{u}(t)) &= C\bar{x}(t) + D\bar{u}(t) + \sum_{i=2}^n h_i(\bar{x}(t), \bar{u}(t)), \end{aligned}$$

где символ i указывает порядок формы от векторов состояния $\bar{x}(t)$ и управления $\bar{u}(t)$.

Рассмотрим задачу синтеза оптимального управления $\bar{u}(t)$, минимизирующего функционал

$$J = \int_0^{\infty} \psi(\bar{x}(t), \bar{u}(t)) dt,$$

Предполагается, что функция $\psi(\bar{x}(t), \bar{u}(t))$ является аналитической и разлагается в степенной ряд

$$(\bar{x}(t), \bar{u}(t)) = \sum_{i=2}^{n+1} \psi_i(\bar{x}(t), \bar{u}(t))$$

Будем искать оптимальное управление $\bar{u}(t)$ в форме обратных связей по полному вектору состояния

$$\bar{u}(t) = \sum_{i=1}^n \bar{u}_i(\bar{x}(t))$$

Введем функцию Ляпунова

$$V(\bar{x}(t)) = \sum_{i=2}^{n+1} V_i(\bar{x}(t))$$

Тогда на основании достаточного условия оптимальности минимум критерию обеспечивает оптимальное управление, образующее систему уравнений, эквивалентную уравнению Гамильтона-Якоби-Беллмана [3]:

$$\begin{aligned} \Phi^T(\bar{x}(t), \bar{u}(t)) \frac{\partial V(\bar{x}(t))}{\partial \bar{x}(t)} + \psi(\bar{x}(t), \bar{u}(t)) &= 0 \\ \frac{\partial \Phi^T(\bar{x}(t), \bar{u}(t))}{\partial \bar{u}(t)} \frac{\partial V(\bar{x}(t))}{\partial \bar{x}(t)} + \frac{\partial \psi(\bar{x}(t), \bar{u}(t))}{\partial \bar{u}(t)} &= 0 \end{aligned}$$

Ограничимся сначала в рядах членами низшего порядка относительно векторов состояния $\bar{x}(t)$ и управления $\bar{u}(t)$. Тогда исходная система будет линейной, а функционал будет интегральным квадратичным функционалом

$$J = \int \{ \bar{x}(t) R_1(t) + \bar{u}(t) R_2 \bar{u}(t) \} dt,$$

в котором R_1 , R_2 — неотрицательно определенные весовые матрицы соответствующих размерностей [1].

Функция Ляпунова $V(\bar{x}(t)) = \bar{x}^T V \bar{x}(t)$ будет квадратичной формой, коэффициенты которой удовлетворяет системе квадратных уравнений, а оптимальное уравнение $\bar{u}(\bar{x}(t))$ будет линейной функцией вектора состояния $\bar{u}(t) = -F(t) \bar{x}(t)$,

где

$$F(t) = R_2^{-1} B^T P$$

а P является установившемся решением уравнения Риккати

$$-\frac{dP(t)}{dt} = R_1 - P(t) B R_2^{-1} B^T P(t) + A^T P(t) + P(t) A.$$

Подставим это линейное управление и квадратичную функцию Ляпунова в выражения и добавим пока с неизвестными коэффициентами члены второго порядка в оптимальное управление (10) и члены третьего порядка $V_3(\bar{x}(t))$ в функцию Ляпунова. Добавим в исходную линейную систему члены второго порядка $f_2(\bar{x}(t), \bar{u}(t))$ и $h_2(\bar{x}(t), \bar{u}(t))$ и добавим к интегральному квадратичному функционалу члены третьего порядка $\psi_3(\bar{x}(t), \bar{u}(t))$. Подставляя полученные функции в уравнения найдем исходные уравнения для неизвестных коэффициентов второго порядка $\bar{u}_2(\bar{x}(t))$ оптимального уравнения и третьего порядка $V_3(\bar{x}(t))$ функции Ляпунова. Аналогично находятся последующие приближения.

На рис.2 показаны переходные процессы в оптимальной системе при работе на падающем участке характеристике внешнего трения.

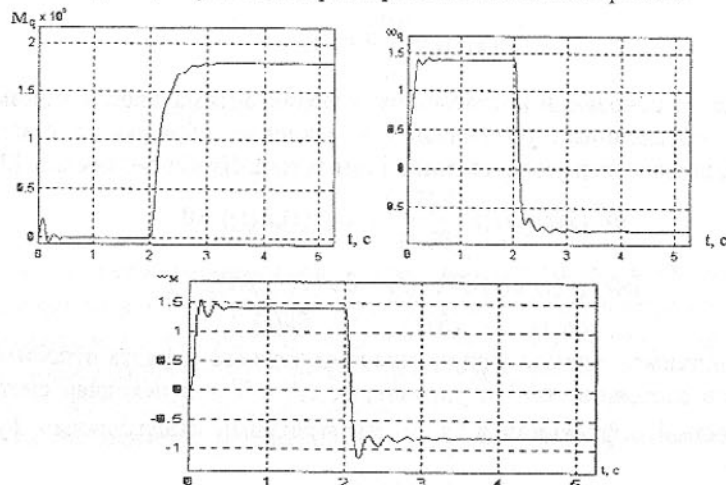


Рис. 2. Переходные процессы в оптимальной системе

Список литературы: 1. Кузнецов Б.И., Новоселов Б.В., Богаенко И.Н., Проектирование систем со сложными кинематическими цепями. Киев, Техника, 1996, 282 с. 2. Александров Е.Е., Кузнецов Б.И., Радиевский А.Е. Оптимизация электрических систем с упругими элементами. Харьков, Основа, 1995 – 304с. 3. Альберхт Э.Г. Об оптимальной стабилизации нелинейных систем. Прикладная математика и механика, Том 25, 1961, с. 836-844. 4. Куржанский Б.И. Задача идентификации – теория гарантированных оценок. Автоматика и телемеханика. 1001, №4, с. 3-26. 5. Клепиков В.Б., Кузнецов Б.И. Богаенко И.Н. Многократно интегрируемые системы управления. Кисв. КПА 1998-2444 с.

ДЕМПФИРОВАНИЕ УПРУГИХ КОЛЕБАНИЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Кузнецов Б.И., Соляник О.В., Чаусов А.А., Осичев А.В.,
Кузнецова Т.Б. (УИПА, г. Харьков, Украина)

This article deals with the optimal control problems for electric mechanical systems with elastic elements as three – masses system in rollers skidding regime. Optimal Kalman filter is used as observer for the full vector of state control. There is example of the optimal control of blooming's main electric drive for oscillation. damping.

Работа многих электромеханических систем сопровождается колебаниями, вызванными наличием упругих элементов кинематической цепи и падающим участком в характеристике внешнего трения. Рассмотрим возможность демпфирования таких колебаний средствами электропривода [1,2].

Математическую модель электромеханической системы будем рассматривать как трехмассовую с сосредоточенными моментами инерции J_d – двигателя, J_p – редуктора и J_a – валков. Уравнения динамики такой механической системы примут следующий вид

$$J_M \frac{d\omega_M}{dt} = M_{y2} + \beta_2(\omega_p - \omega_B) + \beta_c \omega_B - M_c \quad (1)$$

$$\frac{dM_{y2}}{dt} = C_2(\omega_p - \omega_B) \quad (2)$$

$$J_p \frac{d\omega_p}{dt} = M_{y1} + \beta_1(\omega_q - \omega_p) - M_{y2} - \beta_2(\omega_p - \omega_M) \quad (3)$$

$$\frac{dM_{y1}}{dt} = C_1(\omega_q - \omega_p) \quad (4)$$

$$J_q \frac{d\omega_q}{dt} = C\Phi J_A - M_{y1} - \beta_1(\omega_q - \omega_p) \quad (5)$$

$$T_\Sigma \frac{dJ_A}{dt} = -J_A + \frac{1}{R_A} U_{TP} - \frac{C\Phi}{R_A} \omega_q \quad (6)$$

$$T_\mu \frac{dU_{TP}}{dt} = -U_{TP} + K_{TP} U_{BX} \quad (7)$$

В этих уравнениях

$\omega_q, \omega_p, \omega_M$ – скорости вращения двигателя, редуктора и механизма, M_{y1}, M_{y2} – момент упругости в быстроходном и тихоходном валах,

C_1, C_2 и β_1, β_2 - жесткости и коэффициенты внутреннего вязкого трения в быстроходном и тихоходном валах на скручивание.

T_3 - постоянная электромагнитная якорной цепи;

T_H - постоянная времени тиристорного преобразователя;

$C\Phi$ - конструктивная постоянная двигателя;

K_{mn} - коэффициент усиления тиристорного преобразователя.

В этих уравнениях учтено наличие падающего участка в зависимости момента внешнего трения от скорости вращения с жесткостью β_c .

Тогда в уравнении состояния

$$\frac{d\bar{X}(t)}{dt} = A\bar{X}(t) + BU_{BX}(t) + FM_c(t) \quad (8)$$

матрицы состояния A , управления B и возмущения F примут следующий вид

$$A = \begin{bmatrix} \beta_c - \beta_2 & 1 & \beta_2 & & & \\ J_a & J_a & J_a & & & \\ -C_2 & & C_2 & & & \\ \beta_2 & -1 & -\beta_1 - \beta_2 & 1 & \beta_1 & \\ J_p & J_p & J_p & J_p & J_p & \\ & & -C_1 & C_1 & & \\ & & \beta_2 & -1 & -\beta_1 & C_\Phi \\ & & J_q & J_q & J_q & J_q \\ & & & -\frac{C_\Phi}{R_a T_3} & -\frac{1}{T_3} & \frac{R_a T_3}{1} \\ & & & & & -\frac{1}{T_H} \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \frac{K_m}{T_H} \end{bmatrix}$$

$$F = \begin{bmatrix} 1 \\ J_B \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \end{bmatrix}$$

Для демпфирования упругих колебаний главных приводов блюмингов построим оптимальный регулятор [3] по интегральному квадратичному критерию качества

$$J = \int_0^\infty \{ \bar{X}^T(t) R_1 \bar{X}(t) + U^2(t) R_2 \} dt, \quad (9)$$

в котором R_1 - неотрицательно-определенная весовая матрица, а R_2 - положительный весовой множитель. Для линейной системы (8) оптимальное управление $U(t)$, минимизирующее интегральный квадратичный критерий качества (9) линейно по полному вектору состояния

$$U(t) = -F\bar{X}(t), \quad (10)$$

в котором матрица оптимальных коэффициентов усиления

$$F = R_2^{-1} B^T P, \quad (11)$$

а матрица P является установившимся решением уравнения Риккати

$$-\frac{dP(t)}{dt} = R_1 - P(t) B R_2^{-1} B^T P(t) + P(t) A + A^T P. \quad (12)$$

Существенным недостатком применения управления по полному вектору состояния является потеря астатизма. В рассматриваемой системе целесообразно иметь астатизм как по задающему, так и по возмущающему воздействию. Так как в системе имеется жесткая обратная связь по скорости вращения валков в виде характеристики момента сопротивления с падающим участком жесткостью β_c , то для осуществления астатизма по моменту сопротивления введем два последовательно соединенные интегрирующие звена, на вход которых подадим ошибку между заданным значением $\omega_3(t)$ и скоростью вращения двигателя $\omega_q(t)$.

Для реализации оптимального управления необходим полный вектор состояния. В трехмассовой системе непосредственно не измеряются моменты упругости $M_{y1}(t)$ и $M_{y2}(t)$, а также скорости вращения редуктора $\omega_p(t)$ и механизма $\omega_B(t)$. Для восстановления этих непосредственно неизмеряемых переменных состояния построим наблюдатель пониженной размерности по сравнению с исходной системой (8), такой, что входом этого наблюдателя будет ток якоря $J_a(t)$, а измеряемым выходом этого наблюдателя будет скорость вращения двигателя $\omega_B(t)$.

Введем вектор состояния наблюдателя в следующем виде

$$\hat{X}^T(t) = \{ \omega_B(t), M_{y2}(t), \omega_p(t), M_{y1}(t), \omega_q(t) \} \quad (13)$$

Рассмотрим механическую часть исходной системы в соответствии с матрицами наблюдателя как стохастическую систему

$$\frac{d\hat{X}(t)}{dt} = A\hat{X}(t) + BU(t) + \bar{W}_1(t), \quad (14)$$

в которой $\bar{W}_1(t)$ - случайный сигнал типа белого шума, возбуждающий систему. В рассматриваемых приводах основным возмущением является момент прокатки. Поэтому векторный сигнал $\bar{W}_1(t)$ имеет лишь одну ненулевую компоненту в первой строке и первом столбце.

В уравнении выхода

$$Y(t) = C\hat{X}(t) + W_2(t) \quad (15)$$

случайный сигнал типа белого шума $W_2(t)$ является погрешностью измерения скорости вращения двигателя $\omega_q(t)$. Тогда оптимальный наблюдатель

в виде фильтра Кальмана - Бьюси [4] примет следующий вид

$$\frac{d\hat{X}(t)}{dt} = A_H \hat{X}(t) + B_H \hat{U}(t) + K[Y(t) - \hat{Y}(t)], \quad (16)$$

где матрица коэффициентов усиления

$$K = Q C_H^T V_2^{-1}, \quad (17)$$

а Q - установившееся решение матричного дифференциального уравнения Риккати:

$$\frac{dQ(t)}{dt} = V_1 - Q(t)C_H^T V_2^{-1} C Q(t) + A_H Q(t) + Q(t)A_H^T. \quad (18)$$

В этом уравнении V_1 и V_2 – матрицы корреляционных моментов случайных сигналов $\tilde{W}_1(t)$ и $\tilde{W}_2(t)$.

Следует заметить, что быстродействие наблюдателя определяется отношением матриц корреляционных моментов V_1 к V_2 . Чем больше это отношение, тем большим быстродействием обладает синтезированный наблюдатель.

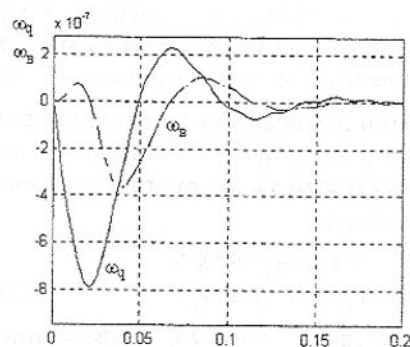


Рис.1. Переходные процессы скоростей вращения валков ω_v и двигателя ω_d в оптимальной системе блюминга 1300

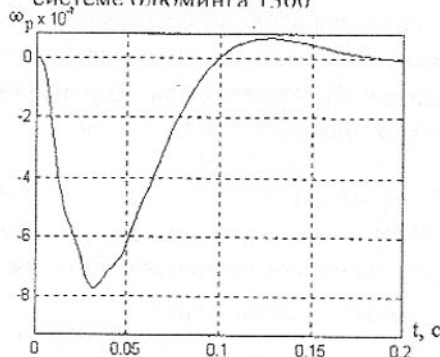


Рис.3. Переходные процессы скорости вращения редуктора ω_r в оптимальной системе блюминга 1300

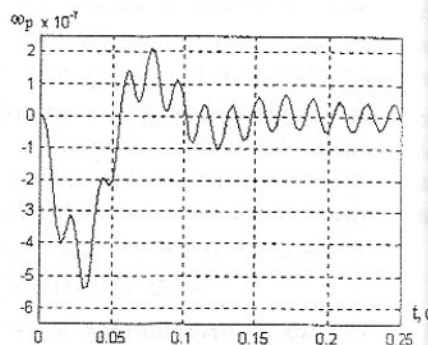


Рис.2. Переходные процессы скорости вращения редуктора ω_r в оптимальной системе блюминга 1300

В качестве примера на рис.1 показаны переходные процессы скорости вращения валков ω_v и двигателя ω_d при действии момента сопротивления в оптимальной системе Криворожского блюминга 1300. Переходные процессы заканчиваются за 0,15 с. Однако при этом в переходном процессе редуктора ω_r , см. рис 2 наблюдаются колебания частотой 50 гц. Амплитуда этих колебаний небольшая, однако они продолжаются в течение 1 с. Надлежащим выбо-

ром весовых матриц в интегральном квадратичном критерии можно практически подавить эти колебания, см рис.3, однако время переходного процесса привода при этом существенно возрастает.

Список литературы: 1. Кузнецов Б.И., Новоселов В.В., Богаенко И.Н. Проектирование систем со сложными кинематическими цепями. Киев, техника. 1996. 282 с. 2. Александров Е.Е., Кузнецов Б.И., Радиевский А.Е. Оптимизация электрических систем с упругими элементами. Харьков. Основа. 1995. 304 с. 3. Кузнецов Б.И., Новоселов В.В., Богаенко И.Н. Проектирование многоканальных систем оптимального управления. Киев. Техника, 1993. 242 с. 4. Кузнецов Б.И., Худяев А.А., Богаенко И.Н. Многоканальные итерационные системы управления. Киев. КИА. 1998. 224 с.

ЦИФРОВОЕ УПРАВЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИМИ СИСТЕМАМИ С УПРУГИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

Кузнецов Б.И., Соляник О.В., Чаусов А.А., Осичев А.В., Кузнецова Т.Б.
(УИПА, г. Харьков, Украина)

This article deals with the digital optimal control problems of oscillation damping for electric mechanical systems with elastic elements, as three – masses system. Optimal digital Kalman filter is used as observer for the full vector of state control. There is example of the optimal digital control of blooming's main electric drive

Наличие упругих элементов между валом двигателя и рабочим органом часто приводит к появлению колебаний скорости и момента особенно в переходных режимах. Положение усугубляется наличием падающего участка в характеристике внешнего трения, так что в системе могут возникать незатухающие колебания в течение всего времени работы системы на этом участке [1,2].

Современные системы управления электроприводами, как правило, реализуются на микропроцессорной элементной базе, с помощью которых выполняются также функции диагностики состояния, идентификации, адаптации, предварительной обработки и сглаживания входных сигналов и многие другие. Поэтому исходная непрерывная система становится дискретной

$$x_0(k+1) = A_0 x_0(k) + B_0 U_{\text{Я}} + F_0 M_C(k),$$

в которой матрицы состояния A_0 , управления B_0 и возмущения F_0 связаны с матрицами состояния A_H , управления B_H и возмущения F_H исходной непрерывной системы следующими соотношениями [3]:

$$A_0 = T + \frac{A_H T}{1!} + \frac{A_H^2 T^2}{2!} + \dots + \frac{A_H^K T^K}{K!},$$

$$B_0 = B_H T + B_H \frac{A_H T^2}{2!} + \dots + B_H \frac{A_H^{K-1} T^K}{K!},$$

$$F_0 = F_H T + F_H \frac{A_H T^2}{2!} + \dots + F_H \frac{A_H^{K-1} T^K}{K!},$$

где T -период дискретности работы ЭВМ. Тиристорный преобразователь представим звеном чистого запаздывания с временем, равным периоду дискретности T так, что входное напряжение тиристорного преобразователя $U_{вх}$ связано с выходным напряжением $U_{вых}$ следующим уравнением

$$U_{вых}(k+1) = K_{ТП} U_{вх}(k),$$

в котором $K_{ТП}$ коэффициент усиления тиристорного преобразователя. Полагая напряжение на якорной цепи двигателя $U_{я}(n)$ равным выходному напряжению тиристорного преобразователя $U_{вых}(n)$ рассмотрим расширенную систему, включающую вектор состояния $\bar{x}_0(n)$ исходной дискретной системы и выходное напряжение тиристорного преобразователя $U_{вых}(n)$. Тогда в уравнении состояния этой системы

$$\bar{x}(k+1) = A\bar{x}(k) + BU_{вх}(k) + FM_C(k)$$

матрица состояния A , управления B и возмущения F примут следующий вид

$$A = \begin{bmatrix} A_0 & B_0 \\ 0 & K_{ТП} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ K_{ТП} \end{bmatrix}, \quad F = \begin{bmatrix} F_0 \\ 0 \end{bmatrix}.$$

Рассмотрим дискретную линейную систему, описываемую разностным уравнением состояния

$$\bar{x}[k+1] = A(k)\bar{x}(k) + B(k)\bar{u}(k)$$

с управляемой переменной

$$\bar{z}(k) = D(k)\bar{x}(k),$$

и исследуем задачу перевода этой системы из произвольного начального состояния $\bar{x}(k_0) = \bar{x}_0$ в нулевое конечное состояние $\bar{x}(k_1) = \bar{0}$ так, чтобы минимизировать квадратичный критерий качества.

$$\sum_{k=k_0}^{k=k_1} [\bar{z}^T(k+1)R_3(k+1)\bar{z}(k+1) + \bar{u}^T(k)R_2(k)\bar{u}(k)] + \bar{x}^T(k_1)P_1\bar{x}(k_1).$$

Здесь $R_3(k+1) > 0$, $R_2(k) > 0$ и $P_1 \geq 0$ -симметрические весовые матрицы, аналогичные соответствующим матрицам в интегральном квадратичном критерии непрерывной системы. Критерий эквивалентен критерию

$$\sum_{k=k_0}^{k=k_1} [\bar{x}^T(k+1)R_{(1)}(k+1)\bar{x}(k+1) + \bar{u}^T(k)R_2(k)\bar{u}(k)] + \bar{x}^T(k_1)P_1\bar{x}(k_1),$$

в котором $R_1(k+1) \geq 0$ -весовая матрица, связанная с весовой матрицей $R_3(k+1)$ и матрицей $D(k+1)$ соотношением

$$R_1(k+1) = D^T(k+1)R_3(k+1)D(k+1).$$

Оптимальное управление линейной дискретной системой по квадратичному критерию является линейным по полному вектору состояния

$$\bar{u}(k) = -F(k)\bar{x}(k) \quad (k = k_0, k_0+1, \dots, k_1-1),$$

где матрица коэффициентов усиления линейного оптимального регулятора $F(k)$ определяется разностным уравнением

$$F(k) = \{R_2(k) + B^T(k)[R_1(k+1) + P(k+1) \cdot B(k)]^{-1} B^T(k)[R_1(k+1) + P(k+1)] A(k),$$

а последовательность матриц $P(k)$ ($k = k_0, k_0+1, \dots, k_1-1$) удовлетворяет матричному разностному уравнению

$$P(k) = A^T(k)[R_1(k+1) + P(k+1)][A(k) - B(k)F(k)] \\ (k = k_0, k_0+1, \dots, k_1-1)$$

с нулевым конечным условием.

Оптимальное управление линейной дискретной системой реализуется в замкнутой форме в виде линейного регулятора по полному вектору состояния $\bar{x}(k)$. Обычно может быть измеряна лишь линейная комбинация переменных состояния $\bar{y}(k) = c(k)\bar{x}(k)$, так что размерность вектора $\bar{y}(k)$ меньше размерности полного вектора состояния $\bar{x}(k)$. Для восстановления всего вектора состояния $\bar{x}(k)$ по измеряемому вектору $\bar{y}(k)$ используются динамические системы, которые называются наблюдателями.

$$\hat{\bar{x}}(k+1) = A(k)\hat{\bar{x}}(k) + B(k)\bar{u}(k) + G(k)[\bar{y}(k) - c(k)\hat{\bar{x}}(k)],$$

т. е. наблюдатель состоит из модели системы с дополнительным воздействием, пропорциональным разности наблюдаемой переменной $\bar{y}(k)$ и ее предсказанного значения $c(k)\hat{\bar{x}}(k)$.

Корректное определение матрицы коэффициентов усиления наблюдателя $G(k)$ можно выполнить для дискретной стохастической системы

$$\bar{x}(k+1) = A(k)\bar{x}(k) + B(k)\bar{u}(k) + \bar{w}_1(k),$$

у которой вектор наблюдений измеряется с ошибкой

$$\bar{y}(k) = c(k)\bar{x}(k) + \bar{w}_2(k).$$

Здесь вектор $\{\bar{w}_1^T(k)\bar{w}_2^T(k)\}^T$ представляет собой последовательность некоррелированных векторных стохастических величин с нулевым средним и матрицами дисперсий

$$V(k) = \begin{bmatrix} V_1(k) & V_{12}(k) \\ V_{12}(k) & V_2(k) \end{bmatrix} \quad (k \geq k_0).$$

Рекуррентное уравнение для оптимальных матриц коэффициентов усиления наблюдателей

$$G(k) = [A(k)Q(k)c^T(k) + V_{12}(k)][V_2(k) + c(k)Q(k)c^T(k)]^{-1}.$$

Матрица $Q(k)$ удовлетворяет разностное уравнение

$$Q(k+1) = [A(k) - G(k)c(k)Q(k)A^T(k) + \\ + V_1(k) - G(k)V_{12}^T(k)]$$

с начальным условием

Оптимальный линейный дискретный наблюдатель с матрицей коэффициентов усиления является оптимальным дискретным фильтром Калмана-Бьюси [4].

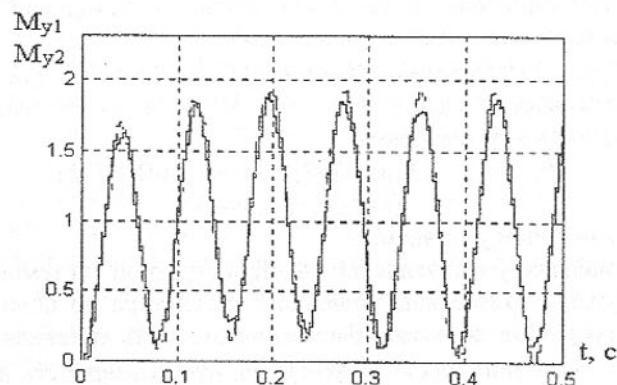


Рис.1. Переходные процессы моментов упругости при набросе нагрузки в режиме буксования.

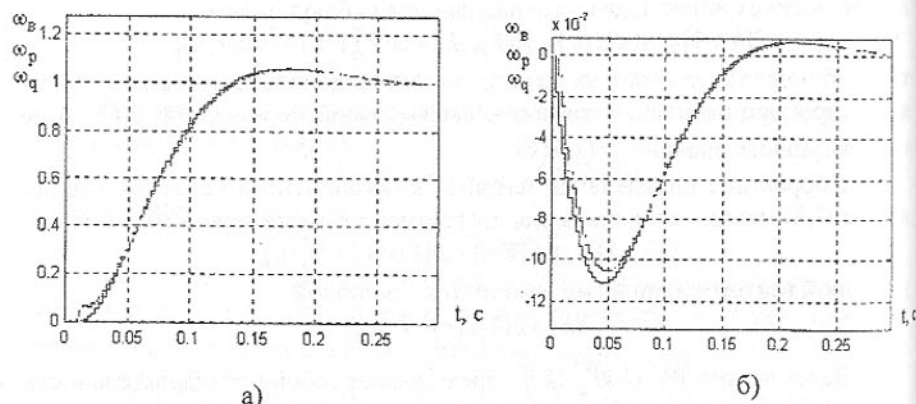


Рис.2. Переходные процессы скоростей вращения валков ω_v , редуктора ω_p и двигателя ω_q по заданию а) и по возмущению б) в оптимальной системе.

В качестве примера рассмотрим главный электропривод Криворожского блюминга 1300. В режиме буксования в системе возникают незатухающие колебания скоростей и упругих моментов частотой 12 гц (рис.1). В

оптимальной системе переходные процессы скоростей валков ω_v , редуктора ω_p , двигателя ω_q по заданию а) и по моменту сопротивления б) показаны на рис 2. Переходные процессы имеют небольшое перерегулирование и заканчиваются примерно за 0,25 с.

Список литературы: 1. Кузнецов Б.И., Новоселов В.В., Богаенко И.Н. Проектирование систем со сложными кинематическими цепями. Киев, техника. 1996. 282 с. 2. Александров Е.Е., Кузнецов Б.И., Радиевский А.Е. Оптимизация электрических систем с упругими элементами. Харьков. Основа. 1995. 304 с. 3. Кузнецов Б.И., Новоселов В.В., Богаенко И.Н. Проектирование многоканальных систем оптимального управления. Киев. Техника, 1993. 242 с. 4. Кузнецов Б.И., Худяев А.А., Богаенко И.Н. Многоканальные итерационные системы управления. Киев. КИА. 1998. 224 с.

МОДЕЛЬ РАЦИОНАЛЬНОГО ИНВЕСТИРОВАНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО КОМПЛЕКСА ДОНЕЦКОГО РЕГИОНА

Кузнецова З.П., Навлыш В.Н., Павлыш Э.В.
(ДонИТУ, г. Донецк, Украина)

The model of optimal dividing of investments into machinobuilding industry of Donetsk region is proposed. The model is based on equations of linear programming.

Современную экономику трудно представить без машин, от производительности которых зависит экономическая эффективность, а также экономический рост государства. Машиностроительный комплекс – это совокупность отраслей промышленности, производящих машины и оборудование для всех звеньев хозяйства, а также товары народного потребления. Машиностроение имеет ряд специфических особенностей: во-первых, это отрасль наукоемкая, ее развитие может быть быстрым и эффективным при внедрении в производство научных достижений, которые в свою очередь предполагают интеграцию научно-исследовательских институтов с конструкторскими бюро и заводами; во-вторых, эта отрасль – трудоемкая, для ее развития необходимы трудовые ресурсы высокой квалификации; в-третьих, эта отрасль металлоемкая, она требует значительного количества черных и цветных металлов; в-четвертых, машиностроение имеет широкие производственные связи с различными предприятиями как своей отрасли,

так и других отраслей, дающих металл, пластмассы, резину и другие комплектующие.

В силу принятой в 20-е годы стратегии развития хозяйства Украины как части бывшего СССР, Донецкий регион является одним из крупнейших центров сосредоточения предприятий тяжелых отраслей промышленности. Важнейшую роль в этом плане играет машиностроительный комплекс, который включает две группы предприятий: машиностроительные и металлообрабатывающие заводы.

Основу специализации предприятий машиностроения Донецкого региона составляют:

- выпуск металлоемкого и сложного оборудования для металлургической, горнодобывающей и строительной индустрии;
- станкостроение (в т.ч. тяжелое);
- электротехническое машиностроение;
- точное машиностроение;
- производство товаров народного потребления.

Главной проблемой является критический уровень морального и материального износа основных фондов предприятий машиностроения, которые остались в наследство от СССР и с тех пор не обновлялись.

Модернизация машиностроительных предприятий, разработка и внедрение новых технологий позволит повысить экономическую эффективность машиностроительного комплекса, усилить его конкурентоспособность на внутреннем и внешнем рынках и, как следствие, создавать дополнительные рабочие места. Для решения этой проблемы следует создать благоприятные условия для инвестирования как отечественным, так и зарубежным капиталом. К сожалению, на данном этапе развития экономики региона существует множество проблем, которые пагубно влияют не только на эффективность машиностроительного комплекса, но и всей промышленности Украины.

К числу глобальных проблем следует отнести:

- 1) нестабильная экономическая ситуация, следствием которой является сложность экономического прогнозирования;
- 2) невыработанный механизм законов и нестабильное законодательство в области инвестиций;
- 3) несовершенство хозяйственного механизма, механизма налогообложения;
- 4) проблема снабжения предприятий сырьем, материалами, в следствие неудовлетворительной работы транспорта, а также разрыва прежних экономических связей;
- 5) отсутствие денежных средств у большинства предприятий, взаимные неплатежи и т.д.;

- 6) замедление процесса обновления основных фондов и как следствие сокращение количества выпускаемой продукции.

Тем более ценным является тот факт, что в этих условиях предпринимаются не единичные попытки привлечения инвестиций в машиностроение.

При этом возникает задача: как наиболее рационально распорядиться инвестициями в случае, когда средства вкладываются в группу предприятий или предприятия с множеством компонентов инвестирования [3].

В данной работе рассматривается один из возможных подходов к решению задачи, основанный на теории линейного программирования.

Рассмотрим математическую постановку в следующем аспекте [2].

Пусть имеется некоторый объем Q инвестиций, предназначенный для вложения в группу предприятий (или специализированных производств). Тогда присвоим каждому элементу группы ранг и будем считать, что компоненты с более высоким рангом имеют приоритет при инвестировании.

На рис.1 показан вариант структурной схемы процесса распределения инвестиций для вышеупомянутых специализаций. Здесь условно проанжированы производства машиностроительного комплекса в порядке убывания приоритета: $v_1, \dots, v_5$ - объемы инвестиций, предназначенные для соответствующих специализаций, $\gamma_1, \dots, \gamma_5$ - коэффициенты инвестирования, $\phi_1, \dots, \phi_5$ - функции эффективности от вложения средств.

На базе этого примера рассмотрим постановку задачи оптимизации [2].

Пусть имеется объем Q инвестиций для m компонент, каждая из ко-

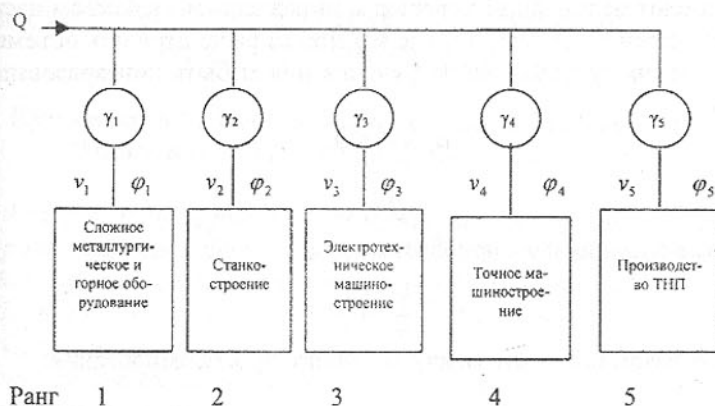


Рис.1. Структурная схема для инвестирования в машиностроение Донецкого региона.

торых имеет свой ранг: $i = 1, 2, \dots, m$ (компонента ранга j имеет преимущество перед компонентой ранга k , если $j < k$).

Пусть i -я компонента характеризуется своей функцией эффективности $\varphi_i(v)$, где v - объем вложенных средств. Такая функция определяется на основе статистических данных о работе предприятия, либо на основе экспертных оценок.

Пусть для каждой компоненты определены коэффициенты инвестирования γ_i , $i = 1, 2, \dots, m$, которые определяются на основе экспертных оценок, причем

$$\sum_{i=1}^m \gamma_i = 1$$

Тогда объем инвестиций для i -той компоненты составит

$$v_i = \gamma_i Q,$$

а эффективность от вложения

$$y_i = \varphi_i(v_i) = \varphi_i(\gamma_i Q).$$

Функция цели:

$$F = \sum_{i=1}^m y_i = \sum_{i=1}^m \varphi_i(v_i) \rightarrow \max \quad (1)$$

Ограничения:

$$\gamma_i \geq 0, i = 1, 2, \dots, m \quad (2)$$

$$\sum_{i=1}^m \gamma_i = 1 \quad (3)$$

Рассмотрим функции эффективности $y_i = \varphi_i(v)$; как правило такие функции имеют нелинейный характер с выраженным свойством насыщения. Вместе с тем в реальном случае мы можем рассматривать объемы инвестиций в таких пределах, когда функция может быть линеаризована [1], [2]. Пусть

$$a_i \leq v_i \leq b_i,$$

тогда

$$y_i = \beta_i v_i. \quad (4)$$

Тогда функция цели приобретает вид:

$$F = \sum_{i=1}^m \beta_i v_i. \quad (5)$$

Таким образом получаем задачу линейного программирования:

$$\left. \begin{aligned} F &= \sum_{i=1}^m \beta_i v_i \rightarrow \max; \\ v_i &\geq 0, i = 1, 2, \dots, m; \\ \sum_{i=1}^m v_i &= Q; \\ v_i &= \gamma_i Q; \quad \sum_{i=1}^m \gamma_i = 1; \\ a_i &\leq v_i \leq b_i \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Система (6) представляет собой задачу определения оптимального распределения инвестиций при многокомпонентном инвестировании [2].

В результате ее решения симплекс-методом получаем набор значений $v_i^{(0)}$, $i = 1, 2, \dots, m$, при котором функция цели (общая эффективность) максимальна.

Решение задачи требует применения ПЭВМ и специализированного прикладного программного обеспечения.

Список литературы: 1. Зайченко Ю.П. Исследование операций. - К.: Вища школа, 1988. - 421с. 2. Туриянская М.М., Павлыш В.Н., Павлыш Э.В. Задача оптимизации распределения инвестиций при многокомпонентном инвестировании Донецк: Схід-East: Аналітично-інформаційний журнал, №3, 2000. 3. Хобта В.М. Управление инвестициями: механизмы, принципы, методы. - Донецк: ИЭП НАН Украины, 1996. - 219с.

СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СИЛ НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Кузьменко А.Г., Пасечник А.А., Баннов Г.М., Нассер Г.А.
(Хмельницкий ТУП, ХПК, г.Хмельницкий, Украина)

(4) The method of defining of forces on the flank of the tool by means of reverse rotation spindle has been offered. The contact load on the flank has been defined on the basis of loads acted on the cutter under the condition of equality of wear on the flank at reverse rotation of the spindle and the cutter wear at turning.

Одной из базовых в технологии механической обработки является проблема повышения износостойкости режущего инструмента. В процессе разработки мероприятий по повышению стойкости инструмента важное место занимают методы оценки стойкости. Традиционные методы оценки

стойкости режущего инструмента трудоемки, дорогостоящи и имеют большой разброс конечных результатов.

Предлагаемая работа является первым этапом в разработке новых методов оценки стойкости режущего инструмента. В этой работе ставится задача разработать простую методику достоверной оценки сил, действующих по задней грани резца при прямоугольном резании.

В настоящее время известны различные методы экспериментального определения сил на задней поверхности: метод экстраполяции силовых зависимостей на нулевую толщину среза, метод сравнения сил резания при различных износах задней поверхности, метод косоугольного резания, метод разрезного резца и другие [1, 2]. Эти методы имеют или техническую сложность в изготовлении или требуют для получения достоверных экспериментальных данных четкого контроля фаски износа по задней поверхности, так как ее изменение вызывает нарушение линейного характера силовых зависимостей. Это, в свою очередь, приводит к снижению результатов экстраполяции. Существенным недостатком также является невозможность использования их при наличии наростообразования или застойной зоны, что также снижает универсальность этих методов и их точность.

Предлагаемый и далее реализуемый способ определения сил, действующих на заднюю поверхность резца при прямоугольном резании состоит в следующем.

На первом этапе производится реальное резание и определяется износ ($h_{пр}$) задней поверхности в заданных условиях.

На втором этапе берется новый резец и изменяется направление вращения шпинделя, то есть испытания производятся при обратном вращении. Испытания на износ только задней поверхности выполняется до достижения износа, полученного при резании. При этом испытывается несколько резцов при разной общей нагрузке, прикладываемой к задней поверхности. Далее утверждается, что нагрузка на задней поверхности резца, при которой износ при обратном вращении равен износу при резании, на заданном пути трения, равна нагрузке, действующей на заднюю грань при резании.

Такова сущность метода.

Предлагаемый метод осуществляли на токарном станке в два этапа. На первом этапе при продольном точении проводили исследование износа задней поверхности инструмента от пути резания. В качестве инструмента использовали проходные резцы со сменными 4-х гранными не перетачиваемыми быстрорежущими пластинками из стали P6M5, HRC 62-64.

При установке их, геометрия режущей части составила: $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$, $\gamma = \lambda = 0^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, $\alpha_1 = 7^\circ$. В качестве обрабатываемого материала использовали сталь 45 в состоянии поставки. Исследование проводили при следую-

щих режимах резания: $V = 60$ м/мин, $s = 0,1$ мм/об., $t = 0,5$ мм. Результаты исследования износа инструмента по задней поверхности представлены на рис.1 (кривая 1).

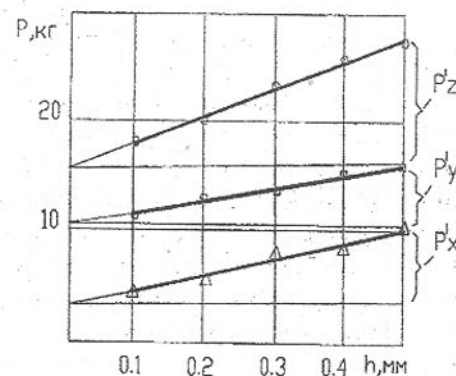


Рис. 1. Зависимость износа резца от пути трения: 1 - при продольном резании; 2, 3, 4, 5 - при трении скольжения задней поверхности при обратном вращении шпинделя и нагрузке; 2, 3, 4, 5; 2-Q=8кг, 3-Q=10кг, 4-Q=12кг, 5-Q=15кг.

На втором этапе определяли силы на задней поверхности резца методом обратного вращения при трении-скольжении задней поверхности резца по заготовке, при этом контактные нагрузки на заднюю поверхность определяли по нагрузкам на резец, когда износ по задней поверхности, при обратном вращении шпинделя совпадал с износом резца при точении. Для этого использовали специальное приспособление, которое устанавливали на поперечный суппорт с противоположной стороны резцедержателя, которое позволяло измерять износ, силы трения при различных нагрузках.

Резец 1 имеет возможность перемещаться в корпусе 2 приспособления под действием груза 3 и рычага 4. Корпус расположен на основании 5 жестко закрепленном на поперечном суппорте станка; в центрах станка установлена заготовка 6. В корпусе приспособления имеется прорезь, благодаря чему перемещение резца регистрируется тензодатчиками сопротивления 7.

Исследование резцов на истирание осуществляли методом обратного вращения заготовки при трении-скольжении задней поверхности резца по заготовке, при одновременном продольном перемещении, при этом контактная нагрузка на задней поверхности определялась по нагрузке на ре-

зец, в момент, когда износ по задней поверхности при обратном вращении заготовки совпадал с износом при продольном точении.

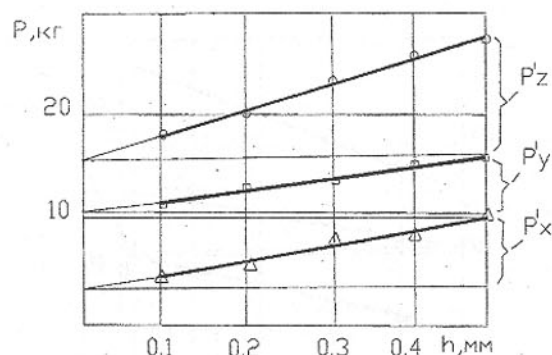


Рис. 2. Схема приспособления для исследования трения-скольжения резца по задней поверхности при обратном вращении шпинделя.

Это условие соответствовало нагрузке на резец $Q=N^1=10$ кг. Касательная составляющая составила $F^1=9$ кг (рис.1, кривая 3.).

Таким образом предложенным методом установлено, что нагрузка на заднюю поверхность при резании в заданных условиях равна 10 кг.

Полученные результаты сравнивались с результатами, полученными методом сравнения сил резания при различных износах задней поверхности. Результаты представлены на рис.3. Из этих зависимостей определяли силы на задней поверхности

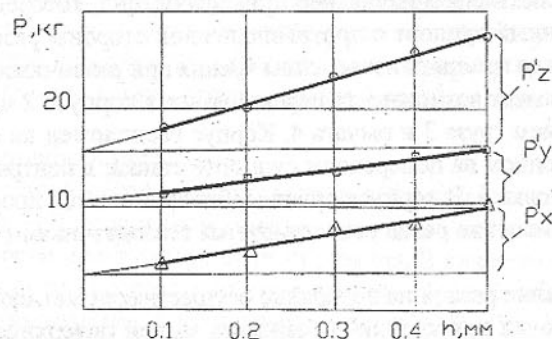


Рис. 3. Влияние ширины фаски износа на задней поверхности на проекции сил резания при точении.

инструмента. Они составили: $P_z=8$ кг., $P_y=4$ кг., $P_x=6$ кг. По методике [2] определили $N^1=7.06$ кг, $F^1=8.62$ кг. Данные занесли в табл. 1.

Таблица 1 - Результаты определения сил на задней поверхности инструмента

Метод	N^1 , кг.	F^1 , кг.	f
1*	7.06	8.62	1.2
2*	10	9	0.9

1-метод сравнения сил резания при различных износах задней поверхности;

2-метод определения сил на задней поверхности при трении-скольжении при обратном вращении шпинделя.

Во время исследований обращалось внимание на то, чтобы вид износа задней поверхности при резании и при обратном вращении были одинаковы. Идентичность методов оценивалось по шероховатости поверхности.

Установлено, что при совпадении кривых износа при резании и при обратном вращении вид износа был одинаковым.

Выводы. Предложен и реализован способ определения сил, действующих на заднюю грань резца при прямоугольном резании. Сопоставление результатов, полученных предложенным способом и другим известным способом согласуются, но предложенный способ более прост.

Список литературы: 1.Зорев Н.Н.Вопросы механики процесса резания. - М.: Машгиз, 1956. - 364 с. 2. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. - М.: Машиностроение, 1976. - 270 с.

РАСЧЁТ ПАРАМЕТРОВ ОБРАБОТКИ В ЛАЗЕРНЫХ УПРОЧНЯЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЯХ

Кукин С.Ф., Кукин А.С. (НТВП «ИНТРАК», Минск, Республика Беларусь)

Dimensions of hardened zone in laser treatment of structural steels were estimated when using the heat distribution problem solution accounting the approximate thermophysical properties of hardened material.

При лазерном упрочнении различают два вида обработки поверхности. В одном из них поверхностный слой детали нагревается без нарушения исходной микрогеометрии упрочняемой поверхности: упрочнение происходит за счёт аустенитно-мартенситных превращений вследствие

высоких скоростей нагрева и охлаждения. В результате теплового воздействия лазерного излучения образуется зона закалки, состоящая в основном из метастабильной структуры (мартенсит закалки). При применении этого вида лазерной обработки размеры зоны закалки определяют тот упрочнённый слой, который будет изнашиваться в процессе эксплуатации [1-4].

В случае использования второго вида обработки поверхности нагревается поверхностный слой детали с проплавлением его на определённую глубину. В результате образуется упрочнённый слой, состоящий из зон оплавления и закалки. Оплавление поверхностного слоя используется при термоупрочнении, легировании и наплавке. При лазерном термоупрочнении режим с оплавлением применяется для увеличения объёма и глубины получаемых зон упрочнения [5]. В процессе легирования и оплавления формируется слой иного химического состава, обладающий специальной износостойкой структурой по сравнению с основным материалом [6]. Наплавка износостойких покрытий характеризуется размерами зоны оплавления, которые определяют толщину слоя промежуточной связи между покрытием и основой [7, 8].

Для оперативной оценки износостойкости и следовательно, ресурса эксплуатации деталей необходимо прогнозировать глубину зон упрочнения в зависимости от параметров обработки (мощности излучения P , радиуса сфокусированного пятна r и скорости обработки V). В настоящее время разработаны полуаналитические методы расчёта размеров упрочнённых зон [9-11]. Однако они применимы в ограниченном изменении параметров обработки и не всегда дают необходимую для практических приложений точность.

Для получения простых аналитических выражений зон лазерного взаимодействия уравнение теплопроводности [12]

$$T(x, y) = T_0 + \frac{P\eta}{2\lambda\pi^{3/2}} \int_0^\infty \exp\left[-\frac{(y/r)^2 + \alpha^2 \xi^4}{1 + \xi^2} - \frac{(zr)^2}{\xi^2}\right] \frac{d\xi}{1 + \xi^2} \quad (1)$$

аппроксимируется некоторым набором аналитических функций, которые позволяют решить в аналитическом виде обратную задачу определения координат x, y максимального проникновения произвольной изотермы T [12].

В результате численного интегрирования уравнения (1) с последующей аппроксимацией по методу наименьших квадратов для температуры на поверхности в центре пятна $T_{нов} = T(0,0)$ получено следующее выражение:

$$T_{нов} = \frac{P\eta}{r\lambda} (0,147 - 0,054 \ln \alpha) \quad (2)$$

Аналогично получено стационарное распределение температур по ширине $T(y,0)$ и глубине $T(0,z)$ зоны нагрева

$$\ln \frac{T_{нов}}{T(y,0)} = (0,75 + 0,14 \ln \alpha) \left(\frac{y}{z}\right)^2, \quad (3)$$

$$\ln \frac{T_{нов}}{T(0,z)} = (2,22 + 1,36 \ln \alpha) \frac{z}{r}. \quad (4)$$

Соотношения (2) – (4) определяют температуру с погрешностью не более 5% по сравнению с интегралом (1) и справедливы в следующем интервале изменения обобщённой скорости α :

$$0,2 < \alpha = \frac{Vr}{4a} < 5,0. \quad (5)$$

Условие (5) выполняется практически при любом режиме лазерной обработки.

В массовом производстве с экономической точки зрения лазерную обработку деталей следует производить с максимально возможной производительностью, обеспечивая при этом заданные в чертеже детали размеры упрочнённого слоя (глубину и ширину дорожки), а также его физико-механические характеристики (микротвёрдость и шероховатость поверхности). Требуемая ширина дорожки устанавливается радиусом пятна луча на обрабатываемой поверхности и, следовательно, необходимо определять скорость лазерной обработки V при уже известных параметрах z, r, P, η . В данном случае выражения (2) и (4) после соответствующих преобразований объединяются в систему уравнений с двумя неизвестными $\{(T_{нов}, z_{упр})$:

$$\left. \begin{aligned} \ln T_{нов} + \frac{25,2\lambda z_{упр}}{P\eta} T_{нов} - 5,93 \frac{z_{упр}}{r} - \ln T_{зак} &= 0 \\ V - \frac{4a}{r} \exp\left(2,72 - \frac{r\lambda T_{нов}}{0,054 P\eta}\right) &= 0 \end{aligned} \right\}$$

В подавляющем большинстве современные лазерные комплексы, как правило, управляются при помощи персональных компьютеров и поэтому система (6) легко решается с помощью математического программного пакета MathCAD 8 Pro. Задание системы производится ключевым словом *Given* и записываются численные значения параметров z, r, P, η , коэффициентов тепло- и температуропроводности λ и a , а также температуры закалки $T_{зак}$. Например, для стали 45 и следующих значениях задаваемых параметров и коэффициентов $z=0,5$ мм; $r=1,5$ мм; $P=800$ Вт; $\eta=0,6$; $\lambda=0,0294 \frac{\text{Вт}}{\text{мм} \cdot \text{град}}$; $a=6,9 \frac{\text{мм}^2}{\text{сек}}$; $T_{зак}=820^\circ\text{C}$ решение системы (6) примет вид:

Given

$$\ln(T_{\text{пов}}) + \frac{25.2 \cdot 0.0294 \cdot 0.5}{800 \cdot 0.6} \cdot T_{\text{пов}} - \frac{5.93 \cdot 0.5}{1.5} - \ln(820) = 0$$

$$V - \frac{4 \cdot 6.9}{1.5} \cdot e^{(2.722222 - 0.0294 \cdot 1.5 \cdot \frac{T_{\text{пов}}}{800 \cdot 0.6 \cdot 0.054})} = 0$$

$$\text{Find}(T_{\text{пов}}, V) \rightarrow \begin{pmatrix} 1652.9427328506897968 \\ 16.815049096187649730 \end{pmatrix}$$

Функция Find возвращает решение в виде двух строк, где первая строка – значение температуры на поверхности в центре пятна в градусах Цельсия, а вторая – значение скорости обработки в мм/сек.

В дальнейшем при использовании других значений z , r , P , η , λ и a их численные значения подставляются в систему и функция Find автоматически выдаёт значения $T_{\text{пов}}$ и V . Это позволяет очень оперативно и без особых затруднений рассчитать режим обработки в зависимости от требуемых размеров термоупрочнённых зон, существующей мощности лазерной установки и теплофизических свойств материала упрочняемого изделия.

Для проверки полученных зависимостей был поставлен эксперимент по лазерному термоупрочнению стали 45. Обработка производилась на непрерывном CO₂-лазере мощностью 1000Вт, коэффициент поглощения наносимого покрытия порядка $\eta=0,6$. Упрочнение производилось при фиксированном значении радиуса пятна $r=2,2$ мм и различных значениях скорости обработки V . Результаты эксперимента изображены на рис.1., где наряду с экспериментальными точками с указанием погрешностей представлены теоретические кривые зависимостей зоны закалки и зоны оплавления от скорости обработки V .

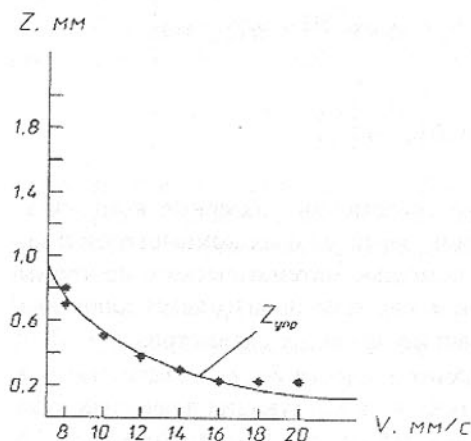


Рис.1.

Как следует из анализа рис.1., между теоретическими и экспериментальными значениями имеются расхождения порядка 5-10% (при режимах без оплавления) и порядка 10-15% (при режимах с оплавлением), причём в последнем случае размеры зон закалки и оплавления занижены по сравнению с вычисленными значениями. При режимах без оплавления систематического отклонения экспе-

риментальных значений от теоретических не обнаружено. Это обстоятельство, также как и более низкая точность при оплавлении, обусловлено тем, что в принятой математической модели (1) не учитывается теплота плавления – это вносит определённую поправку при обработке на режимах, близких к испарению материала.

Вторая причина наблюдающихся расхождений между экспериментальными и теоретическими значениями состоит в отсутствии точной информации о коэффициенте поглощения наносимого покрытия и среднеинтегральных теплофизических свойствах обрабатываемого материала, что вносит одинаковую погрешность (порядка 10%) при режимах как без оплавления, так и с оплавлением поверхностного слоя.

Представленные значения теплофизических свойств стали 45 могут использоваться для расчёта износостойких слоёв при лазерном упрочнении других, близких по свойствам конструкционных сталей, например 50, 40, 40Х и др.

Таким образом, полученные соотношения (2) – (6) подтверждены экспериментально, а использование для их решения математического пакета MathCAD 8 Pro позволяет быстро подобрать требуемый режим обработки для получения заданных размеров упрочнённых слоёв.

Список литературы: 1. Дорожкин Н.Н., Кукин С.Ф., Пасах Е.В. Лазерное излучение в технологии упрочнения быстроизнашивающихся поверхностей деталей машин. – Минск, 1984. 2. Дубняков В.Н., Пасах Е.В., Ветрогон Г.И. и др. Тракторы и сельхозмашины. – 1985, №5, с.52-54. 3. Дубняков В.Н., Козырев С.П., Пимков Н.Л. Трение и износ – 1984, Т.5, №4, с.713-717. 4. Mazamber J. Journal of metals. – 1983, May, p.18-26. 5. Козлов Г.И., Обищенко Л.Н., Михин Н.М. и др. Трение и износ. – 1984, Т.5, №2, с.251-257. 6. Clifton W. Journal of metals. – 1982, June, p.24-32. 7. Liu C.A., Humphries M.J., Mason D.W. Thin Solid Films. – 1983, Vol.107, p.251-257. 8. Singh S., Kuekarni S.V. Journal of the institution of engineering. – 1981, Vol.61, N4, p.166-171. 9. Андрияхин В.М., Майоров В.С., Якушин В.П. Поверхность. Физика, химия, механика. – 1983, №6, с.140-144. 10. Гуреев Д.М., Катулин В.А., Николаев В.Д. и др. Физика и химия обработки материалов. – 1985, №2, с.22-25. 11. Моряцев С.Ф., Кислицин А.А., Косырев Ф.К. Физика и химия обработки материалов. – 1984, №1, с.94-98. 12. Дорожкин Н.Н., Ветрогон Г.И., Кукин С.Ф. и др. Трение и износ. – 1986, Т.7, №6, с.1055-1061.

АВТОМАТИЗАЦИЯ УПРАВЛЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАГРУЖЕННОСТЬЮ АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА НА ШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКАХ

Кулешов В.В., Архангельская Г.В., Кулешова А.В.
(ИНДМАШ НАНБ, г. Минск, Беларусь)

The theoretical analysis of abrasive tool dynamic loading, in particular, of grinding circles is carried out. The design model for an estimation of parameters of dynamic quality of spindle units of grinding machine tools with the account of dynamic force on a grinding circle is developed. The device of automatic balancing of grinding circles for reduction of dynamic loading of abrasive tool for grinding machine tools during their work is offered. Results of tests and overall performance of the device at the grinding of rollers on circular grinding machine tools are presented.

Для современного станкостроения, в частности при производстве шлифовального оборудования, характерна тенденция к выпуску высокопроизводительных станков с высокими скоростями резания. В свою очередь при высоких скоростях существенным образом возрастают динамические нагрузки от неуравновешенности шлифовального круга, что сказывается на эксплуатационных качествах станка и стойкости абразивного инструмента. Успешное решение этой проблемы непосредственным образом связано с повышением жесткости и динамического качества шпиндельных узлов.

В работе решается задача по исследованию влияния на динамические качества шпиндельного узла его рабочих и конструктивных параметров. Определяется зависимость вибрации шпинделя от динамической со-

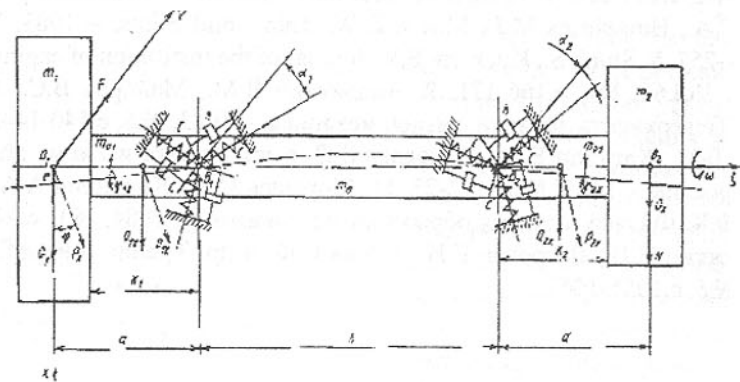


Рис.1. Расчётная схема шпиндельного узла

ставляющей силы, вызванной процессом резания и дисбалансом шлифовального круга. Решение этой задачи рассмотрено на примере шпиндельного узла станка с гидродинамическими опорами, схема которого представлена на рис.1 (ε - эксцентриситет круга; a, b, d, k_1, k_2 - длины отдельных участков вала; $m_0, m_1, m_{01}, m_2, m_{02}$ - массы участков шпинделя; γ_{1x}, γ_{2x} - углы изгиба оси вала; φ - угол наклона вектора силы дисбаланса к оси Ox ; α_1, α_2 - углы между осью Oy и первым сегментом подшипника соответственно в передней и задней опорах; C, h - обобщенные коэффициенты жесткости и демпфирования сегмента подшипника; G_1, G_2 - вес шлифовального круга и шкива; $P_x, P_y, P_{1x}, P_{1y}, P_{2x}, P_{2y}$ - центробежные силы, вызванные дисбалансом соответствующих частей шпинделя вдоль осей Ox и Oy ; $Q_{1x}, Q_{1y}, Q_{2x}, Q_{2y}$ - силы инерции частей шпинделя вдоль осей Ox и Oy ; F - нагрузка от силы резания; N - сила натяжения ремня; ω - угловая скорость.).

Шпиндель станка со шлифовальным кругом рассматривается как упругая балка на упругих опорах с вязким демпфированием, нагруженная сосредоточенными и распределёнными массами, внешними нагрузками от сил резания, дисбаланса шлифовального круга и силы натяжения ремной передачи. В опорах учтено количество и пространственное расположение опорных сегментов, а также силы, вызванной упругими стыками между шпинделем и каждым сегментом. Изгиб консолей вала при расчёте не учитывался, так как в реальных шпиндельных узлах он очень мал по сравнению с межопорным изгибом.

В качестве расчётных величин, характеризующих точность вращения шпинделя со шлифовальным кругом, приняты амплитуды X и Y колебаний центра шлифовального круга (точка O_1 на рис.1) в двух плоскостях (траектория оси).

Все силы и моменты, действующие на вал шпинделя, приводятся к точкам B_1, B_2 и обозначены $\Phi_{1x}, \Phi_{1y}, \Phi_{2x}, \Phi_{2y}$ соответственно в двух координатных плоскостях.

В таком виде задача сводится к рассмотрению шарнирно закреплённого на концах упругого вала $B_1 - B_2$ с действующими в опорах силами $\Phi_{1x}, \Phi_{1y}, \Phi_{2x}, \Phi_{2y}$ и моментами $M_{1x}, M_{1y}, M_{2x}, M_{2y}$. Колебания такого вала в двух плоскостях описываются уравнениями упругой линии в частных производных:

$$\frac{\partial^4 x(\xi, t)}{\partial \xi^4} + \frac{m_0}{bEI} \frac{\partial^2 x(\xi, t)}{\partial t^2} = 0; \quad (1)$$

$$\frac{\partial^4 y(\xi, t)}{\partial \xi^4} + \frac{m_0}{bEI} \frac{\partial^2 y(\xi, t)}{\partial t^2} = 0. \quad (2)$$

где $x(\xi, t), y(\xi, t)$ - функции, описывающие линию прогиба вала соответственно в плоскостях $\xi O_1 X, \xi O_1 Y$; E - модуль упругости материала вала; I - момент инерции поперечного сечения вала.

С учётом условий закрепления концов вала граничные условия имеют следующее выражение: при $\xi = 0$

$$EI \frac{\partial^3 x(0, t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{1x}; EI \frac{\partial^3 y(0, t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{1y}; \quad (3)$$

$$EI \frac{\partial^2 x(0, t)}{\partial \xi^2} = M_{1x}; EI \frac{\partial^2 y(0, t)}{\partial \xi^2} = M_{1y}; \quad (4)$$

при $\xi = b' = a + b$

$$EI \frac{\partial^3 x(b', t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{2x}; EI \frac{\partial^3 y(b', t)}{\partial \xi^3} = \Phi_{2y}; \quad (5)$$

$$EI \frac{\partial^2 x(b', t)}{\partial \xi^2} = M_{2x}; EI \frac{\partial^2 y(b', t)}{\partial \xi^2} = M_{2y}, \quad (6)$$

где $M_{1x}, M_{1y}, M_{2x}, M_{2y}$ - операторы приведенных моментов в точках B_1 и B_2 .

Решение уравнений (1), (2) в разработанной модели производится по отдельным составляющим:

$$x = x_1 + x_2 + x_3 + x_4; \quad y = y_1 + y_2 + y_3 + y_4$$

Значения этих составляющих в плоскости $\xi O_1 X$, определяются по выражениям:

$$x_1 = [C_1 e^{P\xi} + C_2 e^{-P\xi} + C_3 \cos(P\xi) + C_4 \sin(P\xi)] \cos(\omega t) + [C_5 e^{P\xi} + C_6 e^{-P\xi} + C_7 \cos(P\xi) + C_8 \sin(P\xi)] \sin(\omega t);$$

$$x_2 = [C_1 e^{P_1 \xi} + C_2 e^{-P_1 \xi} + C_3 \cos(P_1 \xi) + C_4 \sin(P_1 \xi)] \cos(\omega_1 t) + [C_5 e^{P_1 \xi} + C_6 e^{-P_1 \xi} + C_7 \cos(P_1 \xi) + C_8 \sin(P_1 \xi)] \sin(\omega_1 t);$$

$$x_3 = [C_1 e^{P_2 \xi} + C_2 e^{-P_2 \xi} + C_3 \cos(P_2 \xi) + C_4 \sin(P_2 \xi)] \cos \omega_2 t + [C_5 e^{P_2 \xi} + C_6 e^{-P_2 \xi} + C_7 \cos(P_2 \xi) + C_8 \sin(P_2 \xi)] \sin \omega_2 t;$$

$$x_4 = C_1 + C_2 \xi + C_3 \xi^2 + C_4 \xi^3.$$

где $C_1, \dots, C_8$ - константы, определяемые из граничных условий (3)...(6); ω_1, ω_2 - частоты гармонических составляющих сил F и N .

Значение составляющих $y_1 - y_4$ в плоскости $\xi O_1 Y$ вычисляются по аналогичным формулам.

Перемещения точки вала шпинделя по двум координатам рассчитываются с учётом длины консоли:

$$x_{01} = x(0, t) - ax'(0, t); y_{01} = y(0, t) - ay'(0, t).$$

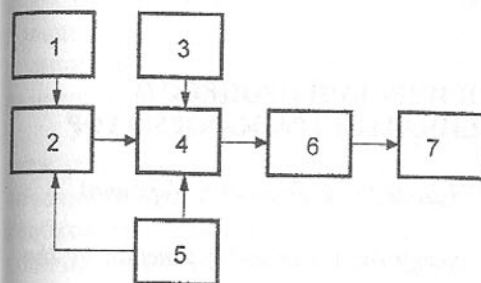


Рис.2. Структурная схема автоматического балансирующего устройства: 1 - датчик вибрации; 2 - блок усиления; 3 - датчик метки; 4 - анализатор; 5 - блок питания; 6 - блок распределения; 7 - исполнительный механизм.

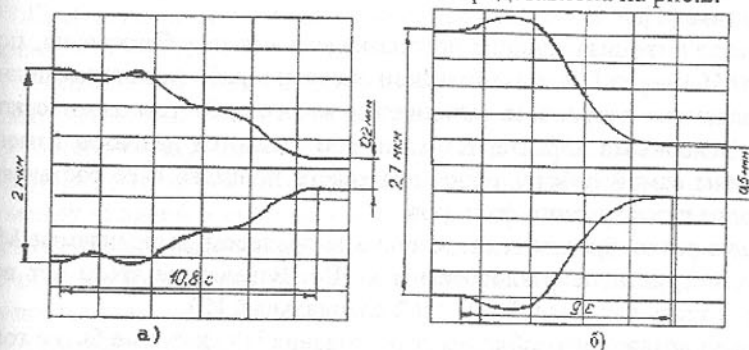


Рис.3. Осциллограммы изменения вибрации шпинделя при работе устройства автоматической балансировки: а) первоначальная динамическая составляющая сила от дисбаланса шлифовального круга 15Н; б) 25Н

Испытания устройства в рабочем режиме проводились на круглошлифовальном станке. Динамическая нагруженность шлифовального круга создавалась за счёт пробных дисбалансов. Результаты испытания устройства представлены на рис.3

Обработка опытной партии роликов на круглошлифовальном станке с устройством автоматической балансировки шлифовального круга показала, что уменьшение динамической составляющей, вызванной дисбалансом шлифовального круга, повышает точность обработки по некруглости до 0,3 - 0,4 мкм. При этом стойкость шлифовального круга повышается на 10%, а производительность на 15%.

МАШИННЫЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ПРОЦЕСС И МЕХАНИЧЕСКИЙ БЕССТУПЕНЧАТЫЙ ТРАНСФОРМАТОР

Куница А.А., Куница А. В. (АДИ ДонГТУ, г. Горловка, Украина)

Mechanical automatic transformer of energy realize adaptive function by the execution of advanced machine technological processes.

Машинный агрегат (МА), как система, в общем случае состоит из трёх элементов: источник энергии (ИЭ), передаточное устройство (ПУ), производственная машина (ПМ). Каждый из этих элементов МА является конструктивно законченной и структурно самостоятельной единицей.

Источник энергии определённого типа и конкретных конструктивных параметров имеет свои собственные, независимые от ПУ и ПМ, характеристики. Наиболее важной из них является статическая механическая характеристика [1].

Производственная машина предназначена для преобразования, подводимой от ИЭ через ПУ, механической энергии в работу, которая полностью поглощается в процессе выполнения какого-либо технологического процесса. Основными характеристиками ПМ являются диапазон изменения величины самой работы технологического процесса и её составляющих силовых и скоростных факторов.

Весьма разнообразны технологические процессы, выполняемые МА. Поэтому конструктивно разнообразны и ПМ. Вследствие этого нет возможности создать для каждой ПМ свой специальный ИЭ.

Отсюда возникает необходимость создания ПУ, которые бы не только передавали энергию ИЭ к ПМ, но и изменяли бы её скоростной и силовой факторы до таких значений, которые необходимы для выполнения технологического процесса.

Повышение производительности труда можно обеспечить поиском новых решений как в самих технологических процессах, так в их механизации, так и при их совместном изменении.

Поиски привели к созданию машинных непрерывно - поточных технологических процессов, которые наиболее удобны для их механизации и автоматизации. Эти процессы характеризуются рядом физических величин - скоростью, усилиями, давлениями, температурами и т.д. Оптимальность протекания технологического процесса зависит от законов изменения этих физических величин.

В системах автоматического регулирования (САР) объектом регулирования (ОР) является в целом МА и его элементы: ИЭ, ПУ, ПМ. Регулируемые физические величины технологического процесса называются параметрами регулирования (РП).

Работа ОР определяется нагрузкой, т.е. количеством энергии и вещества, расходуемых для выполнения технологического процесса. Для обеспечения работы МА на расчётном оптимальном установившемся режиме, необходимо в каждое мгновение времени подводить энергию и вещество в количестве, равном нагрузке. Этот режим работы может быть нарушен, если появятся различного рода возмущающие воздействия, изменяющие величину нагрузки. Отклонения от расчётного режима технологического процесса приведут к ухудшению качества изготавливаемой продукции.

Известны следующие методы автоматического регулирования [2]:

1) стабилизация; 2) программное регулирование; 3) следящее регулирование; 4) самонастраивающееся регулирование.

Цель стабилизации - автоматически поддерживать постоянное значение РП в пределах требуемой точности.

Программное регулирование обеспечивает регулирование параметра во времени по заданному закону.

Следящее регулирование применяется в следящих и копируемых автоматически замкнутых системах, которые воспроизводят по определённому закону, с допустимой ошибкой на выходе, входную величину, изменяющуюся по произвольному закону. Система реагирует на рассогласование между входной и выходной величинами и поэтому всегда реагирует с некоторым запаздыванием на изменение нагрузки, а технологический процесс поэтому имеет некоторое отклонение от своего оптимального характера протекания.

Самонастраивающееся регулирование применяется для таких технологических процессов, в которых приходится одновременно регулировать несколько параметров, связанных между собой. Такое регулирование является сложным и для него практически невозможно разработать требуемый закон регулирования. В связи с этим появляется необходимость создания

таких автоматических устройств, которые сами способны находить наиболее выгодные режимы работы МА.

Создание и исследование таких самонастраивающихся механических систем можно выполнять, используя два направления:

1. использование искусственной памяти и логики, посредством которых обеспечивается выбор наиболее выгодного режима работы МА [2];
2. создание механических бесступенчатых автоматических трансформаторов (МБАТЭ) энергии ИЭ, которые абсолютно самостоятельно обеспечивают изменение скоростного и силового факторов ИЭ до таких значений, которые необходимы для протекания оптимального технологического процесса.

Возможность создания таких МБАТЭ вытекает из общего уравнения динамики в независимых вариация обобщенных координат [3]:

$$\sum_{i=1}^n \left(-\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} + \frac{\partial T}{\partial q_i} + D_i + Q_i \right) \delta q_i = 0, \quad (1)$$

где члены $\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i}$, $\frac{\partial T}{\partial q_i}$ - являются внутренними силами ПУ. По своей природе это силы инерции;

D_i - реакции связей между деталями ПУ и также являются его внутренними силами. Величина работ реакций связей D_i зависит от структуры ПУ, видов связей, обусловленных определенным типом кинематических пар, качества изготовления, сборки, смазки и т.д. Работа сил реакций связей D_i в различных периодах времени и условиях эксплуатации различна по своему количественному значению. Эта работа по-разному искажает принципиально возможные преобразующие свойства одного и того же ПУ. Поэтому на первоначальном этапе исследований, МБАТЭ рассматриваются как консервативные, в которых $D_i = 0$.

Поэтому уравнения движения ведущего и ведомого звеньев двухступенной механической консервативной системы можно записать:

$$\left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_1} - \frac{\partial T}{\partial q_1} \right) \cdot \delta q_1 = Q_1 \delta q_1; \quad (2)$$

$$\left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_2} - \frac{\partial T}{\partial q_2} \right) \cdot \delta q_2 = Q_2 \delta q_2. \quad (3)$$

Уравнения (2) и (3) отображают тот физический факт, что энергия переходит от ведущего звена q_1 к ведомому q_2 , через все обобщенные координаты q_i и соответствующие им реально узлы и детали, никуда не исчезая.

Каковы бы ни были порознь значения и выражения Q_1 , Q_2 , q_1 , q_2 но, за цикл установившегося режима движения механической системы:

$$\sum Q_1 \delta q_1 = \sum Q_2 \delta q_2, \quad (4)$$

т.к. мы сейчас рассматриваем двухступенную механическую систему как консервативную, т.е. соблюдается закон сохранения энергии. Но тогда за цикл установившегося режима движения и:

$$\sum \left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_1} - \frac{\partial T}{\partial q_1} \right) \delta q_1 = \sum \left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_2} - \frac{\partial T}{\partial q_2} \right) \delta q_2. \quad (5)$$

Независимо от числа обобщенных координат МБАТЭ, т.е. ее числа степеней свободы, на основе изложенного можно записать:

$$\sum Q_1 \delta q_1 = \sum Q_i \delta q_i, \quad (6)$$

$$\sum \left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_1} - \frac{\partial T}{\partial q_1} \right) \delta q_1 = \sum \left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial T}{\partial q_i} \right) \delta q_i. \quad (7)$$

Из уравнений (4) и (5) имеем:

$$\frac{\sum Q_i \delta q_i / \sum \delta q_i}{\sum Q_{i-1} \delta q_{i-1} / \sum \delta q_{i-1}} = \frac{\sum \delta q_{i-1}}{\sum \delta q_i}, \quad (8)$$

$$\frac{\sum \left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial T}{\partial q_i} \right) / \sum \delta q_i}{\sum \left(\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_{i-1}} - \frac{\partial T}{\partial q_{i-1}} \right) / \sum \delta q_{i-1}} = \frac{\sum \delta q_{i-1}}{\sum \delta q_i}. \quad (9)$$

Взаимодействия ИЭ с ПМ, осуществляемые посредством МБАТЭ, в зависимости от их характеристик и параметров, приводят к изменению ее структур и связей. Вследствие чего изменяются выражения Q_1 , Q_2 кинетической энергии и ее частных производных, т.е. вся математическая модель.

Из уравнений (8, 9) можно сделать вывод: чтобы получать различные отношения средних значений обобщенных сил за цикл установившегося режима, с целью выполнения технологического процесса в автоматическом режиме, необходимо, чтобы аналогично изменялись отношения средних значений внутренних сил, действующих соответственно на входе и выходе МБАТЭ со многими степенями свободы. Кроме того, уравнения (8, 9) отражают динамическую передаточную характеристику МБАТЭ и еще раз доказывают, что координаты q_{i-1} , q_i действительно являются независимыми обобщенными координатами, т.к. не подчиняются никаким связывающим их геометрическим соотношениям. Вместе с тем, все обобщенные координаты многостепенной механической системы (если она действительно система) соединены между собой энергетическим взаимодействием на основе закона сохранения энергии.

Из уравнения (7) следует однозначный вывод о том, что отношения вариаций $\delta q_i / \delta q_j$ не могут быть произвольными для данного МБАТЭ и зависят от его кинематической схемы, структуры, величины параметров, определяющих выражения кинетической энергии и отношения силовых факторов.

Исчезновение и преобразование старых и появление новых связей в пределах физически одного и того же МБАТЭ приводит к одновременному отрицанию старых силовых и геометрических связей и к установлению в ней (хотя это уже и не он) каких-то новых силовых и геометрических связей, т.е. к возникновению фактически нового МБАТЭ, который своими новыми законами функционирования действительно отрицает старые законы функционирования предшествующего МБАТЭ.

Возможность исчезновения, преобразования старых и (или) появления новых связей и обобщенных координат заложена тем, что МБАТЭ обладает многими степенями свободы, имеет несколько каналов подсоединения сил и моментов сил полезного сопротивления технологического процесса ПМ и разветвленную кинематическую цепь. Все это придумано с целью автоматизации производственных процессов, путём создания чисто механических систем, имеющих естественное внутреннее автоматическое бесступенчатое регулирование и обладающих склонностью к адаптации или даже возможностями саморегулирования по изменению силовых и скоростных факторов ИЭ в зависимости от величины сил и моментов сил полезного сопротивления технологического процесса в одном канале нагрузки и даже с учетом их какого-то соотношения между различными каналами нагрузки, если есть таковые. Чисто механические системы с такими качествами, кроме органически присущих им свойств автоматизма, бесступенчатости, адаптации и саморегулирования будут обладать минимальным по времени быстроедействием изменения своих структур при соответствующем изменении параметров технологического процесса, ограниченным инерционностью только своих собственных агрегатов и деталей.

Мехатроника, как наука об автоматических бесступенчатых адаптивных и склонных к саморегулированию многостепенных нелинейных механических систем, имеющих естественное внутреннее регулирование, реализуемых в виде самых разнообразных ПМ, выполняющих самые различные технологические процессы на оптимальных режимах, должна быть основана на общих уравнениях динамики в независимых вариациях обобщённых координат.

Список литературы: 1. Кононенко В. О. Колебательные системы с ограниченным возбуждением. — М.: Наука, 1964. — 254 с. 2. Бежанов Б. Н., Бушунов В. Т. Производственные машины — автоматы. — Л.: Машино-

строение, 1973. — 360 с. 3. Добронравов В. В. Основы аналитической механики. — М.: Высшая школа, 1976. — 264 с., ил.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СОСТАВНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Лебедь В.Т. (АО НКМЗ, г. Краматорск, Украина)

By the example of the oversized composite rolls considered have been some problems of improving the technological and design parameters of the components

Комплекс работ, выполненный АО «НКМЗ», позволил разработать ряд новых технологических и конструктивных решений по совершенствованию технологий изготовления и восстановления составных прокатных

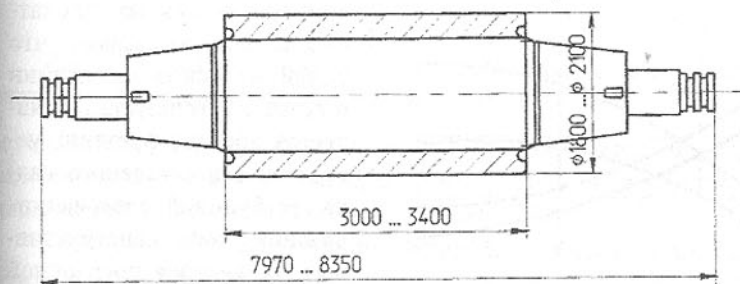


Рис.1. Общая схема крупногабаритных составных прокатных валков

валков (рис.1).

Известно, что аналогичному вопросу восстановления валков уделяет внимание фирма Kobe Cast Iron Work, Ltd (Япония) внедряя в практику технологического процесса повторное использование оси (до 5 раз). При этом ими предусматривается циклический демонтаж отработавшего ресурс бандажа с последующим процессом сборки по горячей посадке нового.

Согласно классификации [1], рассматриваемые составные детали относятся к группе тяжело нагруженных больших посадок (диаметром 500÷3150 мм с относительной величиной натяга (Δ/D) равной 0,001). При этом длина посадочной поверхности вышеуказанных деталей составляет $L = 1,7 \div 2,8 D$ (где D — диаметр посадочной поверхности).

Одним из необходимых условий, позволяющим обеспечить повышение долговечности работы составных деталей, является соблюдение в

технологическом процессе контроля ввода и вывода из эксплуатации восстанавливаемых валков.

Установленная зависимость [2] периода эксплуатации восстанавливаемых валков учитывает вывод их из эксплуатации после очередной кампании при наработке валками числа циклов нагружения, соответствующего достижения критического значения предела выносливости.

Основываясь на методах теории случайных функций, вышеупомянутая зависимость, определяющая предельное число циклов нагружения валка имеет следующий вид:

$$n_{k+1} \approx (5,5 - 7,2) \times 10^6 \sqrt{1 + \frac{K}{3,2}};$$

где K - число отработанных валком кампаний, предшествующей очередной.

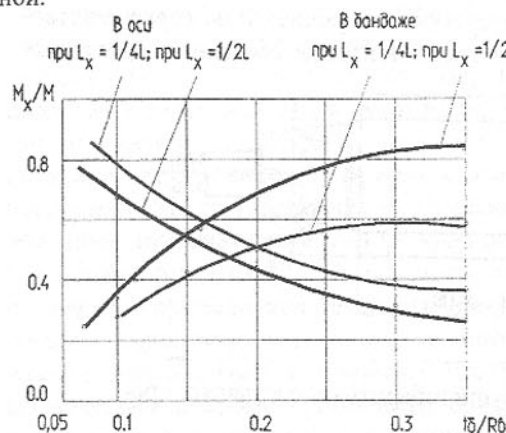


Рис.2. Зависимость несущей способности охватываемой и охватывающей деталей (бандаж, ось) от относительной величины t_6/R_6 .

сти бандажа и оси (рис.2).

Согласно выполненным теоретическим исследованиям и в соответствии с конструктивной формой посадочной поверхности была разработана программа по расчету профиля посадочной поверхности [3], позволяющая обеспечить стабильное распределение уровня остаточных напряжений.

При отработке новой технологии термоструктурной сборки валков [4], расчет профиля в продольном сечении посадочной поверхности оси валка был выполнен по вышеупомянутой программе. Профиль посадочной поверхности оси в продольном сечении в силу специфики термоструктур-

Проведенный анализ работы указанных деталей на примере составных прокатных валков показывает, что одной из основных причин выхода из эксплуатации является процесс фреттинг усталости оси составного валка, требующий совершенствования, как конструктивных параметров посадочной поверхности, так и ее качества.

При этом выбор основных параметров посадочной поверхности следует производить с учетом оптимальной несущей способно-

сти сборки имеет вогнутую форму при выполнении первоначальной формы посадочной поверхности бандажа - цилиндрической (рис.3). Указанная профилировка сопрягаемых поверхностей соответствует характеру изменения внутренней поверхности бандажа в процессе непрерывно-

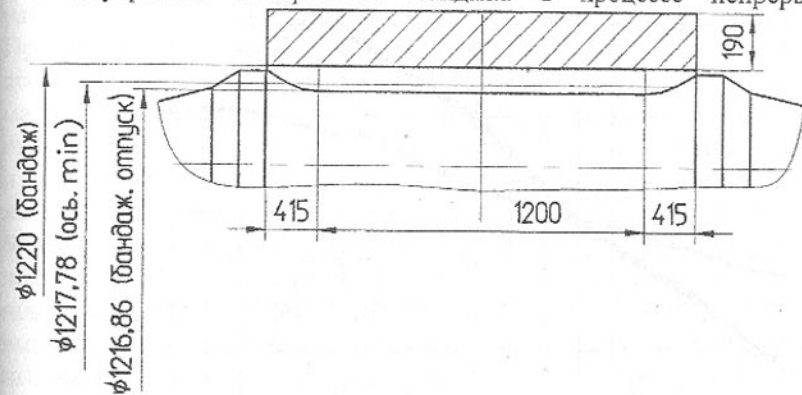


Рис.3. Схема сопрягаемых посадочных поверхностей оси с бандажом восстанавливаемого валка $\varnothing 1600/1220-2030$

последовательной индукционной закалки на промышленной установке токами промышленной частоты. При этом толщина стенки бандажа восстанавливаемого валка составляет t_6/R_6 равное 0,24.

Сопоставление, выполненных методом граничных интегральных условий [5] расчетов напряжений сопрягаемых поверхностей (рис.4), включающих на оси валка ряд характерных участков: максимального, переменного и минимального натягов, по характеру распределения напряжений показывает целесообразность предлагаемой профилировки оси валка [3].

Выполненные исследования распространения фреттинга на моделях [6] показывают, что охват фреттингом зоны посадочной поверхности без покрытия доходит до уровня 70% от общей площади сопрягаемых поверхностей, для моделей с нанесенным покрытием (состоящим из упрочненного металла и вдавленного электрокорунда) вышеуказанный показатель снижается до 25%.

Наряду с совершенствованием конструктивных параметров сопрягаемых поверхностей деталей была опробована технология нанесения [6] покрытия из электрокорунда с размером зерна 0,005 мм на посадочную поверхность бандажированных валков массой 89 т. При этом технология нанесения электрокорунда была доработана с учетом особенностей производства крупногабаритных деталей.

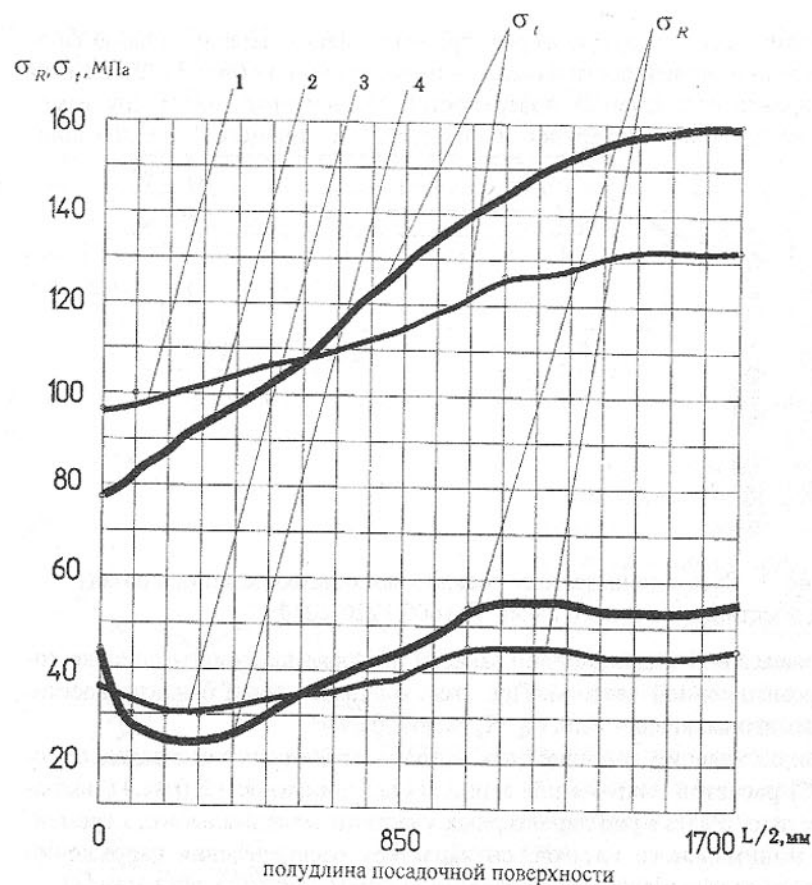


Рис. 4. Распределение напряжений в теле бандажа тангенциальных σ_t (1, 2) и нормальных σ_R (3, 4)

По трапецидальной (2,4) и по предлагаемой (1,3) схемам профилировок

Изложенные мероприятия АО «НКМЗ» по повышению параметров прессового соединения изготавливаемых и восстанавливаемых составных прокатных валков позволяют увеличить эксплуатационные показатели рассматриваемых деталей.

Список литературы: 1. Зенкин А.С., Арсентьев Б.М. Сборка не-

подвижных соединений термическими методами. - М.: Машиностроение, 1987.-128с. 2. А.с. СССР №1658474, МКИ кл. В21.В28/02. Способ эксплуатации бандажированных валков / Бобух И.А., Лебедь В.Т., Пономарев В.И., Геден М.В., Плахтин В.Д., Кубай В.В. 3. Лебедь В.Т. Повышение работоспособности составных крупногабаритных прокатных валков // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1999, Вып. 8-С.147-150 4. Деформация пустотелых бандажей при непрерывно-последовательной индукционной электротермообработке /Ю.А. Башнин, В.А. Николаев, М.В. Геден и др. //Прогрессивные технологические процессы в заготовительном и механосборочном производстве. - Краматорск: НИИПТМаш, 1986.-С. 53-59 5.Патент РФ № 2020007, МКИ кл. 5В21В27/03, Составной прокатный валок / Бобух И.А., Лебедь В.Т., Пономарев В.И., Волченков И.Г., Андрианов Н.Ф., опубл. 30.09.94г. Бюл.№ 18. 6. Фирсов В.Т. Исследование и повышение работоспособности бандажированных валков листовых прокатных валков. Автореф. дисс. канд. техн. наук - М.: ВНИИМЕТМАШ.-1983.-29с.

АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ИЗГОТОВЛЕНИЕ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЁС ГТД

Леховицер В.А., Балущок К.Б.
(ОАО «Мотор Сич», Запорожье, Украина)

The development of CAD/CAM system for gears design and manufacturing is described in this paper

По важности выполняемых в производстве функций, по влиянию качества создаваемой в ней информации на показатели эффективности предприятия в целом, технологическая подготовка производства занимает важное место в структуре предприятия, непосредственно определяя уровень его технического прогресса, и делает актуальным стремление максимально автоматизировать процесс ТПП на базе применения современной вычислительной техники.

По составу решаемых задач, современные системы САПР/АСТПП можно разделить на универсальные и специализированные. Универсальные автоматизированные системы нашли широкое применение при проектировании сложной формообразующей оснастки: штампов, прессформ, кокилей и т.д. Опыт использования CAD/CAM/CAE EUCLID и ADEM в конструкторских подразделениях УГТ ОАО «Мотор Сич» показывает, что

универсальные автоматизированные системы позволяют значительно (до 50%) сократить время разработки конструкторской документации.

Проектирование, подбор и изготовление режущего инструмента для обработки зубчатых колёс является одной из наиболее технически сложных и трудоёмких задач технологической подготовки производства ГТД, требующей сложных инженерных расчётов. При проектировании инстру-

мента возникают прямая и обратная задачи, т.е. расчёт геометрических параметров инструмента и расчёт профиля зубчатого венца детали, обработанного заданным инструментом.

Решение этих задач при помощи универсальных систем автоматизированного проектирования не позволяет существенно повысить эффективность конструкторских работ, а использование типовых конструкций режущего инструмента делает возможным разработку и внедрение в производство



Рис. 1. Общий порядок выполнения проектных процедур.

специализированных интегрированных систем проектирования, подбора и изготовления инструмента.

В настоящее время в ОАО «Мотор Сич» ведётся разработка и поэтапное внедрение в производство интегрированной системы «Зубообработка». Система строится по модульному принципу и состоит из геометрического ядра и ряда проектирующих подсистем. Для всех проектирующих подсистем определён общий порядок выполнения проектных процедур, схема которого приведена на рис.1.

В настоящее время уже внедрена в производство одна из проектирующих подсистем - САПР/ИПС «Фрезы червячные», предназначенная для подбора и проектирования червячных фрез для обработки прямозубых и косозубых цилиндрических зубчатых колёс (рис.2). Подбор червячных

фрез производится из БД фрез, связанной с БД обрабатываемых деталей. Таким образом, инструмент может быть подобран исходя из параметров зубчатого венца детали – прототипа. По результатам подбора выполняется расчёт и построение профиля зубчатого венца детали, получаемого при обработке её подобранной фрезой. Данные детали и фрезы могут быть заданы и в диалоговом режиме. При получении удовлетворительного результата расчёта профиля, сочетание «Деталь - фреза» сохраняется в БД для последующего использования в качестве прототипов.

Начата разработка следующей проектирующей подсистемы - САПР/ИПС «Долбяки», предназначенной для проектирования, подбора и изготовления долбяков для обработки эвольвентных и неэвольвентных зубчатых венцов. Ведутся исследования возможности обработки зубчатой

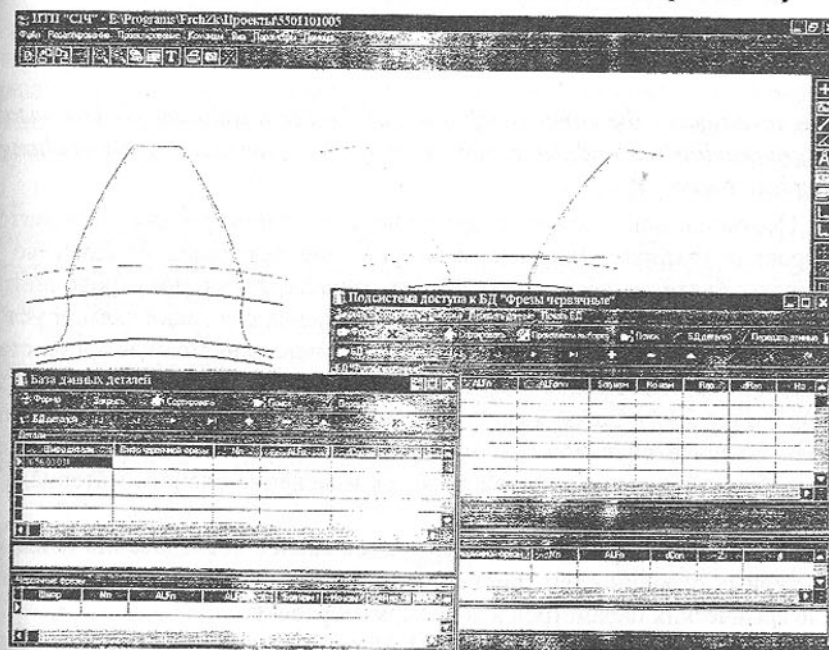


Рис.2. Внешний вид САПР/ИПС «Фрезы червячные».

поверхности долбяков электроэрозионным методом. При этом трёхмерная компьютерная модель долбяка, полученная в процессе проектирования, является основой не только для получения чертежа, но и для расчёта траекторий обработки. Разработаны методики расчёта профиля зуба долбяка в любом его сечении, построения аппроксимированной зубчатой поверхности долбяка и компенсации погрешности аппроксимации, возникающей при электроэрозионной обработке зубчатой поверхности долбяка.

В перспективе планируется разработка и включение в состав системы САПРИПС «Абразивные шевера», предназначенную для проектирования, подбора и изготовления абразивных шеверов. Трёхмерная компьютерная модель шевера, полученная при проектировании, используется для получения на установке быстрого прототипирования LOM 2030 полимерной модели, которая в свою очередь используется для получения силиконовой прессформы.

ИЗМЕНЕНИЕ СВОЙСТВ МОНОКРИСТАЛЛОВ ПОЛУИЗОЛИРУЮЩЕГО АРСЕНИДА ГАЛЛИЯ ПРИ ТЕРМООБРАБОТКЕ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССАХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОННЫХ ПРИБОРОВ

Литвинова М.Б. (Херсонский филиал УГМТУ, г.Херсон, Украина)

It was investigated the complex influence of the semiinsulating GaAs crystals structure peculiarities and the treatment time on the physical properties change during heat treatment.

Неотъемлемой частью современного машиностроения становится электронная техника. Одним из факторов, определяющих её качество и стоимость, является воспроизводимость характеристик полупроводниковых интегральных схем (ИС). Базовым материалом для таких схем, в условиях повышения требований к их быстродействию, в настоящее время стал арсенид галлия. Кристаллы полуизолирующего нелегированного арсенида галлия (далее ПИН GaAs) являются подложечным материалом для создания ИС по эпитаксиальной технологии либо прямой имплантации. Основной проблемой таких процессов является изменение свойств материала в процессе термообработки (ТО).

В настоящей работе проведено комплексное исследование влияния структурных особенностей кристаллов ПИН GaAs и времени ТО на изменение физических параметров в ходе термообработки.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ. Проводились изучение физических характеристик образцов *n*-типа ПИН GaAs размерами 15×4×4 мм, которые выкалывались из различных областей монокристаллов с ориентацией (100), полученных методом Чохральского. Плотность дислокаций N_d в образцах составляла от $1 \cdot 10^4$ до $2 \cdot 10^6 \text{ см}^{-2}$, удельное сопротивление ρ - от $6 \cdot 10^7$ до $3 \cdot 10^8 \text{ Ом} \cdot \text{см}$.

Термообработка образцов происходила при 900 С в течение 20 - 120 минут в отпаянных кварцевых ампулах, откачанных до давления $< 10^{-5}$

мм.рт.ст. После ТО производилось удаление низкоомного поверхностного слоя (от 40 до 300 мкм) в полирующей смеси $\text{H}_2\text{SO}_4 : \text{H}_2\text{O}_2 : \text{H}_2\text{O}$ (3:1:1).

Подвижность носителей заряда μ определяли по измерению эффекта Холла с помощью переменного тока [1], а плотность ростовых дислокаций - по ямкам травления с использованием микроскопа МИМ-7. Концентрацию носителей заряда n находили расчётным методом по известным подвижности μ и величине удельного сопротивления ρ [1], которую определяли двухзондовым методом. Механические напряжения измеряли поляризационно-оптическим методом [2] в плоскости, перпендикулярной расположению дислокационных линий в кристалле $\sigma_{\perp}$ и плоскостях, параллельных им $\sigma_{\parallel}$.

Контроль характера нестехиометрии образцов - преобладания в их структуре вакансий Ga или As , проводили на основании соотношения концентраций этих вакансий $([V_{As}]/[V_{Ga}])$. Значение $([V_{As}]/[V_{Ga}])$ определяли люминесцентным методом на основе соотношения интенсивностей краевой полосы люминесценции ($I_{кр.}$) и полосы, вызванной излучательным переходом из зоны проводимости на акцепторный уровень $C_{V_{As}}$ ($I_{C_{V_{As}}}$). Условию $[V_{As}]=[V_{Ga}]$ соответствовало равенство $I_{C_{V_{As}}}/I_{кр.}=0,26$.

Данная методика, а также методики измерения спектров фотолюминесценции (ФЛ) и концентрации глубоких донорных центров $EL2$ (N_{EL2}) описаны в [3] и [4].

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ АНАЛИЗ. Исследования показали, что при времени ТО менее 20 мин. наблюдалось снижение концентрации носителей заряда на 10-60%, причём в образцах с преобладанием вакансий мышьяка оно было в 1,5-2 раза больше, чем с преобладанием вакансий галлия, $n_{исх}$ - значение до, n - после ТО).

Характер зависимости от времени ТО подвижности носителей заряда

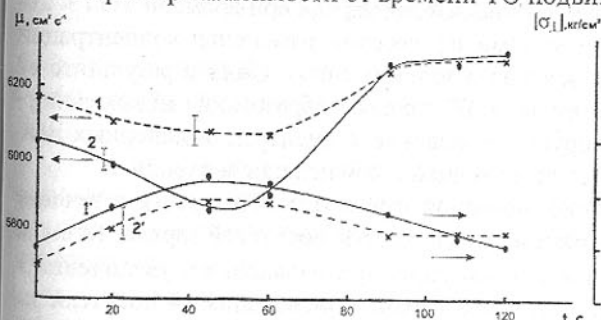


Рис.1. Изменение подвижности носителей заряда (кривые 1,2) и механических напряжений (кривые 1',2') от времени ТО. Кривые 1,1' - $N_d=5.2 \cdot 10^4 \text{ см}^{-2}$; кривые 2,2' - $N_d=1.1 \cdot 10^6 \text{ см}^{-2}$.

μ , механических напряжений $\sigma_{\perp}$, относительного изменения концентрации центров $EL2$ ($N_{EL2}/N_{EL2исх}$) (N_{EL2} и $N_{EL2исх}$ - их концентрация до и после ТО) был одинаковым для всех исследованных образцов независимо от преобладания V_{Ga} или

V_{As} . В отожженных в течение $t < 45-60$ мин. образцах μ снижалась, а при дальнейшем увеличении t - возрастала и при $t_{ТО} \sim 90$ мин. на 5-40% (для разных образцов) превышала исходную (рис.1 кривые 1,2). Дальнейший рост времени ТО не оказывал влияния на значения μ . Зависимости $\sigma_{\perp}(t)$ имели нерезкий максимум в аналогичной временной области ТО ($t=45-60$ мин.) (рис.1 кривые 1', 2'). Концентрация центров $EL2$ уменьшалась с увеличением времени отжига. Степень неоднородности зависимостей $\mu(t)$, $\sigma_{\perp}(t)$ и $N_{EL2}(t)$ определялась величиной плотности дислокаций в образцах.

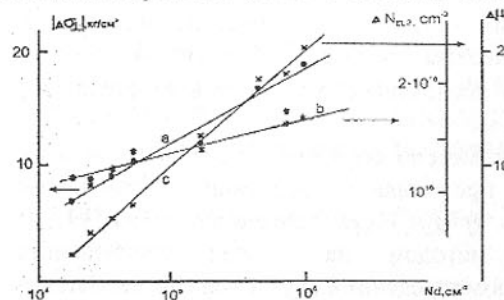


Рис.2. Зависимости $\Delta\mu$ (а), ΔN_{EL2} (б) и $\Delta\sigma_{\perp}$ (с) после ТО в течение $t=45$ мин. от плотности дислокаций.

Зависимости изменения значений подвижности $\Delta\mu$, концентрации N_{EL2} (ΔN_{EL2}) и механических напряжений $\Delta\sigma_{\perp}$ от плотности дислокаций, найденные для времени отжига 45 мин. носили практически линейный характер (рис.2).

ВЫВОДЫ. Полученные

данные свидетельствуют о том, что:

1. Существует зависимость электрофизических характеристик в объеме монокристаллов ПИН GaAs от времени их термообработки. Характер изменения различных параметров определяется отклонением состава кристаллов от стехиометрического - преобладанием в их структуре вакансий галлия или мышьяка, а также величиной плотности дислокаций.

2. Снижение концентрации носителей заряда при времени ТО $t < 20-30$ мин. вызвано конкурирующими процессами изменения концентрации донорных и акцепторных центров в узлах решетки GaAs в результате её разогрева. с увеличением времени ТО процесс образования новых донорных вакансий As компенсирует уменьшение концентрации донорных центров $EL2$ и ведёт к росту и последующей стабилизации значений n .

3. под влиянием дислокационной структуры при отжиге в течение 45-60 мин. происходит снижение подвижности носителей заряда, затем её возрастание при $t \sim 90$ мин и стабилизация при дальнейшем увеличении t . причиной изменения рассеивающего влияния дислокаций на носители заряда является изменение состава околодислокационных атмосфер, в первую очередь, за счёт дефектов подрешетки мышьяка.

Список литературы: 1. Кучис Е.В. Методы исследования эффекта

Холла. -М: Советское радио.-1974.-328 с. 2. Никитенко В.И. Напряжения и дислокации в полупроводниках.-М:Наука.-1962.-191 с. 3. Глинчук К.Д., Литовченко Н.М., Прохорович А.В. и др. Определение концентрации легионизируемых примесей в полуизолирующих нелегированных кристаллах GaAs из анализа низкотемпературной (77К) фотолюминесценции. //Оптоэлектроника и полупроводниковая техника.-1997.-N32.-С.61-71. 4. Глинчук К.Д., Гуров В.И., Прохорович А.В. Использование фото-и катодолюминесценции для изучения физических свойств полуизолирующих нелегированных кристаллов арсенида галлия с целью создания на их основе интегральных схем (обзор) //Оптоэлектроника и полупроводниковая техника.-1992.-Вып24.-С.66-96. 5.Марков А.В., Мильвидский М.Г., Освенский В.Б. Роль ростовых дислокаций в формировании неоднородности распределения свойств в монокристаллах арсенида галлия. //Рост кристаллов.-1990.-N18.-С.214-233. 6. Маделунг О. Физика полупроводниковых соединений элементов III и V групп. /Пер. с англ. -М.:Мир.-1967.-477 с. 7. Dobrilla P., Miller D.C. Correlation of the etching morphology with the main midgap donor distribution in undoped, semi-insulating GaAs //J. Electrochem. Soc.-1987.-Vol.134, N 12. - P.3197-3199. 8. Бублик В.Т., Щербачёв К.Д. Микродефекты в нелегированных монокристаллах GaAs, выращенных из расплавов с разным отклонением от стехиометрии. //Кристаллография. - 1994. -Т.39, N6. - С.1105-1111.

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И ТЕПЛОВЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКОВ НА ИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Логвин И.В., Корниенко В.Г. (КубГТУ, г. Краснодар, Россия)

This work is image the research of temperature fields and temperature-induced variations of the base details of the single-column vertical turning and boring Mill.

В точных станках теплообразование в механизмах является основным фактором, определяющим температурное поле и температурные деформации, так как теплообразование при резании ввиду малых припусков незначительно.

Температурные деформации корпусных деталей, как правило, являются определяющими в общем балансе температурных деформаций металлорежущих станков.

Величина и характер температурных деформаций зависят от условий теплообразования, условий теплообмена с окружающей средой, взаимного расположения и базирования основных узлов и деталей.

Исследование температурных полей и тепловых деформаций проводилось при работе станка на холостом ходу на различных частотах вращения планшайбы: 110 мин⁻¹, 200 мин⁻¹, 300 мин⁻¹. При исследованиях использовали средства измерения, приведенные в таблице 1.

Таблица 1 - средства измерения, применявшиеся при определении температурных деформаций и температурного поля станка

Наименование	Тип или марка	Точность отсчета
Индикатор	ИЧ-10, кл.1 гост 577-78	0.01 мм
Индикатор	ИЧ-10, кл.1 гост 577-78	0.01 мм
Индикатор	ИЧ-10, кл.1 гост 577-78	0.01 мм
Цифровой вольтметр	B7-20	1 %
Терморезистор	ММТ-2	

Величину тепловых деформаций оценивали по величинам ухода и наклона оси шпинделя стола относительно ползуна, которые характеризуют точность перемещения по заданным траекториям узлов, несущих инструмент и деталь. Для этого по центру планшайбы устанавливали и жестко закрепляли поверочный цилиндр. В резцедержателе ползуна закрепляли приспособление с двумя индикаторами: один для замера смещения оси цилиндра в плоскости перпендикулярной поперечине, другой – в плоскости параллельной поперечине.

Для определения смещения цилиндра вдоль продольной оси, к торцу цилиндра подводился индикатор на стойке, закрепленной жестко на суппорте. Температурное поле станка определялось с помощью термосопротивлений, установленных в различных точках базовых деталей станка.

В процессе испытаний предварительно в начале испытаний и через определенные промежутки времени наработки станка замеряли положение оси цилиндра относительно траектории движения ползуна в двух сечениях,

расположенных на расстоянии 600 мм друг от друга на высоте цилиндра, смещение торца цилиндра, а также температуру базовых деталей станка в местах установки термосопротивлений.

На рис. 1 приведена схема термосопротивлений на базовых деталях одностоечного токарно-карусельного станка.

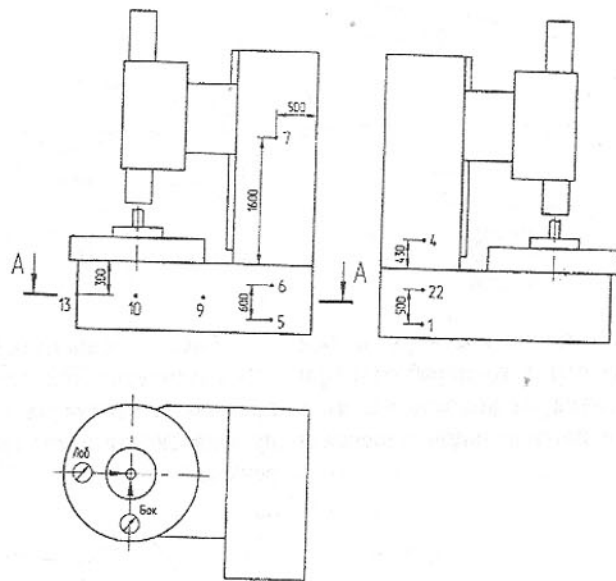


Рис. 1. Расположение термосопротивлений на базовых деталях станка.

При работе станка происходит неравномерный нагрев его механизмов и деталей, вызывающий изменение их размеров, формы, относительного положения в пространстве, что приводит к изменению положения оси шпинделя относительно первоначального положения.

Источниками теплообразования в данном случае являются механизмы стола (планшайба), редуктор главного движения, жестко прикрепленный к стойке. Нагрев стойки указанными источниками тепла вызывает угловые и линейные смещения оси шпинделя.

На рис. 2, 3, 4, 5 приведены графики температурных смещений оси шпинделя станка.

При прогреве станка вследствие температурных деформаций происходит:

- Наклон стойки и стола;
- Увеличение размера стола по высоте;

- В результате неравномерного нагрева планшайбы по высоте она прогибается, образуя вогнутость.

Суммирование температурных деформаций базовых деталей станка

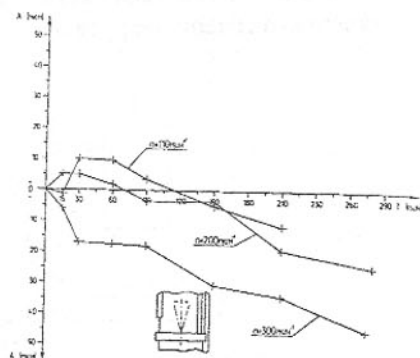
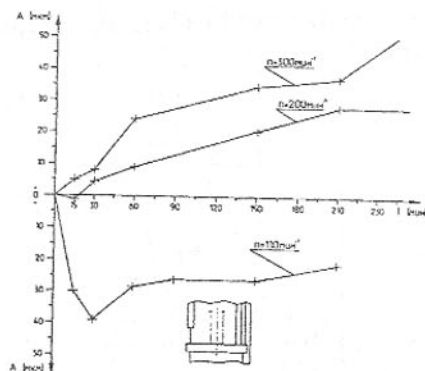


Рис.2. Зависимость ухода оси шпинделя стола от наработки при работе станка на холостом ходу в плоскости параллельной поперечине.

Рис.3. Зависимость наклона оси шпинделя стола от наработки при работе станка на холостом ходу в плоскости параллельной поперечине.

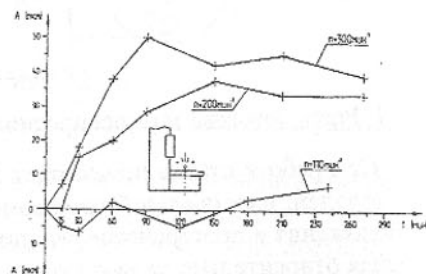
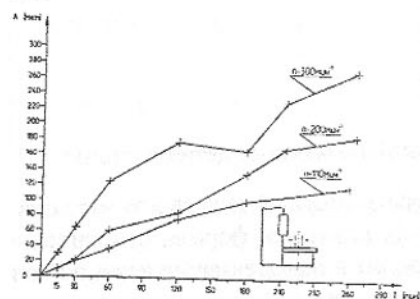


Рис.4. Зависимость ухода оси шпинделя стола от наработки при работе станка на холостом ходу в плоскости перпендикулярной поперечине.

Рис.5. Зависимость наклона оси шпинделя стола от наработки при работе станка на холостом ходу в плоскости перпендикулярной поперечине.

определяет уменьшение размера между торцом ползуна и плоскостью планшайбы.

На рис.6, 7 изображено температурное поле станка.

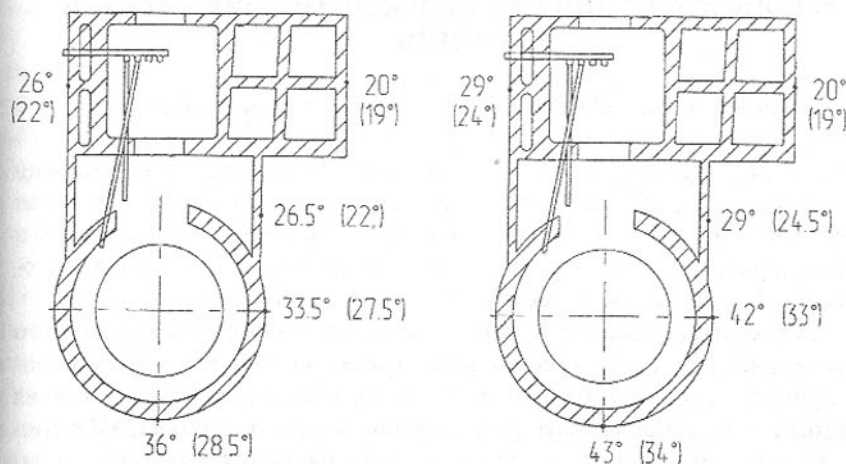


Рис. 6. Температурное поле станка при наработке 4.5 часа с частотой вращения планшайбы $n=200 \text{ мин}^{-1}$ (в скобках – при наработке 2 часа)

Рис. 7. Температурное поле станка при наработке 4.5 часа с частотой вращения планшайбы $n=300 \text{ мин}^{-1}$ (в скобках – при наработке 2 часа)

Выводы:

1. Проведенные исследования показали, что изменение тепловых стола во времени при работе станка с частотой вращения планшайбы свыше 200 мин^{-1} оказывает значительное влияние на процесс формирования суммарной погрешности на процесс формирования суммарной погрешности обработки, увеличивая разброс и нестабильность размеров обрабатываемых деталей.

2. Величины и характер тепловых деформаций в плоскости параллельной поперечине зависят от того насколько остынет станок от нагрева в процессе работы в предшествующие сутки.

Список литературы: 1. Соколов Ю.Н. Температурные деформации металлорежущих станков. В кн. "автоматизация привода и управления машин". М., "наука", 1967. 2. Бушуев В.В., Цыпунов О.К. Автоматическое регулирование толщины масляного слоя в гидростатических направляющих тяжелых станков // станки и инструмент. – 1982. – №9. – с.15-18. 3. Пуш в.з. Автоматические станочные системы. М.: Машиностроение. 1982. 317 с.

РАЗРАБОТКА ЕДИНОЙ СТРУКТУРЫ САПР В МАШИНОСТРОЕНИИ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Лукичев А. В., Сотников А. Л. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In the offered article the problem of creation of systems of automated designing for problem solving of machine-building production is considered. The status quo of businesses in Ukraine is analysed and the example of a solution of a problem for designing drives of various purpose is offered. The developed program is used in educational process for want of course designing.

В настоящее время существует большое количество программного обеспечения (ПО), реализующего возможности систем автоматизированного проектирования всех уровней. В условиях экономического состояния Украины в современном мире, рассмотрение и использование САПР высшего уровня для решения инженерных задач машиностроительного комплекса нерационально, ввиду отсутствия возможности их приобретения отечественными промышленными предприятиями и ВУЗами, а также отсутствия национальных разработчиков и специалистов по работе с данными системами.

Программное обеспечение, класса САПР, работало под операционной системой Unix, считавшейся лучшей и наиболее устойчивой к сбоям при решении задач данного класса. Подобное положение дел остается и сейчас, но для систем автоматизированного проектирования высшего уровня. Системы высшего уровня – это программы большого объема, включающие в себя большое количество сложных алгоритмов, которые конфигурируются под конкретные задачи. Стоимость такого ПО, очень высокая, поэтому изначально оно ориентировано на крупных заказчиков с достаточно большим годовым оборотным фондом. С целью завоевания рынков ПО класса САПР, в 90-х годах двадцатого века, фирмы, выпускающие программы высшего уровня, начали разрабатывать и выпускать на рынок упрощенные версии своих программ среднего и низшего уровня, работающие под управлением операционных систем DOS и Windows, выпускаемых фирмой MicrosoftTM. Фирма MicrosoftTM является монополистом и законодателем мод в области разработки ПО для компьютерной техники. Для программ класса САПР, среднего и низшего уровней, были выбраны операционные системы (ОС) DOS и Windows из-за ориентированности их на широкий круг пользователей с минимальными компьютерными знаниями. В конце 90-х годов пользователей ОС DOS и Windows насчитывалось более 80% от всех пользователей ПК. Эти системы уступают операционной системе Unix в вопросе устойчивости к сбоям в работе, но

превосходят в вопросах автоматизации настроек, конфигурировании работы ПК с периферийным оборудованием.

САПР среднего и низшего уровней можно условно разделить по типу решаемых ими задач: 1) графические и текстовые редакторы для подготовки документации в соответствии с ЕСКД и другими требованиями; 2) базы данных для работы с обширной номенклатурой стандартных элементов различного назначения и типоразмеров; 3) математические процессоры для написания макросов, реализующих математические операции по алгоритму решения конкретной задачи.

В зависимости от решаемых задач, на предприятии используют различные комбинации данных типов программ. Из-за использования обширной номенклатуры ПО, при решении задач, на предприятиях и в научно-исследовательских лабораториях, необходимо привлечение высококвалифицированных специалистов в области ПО, машиностроения и смежных с ним наук и организация их совместной работы, что само по себе достаточно сложная задача.

Задачу по подготовке современных специалистов, отвечающих существующим ныне требованиям, должны взять на себя ВУЗы, занимающиеся подготовкой инженеров машиностроительного комплекса. Привлечение специалистов в области математического программирования, нерационально, из-за отсутствия их подготовки по общемашиностроительным наукам. В подготовке инженеров машиностроительного комплекса, нужно уделить особое внимание учебным дисциплинам по информационным технологиям на уровне спецпредметов, включающих в себя дисциплины по обучению работе с типовыми САПР, по изучению языков программирования и концепций разработки САПР. Но в подготовке учебных материалов по этим дисциплинам, непосредственное участие должны принимать специалисты в области математического программирования, проектирования вычислительной техники (ВТ) и разработке автоматических систем управления (АСУ).

Изучение вопросов информатизации и компьютеризации работ машиностроительного комплекса, должно сопровождаться изысканиями в области создания нового программного обеспечения, класса САПР, в процессе научно-исследовательских работ студентов ВУЗов. Существенный вклад в развитие номенклатуры ПО, могут внести студенческие разработки разнообразных утилит и программ, предназначенных для облегчения труда инженеров при выполнении трудоемких расчетов и подготовке документации.

Анализируя разработки программного обеспечения, за последние 20 лет, независимых фирм, дальнего и ближнего зарубежья, можно опре-

делить основные возможности, каким должно удовлетворять ПО, класса САПР.

Наличие большой номенклатуры стандартных машин и их деталей, норм и требований к проектировочным и конструкционным расчетам, технологиям изготовления – требует упорядочивания этих данных в виде открытых баз данных. Открытость должна объясняться возможностью работы с базой данных на любом уровне: чтение (получение справочных сведений, составление различных документов: спецификаций, заявок и т. д.), редактирование (пополнение новыми данными, сортировка, корректировка и т. д.), импорт и экспорт данных в различных форматах. База данных должна, также, включать в себя нормы и требования, предъявляемые к проектным и конструкционным расчетам – это требования к точности расчета основных силовых и геометрических параметров машин и их деталей, а также нормы ЕСКД для правильного предоставления алгоритмов и результатов расчетов.

Каждая программа для персональных компьютеров разрабатывается, как самостоятельная единица, что приводит к созданию персонального, часто оригинального, интерфейса затрудняющего быстрое освоение этой программы пользователями и обмена данными с основным ПО. Это второе важное требование, которому должна удовлетворять САПР – наличие стандартного интерфейса ПО, класса САПР. Стандартный интерфейс должен прежде всего обеспечить вывод (монитор, принтер, компьютерную сеть, аналогичные и смежные программы САПР) и ввод (из компьютерной сети, аналогичных и смежных программ САПР) данных в соответствии с национальными нормами ЕСКД и ДСТУ и соответствующими мировыми стандартами серии ISO 9000. Это необходимо для полной интеграции вновь разрабатываемых САПР и полноценную совместимость с ведущим программным обеспечением и нормативной конструкторской и технологической документацией, применяемой в машиностроительном и смежных комплексах промышленности.

Используя возможности интерфейса и информацию, накапливаемую в базе данных, можно автоматизировать и рационализировать работу инженера-конструктора путем написания функциональных сценариев (макросов) на встроенном языке программирования. На встроенный язык программирования возлагаются основные вопросы организации всех процессов взаимодействия базы данных, интерфейса и макросов между собой. Макросы – это проектировочные и конструкционные расчеты и решения, представленные в разработанной алгоритмической форме и скомпилированные в рабочие модули САПР.

Ядро САПР, включающее в себя описанные выше графический, текстовый и математический процессоры, позволяет организовать виртуальную работу всех выше перечисленных модулей разработанной программы. Все эти модули – это самостоятельные программы, использующие

возможности ядра САПР с помощью связей устанавливаемых на программном уровне встроенным языком программирования. Взаимосвязи всех модулей разрабатываемого программного обеспечения, класса САПР показаны на рисунке 1.

На кафедре Основы проектирования машин ДонГТУ давно оценена важность САПР в машиностроении: имеются разработ-

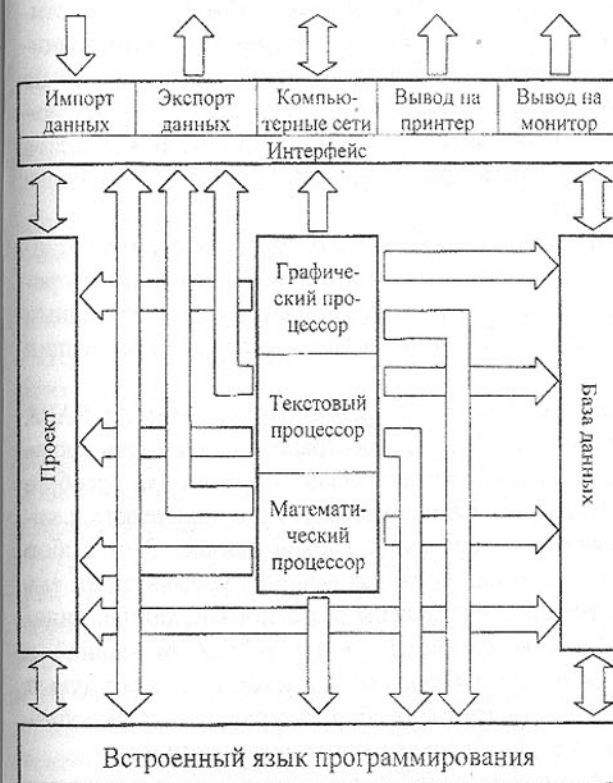


Рис. 1. Структурная схема САПР

ки программ автоматизации расчетов, частично реализующие возможности описанные выше.

Для полной реализации структуры САПР (рис.1) ведется разработка программы AS SAPR. Разрабатываемая программа AS SAPR представляет собой систему автоматизированного проектирования машин и деталей с использованием стандартных алгоритмов, используемых при преподавании дисциплин "Детали машин", "Теория машин и механизмов", "Сопротивление материалов", "Подъемно-транспортные машины" и при курсовом проектировании.

Для реализации проекта был выбран объектно-ориентированный язык программирования Object Pascal. Object Pascal фирмы Imprise™ (USA) наиболее из всех существующих объектно-ориентированных языков программирования подходит для разработки программного обеспечения данного класса, инженерами, сотрудниками исследовательских институтов и студентами. Компилятор Object Pascal - Delphi 4 позволяет заниматься разработкой программного обеспечения класса САПР, тем, кто не имеет специального образования программиста, т. е. инженерам и студентам машиностроительных специальностей. Компилятор Delphi 4 является интеллектуальной средой программирования, включающей в себя более ста стандартных компонентов.

Программа AS SAPR призвана объединить различные, разработанные инженерами, алгоритмы конструктивных, проектировочных и проверочных расчетов стандартных машин и их деталей и узлов, под одним интерфейсом, с использованием единой базы данных стандартных машин и их деталей.

В качестве первых алгоритмов включаемых в программу AS SAPR выбраны алгоритмы расчетов наиболее распространенных объектов в курсовых проектах по деталям машин - механические передачи для преобразования вращательного движения, к ним относятся цилиндрические и конические зубчатые, червячные и передачи с гибкой связью. Этот выбор объясняется тем, что в механических приводах машин с упомянутыми выше передачами наиболее полно представлены все основные детали, кинематические пары и соединения, изучаемые в курсе "Детали машин", а также возможны выполнения дополнительных расчетов на контактную и объемную прочность, тепловые расчеты, выбор материалов и термообработки, масел, посадок, параметров шероховатости поверхности и т. д.

Программа AS SAPR позволяет работать с несколькими проектами и базами данных одновременно. В состав программы входит база данных включающая в себя перечень используемых материалов с различными видами термообработки, стандартных электродвигателей, шариковых и роликовых подшипников с основными параметрами. Вывод результатов осуществляется в табличной форме, с возможностью экспорта в другие программы для дальнейшей обработки полученных данных.

Итогом работы программы AS SAPR является таблица исходных данных для выполнения рабочих и сборочных чертежей, а также данных для принятия решения конструктором. Основная задача конструктора на данном этапе проектирования - решение задачи оптимизации, т.е. обеспечить необходимые механические характеристики при наложенной системе

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СОЕДИНЕНИЙ НА ОСНОВЕ TiNi В УСЛОВИЯХ УДАРНОГО СЖАТИЯ

Лученок А.Р., Ушеренко С.М. (НИИ импульсных процессов с ОП,
г. Минск, Беларусь, riipbpa@impuls.belpak.minsk.by.)

Зворыкин Л.О.

(Институт металлофизики НАН Украины, Киев, Украина.)

The behavior of the titanium-nickel composition has been considered in conditions of the shock loading and further heat treatment. For the powder composition made of these materials characteristic is an anomalous behavior under the thermal synthesis. The influence of the shock compression on the process of the formation of the intermetallic compounds has been investigated.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время большое внимание уделяется вопросам синтеза интерметаллических соединений и силицидов переходных металлов, влиянию ударноволновой обработки [1-2].

При импульсном формировании порошковых полиметаллических композиций происходит локализация кинетической энергии удара в тонких поверхностных слоях частиц порошка (время подъема давления во фронте ударной волны составляет $10^{-11} - 10^{-12}$ с). В этих условиях возможна потеря структурной устойчивости и образование в этих зонах метастабильных фаз. Наличие таких фаз в объеме порошкового полиметаллического тела качественно отличает его от аналогичного материала, полученного статической обработкой [3]. При нагреве порошковых смесей, например, Ni+Ti и Ni+Al, развивается экзотермическая реакция синтеза, происходит выделение адсорбированных газов, что вызывает значительные объемные изменения и потерю формы изделия [4].

Для порошковой композиции этих материалов, сформированных за счет ударноволновой обработки характерно аномальное поведение при последующем термическом синтезе. Для выяснения причины этого аномального поведения было выдвинуто допущение о стабилизирующем влиянии метастабильных фаз, из которых формируются барьерные слои.

Возможным механизмом, обеспечивающим появление барьерных слоев в режиме ударноволнового нагружения, является процесс динамического массопереноса [5].

Целью данной работы является исследование особенностей формирования зон на границе раздела Ti-Ni, образующихся при ударноволновом нагружении и их изменения при последующем нагреве.

В процессе ударноволнового нагружения на формирование граничных зон могут оказывать влияние два фактора. Это величина импульса и

время нагружения. Главными причинами, затрудняющими исследование граничных слоев в порошковом теле, являются размеры исследуемой области в частицах порошка и сложный характер перераспределения деформаций и энергии. Поэтому для выявления качественной картины процессов массопереноса при динамической и термической обработке была выбрана модельная схема на основе сварки взрывом пластин Ti-Ni. Для данного рассмотрения соединения, полученное сваркой взрывом, является ближайшим аналогом соединению частиц в порошковой заготовке при взрывном прессовании.

Этот модельный подход позволяет рассмотреть влияние параметров нагружения на формирование граничных зон и развитие интерметаллидной прослойки при последующем нагреве.

ЭКСПЕРИМЕНТ

Биметаллический материал Ni-Ti, полученный сваркой взрывом подвергался ударноволновому нагружению по плоской схеме в интервале давлений 11-22 ГПа за период от 7,8 до 115 микросекунд. Уровень динамических параметров ударноволнового нагружения был определен д.т.н. Смирновым Г.В., НИИИГ с ОП.

Нагрев материала после обработки производился в вакуумной печи при температуре 950°C с давлением $5 \cdot 10^{-4}$ мм ртутного столба, охлаждение производилось в печной камере.

На границе раздела титана и никеля после ударноволновой обработки наблюдалось появление сплошной, либо прерывистой интерметаллидной фазы во всех вариантах нагружения. Во всех случаях обработки регистрируется зона, отличающаяся травимостью и микро твердостью. Микро-рентгеноспектральный анализ этой зоны показал, что по мере удаления от границы раздела происходит снижение концентрации, внесенного с другой пластины элемента на глубинах до 25-80 мкм в обе стороны.

Приведенные данные позволяют идентифицировать эту область как типичную зону динамического массопереноса.

Выполненный анализ экспериментальных результатов показал, что наблюдается прямая зависимость величины слоя интерметаллида от амплитуды нагружения (Рис 1.). Зависимость величины зоны динамического массопереноса от амплитуды нагружения носит более сложный характер, аналогичный изменению величины интерметаллидного слоя после последующего спекания. На основании этой аналогии формулируется допущение о влиянии метастабильного материала зоны динамического массопереноса на процесс последующего формирования интерметаллида при нагреве.

Зависимость величины области динамического массопереноса и области интерметаллида от амплитуды ударноволнового нагружения



Рис. 1.

По величине микротвердости интерметаллида Ti-Ni можно косвенно выполнить оценку соответствия стехиометрии этого материала. На рис. 2 показана зависимость микротвердости интерметаллидной фазы от амплитуды нагружения.

Зависимость микротвердости интерметаллида от амплитуды давления нагружения



Рис. 2.

При приближении к равновесному фазовому составу твердость интерметаллидной фазы Ti-Ni снижается и в равновесном состоянии составляет около $H_m = 230 \text{ кг/мм}^2$. Рост амплитуды давления при ударноволновом нагружении приводит к увеличению микротвердости интерметаллидной зоны и соответственно увеличению отклонения от стехиометрического состава. После дополнительного нагрева этих материалов характер изменения микротвердости меняется. Появляется ярко выраженный экстремум микротвердости в области 18 ГПа. Таким образом, полученная в этой области метастабильная фаза оказывается термически устойчивой.

Иной характер имеет зависимость микро твердости интерметаллидной фазы от длительности нагружения.

С увеличением длительности нагружения свыше 10 мкс микротвердость интерметаллидной фазы, получаемой при ударноволновой обработ-

ке, снижается. дополнительное спекание этих материалов приводит к снижению микротвердости. происходит приближение фазового состава к стехиометрическому. на рис. 3 показано, что интерметаллидная фаза, полученная при длительности ударноволнового нагружения свыше 40 мкс приближается к равновесной. поэтому последующее спекание почти не влияет на микротвердость этого интерметаллида.



Рис. 3.

Фазовый состав материала, сформировавшегося при ударноволновой обработке в граничной зоне определяет характер процесса последующего синтеза при спекании. это, по-видимому, связано с тем, что вокруг метастабильной фазы, возникающей в области динамического массопереноса, в

процессе синтеза происходит формирование и рост интерметаллида аналогичного строения. в процессе термической обработки происходит упорядочение структуры, однако фазовый состав материала в граничном слое в основном сохраняется. общая толщина слоя интерметаллидов в модельном материале после спекания зависит от величины зоны динамического массопереноса после ударноволновой обработки

Поведение порошковой композиции Ni-Ti в аналогичных условиях носит более сложный характер чем у модельной системы, однако, в нем наблюдаются аналогичные тенденции. По данным микрорентгеноспектрального анализа на частицах наряду с зонами интерметаллидов регистрируются зоны динамического массопереноса с размерами порядка 10-15 мкм. Поперечный размер интерметаллидной зоны после термического синтеза достигает 30-50 мкм для порошковых материалов и 80-250 мкм для модельной композиции в аналогичных условиях термической обработки.

При оптимальном темпе нагрева на зародышах фаз, возникших в результате динамического массопереноса, происходит формирование диффузионной зоны, которая и определяют развитие процесса спекания.

Наличие промежуточной интерметаллидной фазы и метастабильной зоны динамического массопереноса на границе TiNi препятствует развитию синтеза в режиме горения при термообработке, и одновременно ускоряет процессы твердофазной диффузии.

Таким образом, при ударноволновом нагружении полиметаллических материалов протекают одновременно два конкурирующих процесса:

- динамический массоперенос
- синтез интерметаллида

Увеличение амплитуды динамического нагружения ускоряет первый процесс, а возрастание времени нагружения интенсифицирует второй.

В порошковых материалах локализация зоны динамического массопереноса приводит к локализации структурных изменений и позволяет при термической обработке регулировать процесс синтеза интерметаллидов.

Список литературы: 1. Ferreira, M.A. Meyers, N.N. Thadhani, S.N. Chang, and J.R. Kough Aluminides by Explosively Generated Shock Waves: Experimental and Materials Systems Metallurgical Transactions V. 22A, march 1991 p 685-695. 2. N. N. Thadhani, R. A. Graham, T. Royal, E. Dun, M. U. Anderson and G. T. Holman Sufilali Shock-induced chemical reactions in titanium-silicon powder mixtures of different morphologies: Time-resolved pressure measurements and materials analysis J. Appl Phys. 82 (3) August 1997, pp 1113-1128. 3. Бацанов С. С. Неорганическая химия высоких динамических давлений Успехи химии, 1986, т. LV, вып 4, с 579-607. 4. В. И. Итин, В. Н. Хачин, А. Д. Братчиков, В. Э. Гюнтер, Е. Ф. Дударев. Т. В. Монасевич, Д. Б. Чернов, Г. Д. Тимонин, А. П. Паперский Структура и свойства материалов на основе никсида титана, полученных с использованием самораспространяющегося высокотемпературного синтеза. Известия ВУЗов «Физика» 1977, №12, с 117-120 5. Зворыкин Л.О., Фальченко В.М., Филатов А.В. Особенности массопереноса в металлах и сплавах с различной исходной структурой при высокоскоростной деформации. ИФЖ, т. 68, № 4 Минск, 1995 г., с 605-611.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНТАКТНОЙ ПОДАТЛИВОСТИ НА КАЧЕСТВО РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ МАШИН ПРИ СЛОЖНОМ ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

Максименко А.А., Котенева Н.В., Перфильева Н.В.
(АлмГТУ, г. Барнаул, Россия)

The greatest part of the tentatively-stationary joints operates under the conditions of preliminary shift. The report in question aims to investigate the preliminary tightness of a thread joint according to the contact fixity at the complex dynamic loading.

Важным критерием надежной работы любой машины является такой показатель как жесткость.

Жесткость в основном определяется двумя компонентами: собственной и контактной жесткостью. Контактная жесткость (как нормальная, так и тангенциальная) определяет способность поверхностных слоев контактирующих деталей, сопротивляться деформации.

Резьбовые соединения являются одним из распространенных видов условно-неподвижных соединений и зачастую в значительной степени предопределяют в целом работоспособность всей конструкции.

Большую часть резьбовых соединений собирают с предварительной затяжкой. С учетом условий герметичности и плотности стыка усилие затяжки должно быть [1]:

$$F_0 = \kappa_3 F(1 - \chi), \quad (1)$$

где κ_3 - коэффициент, обеспечивающий плотность стыка;

F - внешняя нагрузка;

χ - коэффициент внешней нагрузки.

Таким образом, для определений минимального усилия затяжки соединения необходимо знать величину внешней силы F (обычно она известна) и коэффициент внешней нагрузки χ .

Для расчета коэффициента внешней нагрузки χ определяют податливости болта и соединяемых деталей:

$$\chi = \frac{\lambda_d}{(\lambda_b + \lambda_d)}. \quad (2)$$

Одним из факторов, вызывающим в динамически нагруженном соединении уменьшение силы предварительной затяжки, являются касательные контактные деформации по стыковым поверхностям и в резьбе.

Цель работы состоит в исследовании контактной податливости сопрягаемых поверхностей резьбового соединения при упругом контактировании, в условиях сложных свободных колебаниях, возникающих как в нормальном, так и в тангенциальном направлениях, от ударного импульса в условиях трения покоя.

Для оценки упругих нормальных колебаний за основу берется уравнение Крагельского-Демкина для расчета сближения шероховатых поверхностей. Дифференциальное уравнение нормальных контактных колебаний в резьбовом соединении получено путем разложения в ряд Тейлора. Коэффициенты ряда определяются по рекуррентным формулам. Касательные контактные колебания при сложном динамическом нагружении также описываются дифференциальным уравнением, решение которого находится методом разложения в степенные ряды. При этом касательное смещение является функцией от нормального смещения в каждый момент времени

[1-3].

С увеличением касательных контактных деформаций повышается контактная податливость и, как следствие, коэффициент основной нагрузки.

Увеличение коэффициента основной нагрузки снижает контактную жесткость стыка, что приводит к возникновению дополнительных усилий в стержне и резьбе болта; стык раскрывается, нарушается его герметичность, возможно свинчивание гайки.

Данный метод расчета дает возможность определять достаточную силу предварительной затяжки, удовлетворяющую условиям герметичности и плотности (жесткости) стыка. Последнее является необходимым условием обеспечения прочности резьбовых соединений при сложном динамическом нагружении.

При рассмотрении методики экспериментальных исследований контактных колебаний в упругом диссипативном контакте при сложном динамическом нагружении были выделены факторы, определяющие состояние исследуемого объекта, которым в данной работе являлось резьбовое соединение, как наиболее часто используемое в машиностроительных конструкциях. К основным факторам относятся: физико-механические свойства контактирующих тел, геометрические характеристики поверхностей, внешние условия. С учетом этого осуществлялось моделирование происходящих процессов, созданы приборы, установка и соответствующая методика проведения экспериментальных исследований.

Устройство, принципиальная схема которого показана на рис.1, позволяет регистрировать относительные перемещения в контакте в нормальном и касательном направлениях. Поскольку в качестве исследуемого объекта было выбрано резьбовое соединение, это обусловило конструкцию используемых образцов.

Гладкий нижний образец (1) в виде цилиндрического штампа крепится к основанию (2) при помощи накладной обоймы (3) с усилием, включающим взаимные контактные колебания нижнего штампа (1) и основания (2). На гладкий штамп (1) устанавливается верхний, подвижный образец (4). В отверстия в образцах (1) и (4) устанавливается болт (шпилька) (5), в случае исследований смещений, происходящих в резьбе и в месте контакта верхнего образца (4) и головки болта (5).

Для определения смещений, происходящих собственно в резьбе, может в качестве образца использоваться шпилька.

Нормальное статическое нагружение соединения осуществляется при завинчивании резьбы определенным усилием затяжки. Это достигается использованием специального ключа с монометром, позволяющего затянуть соединение с заданной силой.

Тангенциальное ударное усилие создается при помощи устройства, включающего в себя ударник (6), в качестве которого используются стальные шарики различного диаметра; гибкую нить (7); подвижный шток (8), позволяющий изменять зазор между ударником (6) и головкой болта или телом шпильки (5); стойки (9); отградуированную шкалу (10) с ценой деления 0,5 градуса.

Для фиксации ударника (6) на заданный угол используется электромагнит (11) в виде катушки с сердечником. Для подавления искры между сердечником электромагнита (11) и ударником (6) и устранения преждевременного запуска запоминающего осциллографа в ждущем режиме (при сбрасывании ударника (6)), а также для сворачивания магнитного поля, параллельно выключателю устанавливается конденсатор емкостью 1,0 мкФ, гасящий разрядную дугу при размыкании выключателя. Устройство позволяет производить регулировку положения электромагнита в вертикальном и горизонтальном направлениях, все это необходимо для создания различных по величине ударных импульсов.

На данной установке можно производить исследования одновременно при нормальном и касательном нагружении.

Для снижения внешних, случайных воздействий установка с плитой (2) подвешивается на гибких нитях (12) на четырех стойках (13), которые в свою очередь, крепятся к неподвижному основанию. Горизонтальное положение плиты (2) достигается установкой по уровню в двух взаимно перпендикулярных направлениях.

Процесс контактных колебаний фиксируется бесконтактным методом, для чего используется сканисторный измеритель виброперемещений, построенный по схеме сканисторного фотопотенциометра с компенсирующей положительной обратной связью. В качестве излучателя светового потока использован полупроводниковый лазер (14) типа ИЛПН – 102, который через систему линз (15) засвечивает боковую поверхность колеблющегося образца (5).

Отраженный от боковой поверхности образца сигнал, проходя через систему линз (15), принимается фотоприемником (16) (типа псевдопланарного сканистора с одинаковой чувствительностью р-п переходов) и через усилитель (17) (на четырех микросхемах типа 140УД20Л) подается на экран осциллографа с памятью (18) (типа С8-17). В выносном блоке питания расположен выходной разъем для подключения осциллографа. Питание прибора от сети 220 В. 50 Гц.

Масштаб преобразований амплитуды колебаний в выходное напряжение 40 10⁻³ В/мкм в диапазоне частот 10 Гц-2 кГц (полоса частот по уровню 0,7). Выходное сопротивление по частоте 100 Гц – 2,2 Ом.

Для повышения точности исследований, облегчения обработки данных фиксация контактных колебаний образца в нормальном и тангенциальном направлениях производится с одной установки образца. Для этого дополнительно на плите (2) закрепляется на стойке второй аналогичный сканисторный измеритель вибраций (14-15-16-17), сигнал с которого подается на осциллограф (18).

По осциллограммам затухающих контактных колебаний, полученным в результате эксперимента, определяются амплитуда и частота колебательного процесса, другие параметры вибрации, необходимые при проверке теоретических положений.

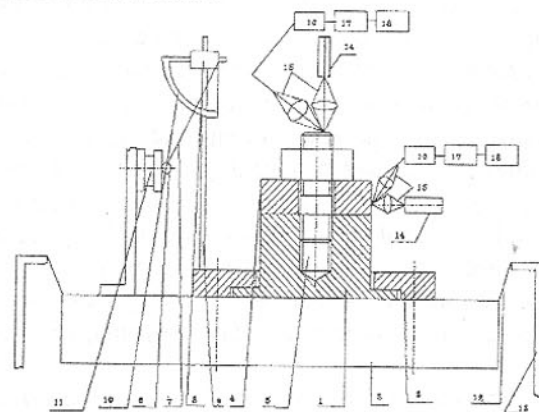


Рис. 1. Схема устройства для контактных колебаний при сложном ударе

Список литературы: 1. Максак В.И. Предварительное смещение и жесткость механического контакта.- М.: Наука, 1975. - 61с. 2. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ.- М.: Машиностроение, 1977. - 526с. 3. Максименко А.А. Динамика механического контакта в пределах трения покоя. Дисс... докт. техн. наук: Барнаул, 1995. - 247с.

О ВЛИЯНИИ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ОДНОМЕРНЫМ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Малышко И.А., Татьянченко А.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Founded on the method of analog simulation determinate temperature pattern in cross-section and along the length of the drill and research the character of action of the high temperature on the precision of machining.

Теплофизические процессы, возникающие при лезвийной инструментальной обработке материалов весьма разнообразны и в конечном итоге оказывают влияние на стойкость и прочность режущего инструмента и на точность обрабатываемых поверхностей. Большой вклад в решение проблемы теплофизических расчетов при лезвийной обработке внес А.Н.Резников [1,2]. Традиционно принято считать, что наиболее опасным результатом повышения температуры в зоне резания является снижение стойкости, а следовательно, и ресурса работы режущего инструмента. Влиянием температуры на точность механической обработки при проведении теплофизических исследований обычно пренебрегали. Поэтому в настоящее время в специальной литературе нет сведений о проведении исследований точности механической обработки в условиях высоких температур. Основной причиной этого является то, что долгое время на первый план ставились вопросы производительности и связанные с этим проблемы стойкости режущего инструмента, а снижение точности обрабатываемых поверхностей за счет повышения температуры обычно не превышало допусков на механическую обработку. Однако в последнее время с развитием высоких технологий и резким увеличением требований к надежности работы машин и механизмов, а следовательно и к точности обработанных поверхностей возникла необходимость более тщательной оценки влияния различных факторов, в том числе температур резания, на точность обработки.

Для оценки влияния температуры на точность механической обработки авторами были проведены исследования характера теплофизической разбивки отверстий при их обработке одномерным лезвийным осевым инструментом. В результате анализа тепловых процессов при работе осевого инструмента было установлено, что основными теплофизическими факторами, оказывающими влияние на точность обработки отверстий являются:

- нагрев и расширение режущего инструмента при повышении его температуры;
- нагрев и расширение обрабатываемой детали при повышении ее температуры;
- значительное (до 40%) снижение величины модуля упругости E инструментальных материалов при повышении температуры и связанное с этим увеличение поперечных смещений режущей кромки за счет действия неуравновешенной радиальной составляющей силы резания.

Для оценки влияния различных теплофизических факторов на точность обработки отверстия были проведены комплексные исследования на основе спирального сверла, выполненного из быстрорежущей стали Р6М5, диаметром $d=18$ мм и длиной рабочей части $l=240$ мм при рабочей температуре в зоне резания 400°C при установившемся режиме обработки.

Для расчета температурных полей в спиральном сверле и решения уравнения теплопроводности для плоской задачи [1]

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = \frac{\lambda(\Theta)}{c_p(\Theta)} \left(\frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial y^2} \right) \quad (1)$$

Был использован метод элекромоделирования температурных полей на электропроводной бумаге с помощью электроинтегратора ЭГДА 9/60 [3], основанный на математической идентичности дифференциальных уравнений тепло и электропроводности. С учетом поставленных задач наибольший интерес представляет характер распределения температурных полей в поперечном сечении в зоне резания и в продольном сечении вдоль оси инструмента. Поэтому расчет общего объемного температурного поля в сверле был заменен решением двух плоских температурных полей в указанных плоскостях. При решении задачи была использована известная методика а.н. Резникова [2]. При этом коэффициенты λ и c_p принимались постоянными и не зависящими от температуры, а задача решалась для установившегося теплового баланса на основе известных граничных условий на поверхностях режущего инструмента. Аналогом температуры Θ в известном уравнении электропроводности [3]

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} = 0$$

Принимался электрический потенциал u . В ходе эксперимента на рабочих поверхностях плоской электропроводной модели продольного и поперечного сечения сверла при помощи специальных шин прикладывался электрический потенциал, соответствующий температуре 400°C . В результате эксперимента были получены поля распределения температур в поперечном сечении в зоне резания и вдоль оси инструмента (рис.1).

Для оценки достоверности полученных результатов были сделаны экспериментальные замеры температур в отдельных точках базового сверла на специальной установке, имитирующей условия работы осевого инструмента. Рабочая температура в зоне резания создавалась при помощи съемной индукционной печи. Температура сверла измерялась в точках на расстоянии $1/3$ и $2/3$ от зоны резания при помощи предварительно тарированных хром-копелевых термопар. Замеры производились в условиях, соответствующих установившемуся режиму обработки (температура в зоне резания 400°C , на конце хвостовика - 20°C). Наибольшее расхождение между опытным и расчетным значением температур составило 13%.

Анализ температурных полей в спиральном сверле показывает, что:

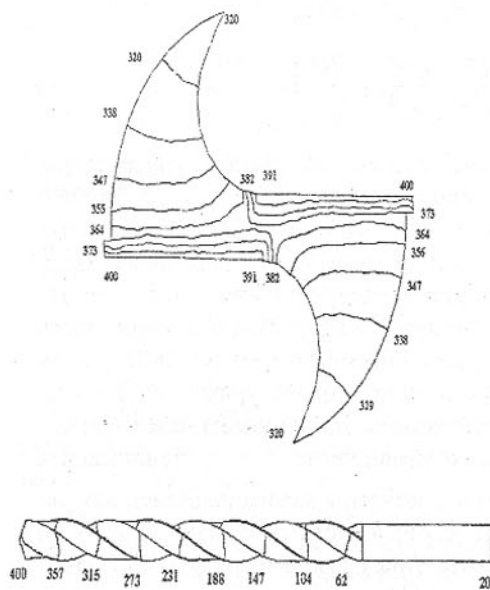


Рис. 1. Распределение температур в поперечном сечении и вдоль оси сверла

сечения, удаленного от зоны резания постоянна.

Первое допущение позволяет оценить величину разбивки обрабатываемого отверстия за счет расширения поперечного сечения сверла. При величине коэффициента линейного температурного расширения $\alpha = 15 \cdot 10^{-6} \text{ град}^{-1}$, соответствующей интервалу температур до 400°C [4], увеличение диаметра поперечного сечения, а следовательно, разбивка отверстия, составит $\Delta_1 = 11 \text{ мкм}$.

Второе из принятых допущений позволяет определить дополнительное перемещение режущих кромок сверла, вызванное уменьшением величины модуля упругости E инструментального материала, который, как известно, определяет жесткость и поперечные перемещения осевого инструмента. Для стали р6м5 авторами на специальной установке [5] были проведены исследования зависимости модуля упругости инструментальных сталей в интервале температур от 20 до 500°C . Температурная зависимость модуля упругости стали р6м5 приведена в таблице 1. Для определения дополнительного перемещения использовать способ определения перемещений при изгибе по правилу верещагина. Согласно этому способу, разби-

- характер распределения температур в поперечных сечениях, удаленных от зоны резания более чем на $2d$, мало зависит от формы поперечного сечения;

- в поперечном сечении в зоне резания температура вдоль оси, соединяющей вершины двух режущих кромок практически постоянна.

Это позволяет обосновать следующие допущения о характере распределения температур в спиральных сверлах при $l/d > 10$:

- температура в поперечном сечении сверла в зоне резания вдоль оси, соединяющей вершины режущих кромок постоянна и равна температуре резания;

- температура в любой точке каждого поперечного

сверла по длине на n равномодульных дисков толщиной l/n , величину дополнительного смещения от действия неуравновешенной радиальной силы P_0 можно определить по формуле

$$\Delta_2 = \sum_{i=1}^n \frac{(P_0 l(i-1) + P_0 l i)^3}{n^2 E(T) J}.$$

Расчетная величина дополнительного смещения для рассматриваемых условий работы инструмента составила $\Delta_2 = 23 \text{ мкм}$.

Таблица 1 - Температурная зависимость модуля упругости стали Р6М5

T , град	20	50	100	150	200	250	300	350	400	450
E , ГПа	215	214	212	210	208	204	199	194	189	183

Величину разбивки обрабатываемого отверстия Δ_3 , вызванную нагревом обрабатываемой детали, необходимо определять с учетом размеров и формы детали, а также с учетом времени от начала обработки. Точное решение этой задачи требует в каждом отдельном случае применения мощных вычислительных комплексов. Однако, очевидно, что величина Δ_3 будет изменяться в пределах от 0 (при ненагретой детали) до величины примерно равной Δ_1 (в случае равномерного нагрева детали по всему объему до температуры инструмента) и будет уменьшать величину разбивки отверстия. Тогда суммарная величина разбивки отверстия, вызванная повышением температуры в зоне резания, будет изменяться в пределах от Δ_2 до $(\Delta_1 + \Delta_2)$ и будет определяться по формуле

$$\Delta = \Delta_1 + \Delta_2 - \Delta_3.$$

В рассматриваемом случае Δ изменяется от 23 до 34 мкм, что составляет от 7 до 11% величины разбивки отверстия, вызванного действием неуравновешенной радиальной силы.

В данной работе рассмотрен наиболее простой случай теплофизического воздействия высоких температур резания на точность обработки. Однако, даже несмотря на то, что высокие температуры соответствовали наиболее удаленным сечениям сверла, которые не оказывают существенного влияния на жесткость инструмента, величина теплофизической разбивки оказалась сопоставимой с допусками на механическую обработку. Значительно большего эффекта и более существенного результата теплофизического воздействия можно ожидать при рассмотрении работы однорезцовых разверток, имеющих ничем не компенсированную радиальную составляющую силы резания, и для комбинированного многоступенчатого осевого инструмента, в котором зоны высоких температур последующих

степеней за счет высокотемпературного снижения модуля упругости инструментального материала могут играть роль своеобразного упругого шарнира для предыдущих ступеней, что приведет к значительному снижению жесткости. Предварительная оценка показывает, что в этом случае величина теплофизической разбивки может превышать величину разбивки от действия собственно неуравновешенной силы резания.

Приведенный в работе способ оценки теплофизической разбивки обрабатываемых отверстий дает возможность определить основные направления борьбы с ней, а также позволяет более достоверно прогнозировать точность механической обработки и существенно повышать ее за счет корректирования конструкции инструмента и режимов обработки на стадии проектирования.

Список литературы: 1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 2. Резников А.Н. Теплообмен при резании и охлаждении инструментов. – М.: Гостехиздат, 1963. – 200 с. 3. Фильчаков П.Ф., Панчишин В.И. Интеграторы эгды. Моделирование потенциальных полей на электропроводной бумаге. – К.: Изд. Ан УССР, 1961. – 172 с. 4. Марочник сталей и сплавов. – М.: Машиностроение, 1989. – 640 с. 5. Татьянченко А.Г. Исследование температурной зависимости модуля упругости стали 40х и 45. / в сб. Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сб. Научных трудов – Донецк: ДонГТУ, 2000. – с. 244-248.

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РАБОЧЕЙ ЧАСТИ СПИРАЛЬНОГО СВЕРЛА С ПЛОСКОЙ РЕЗЦОВОЙ ВСТАВКОЙ

Малышко И.А., Хохлов В.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In this work are considered mathematical model of geometrical and design parameters of a plane front and flank surface of a drill.

Рост стоимости быстрорежущей стали ведет к удорожанию режущего инструмента, особенно это характерно для спиральных сверл, у которых рабочая часть изготавливается из этой стали. При переточках такого инструмента большая часть быстрорежущей стали уходит безвозвратно в стружку. Характерно, что нанесение износостойких покрытий, повышающих стойкость инструмента, для спиральных сверл затруднена. Для сверл со сменной резцовой вставкой эта задача упрощается. В настоящее время наблюдается тенденция в мировом машиностроении применения сборных

инструментов, в том числе и спиральных сверл, со сменными резцовыми вставками [1].

Анализ показал, что существующие конструкции спиральных сверл со сменными режущими вставками не имеют оптимальных как конструктивных элементов, так и геометрических параметров. Поэтому возникла необходимость в разработке обобщенной математической модели для определения оптимальных геометрических параметров как на передней, так и на задней поверхности режущего клина.

Передняя поверхность в форме плоскости чаще принимается у спиральных сверл, оснащенных пластинами из твердого сплава и быстрорежущей стали [2]. Форма передней поверхности пластины оказывает существенное влияние на величину переднего угла. При заданном положении режущей кромки, определяемом углом при вершине 2φ и диаметром серд-

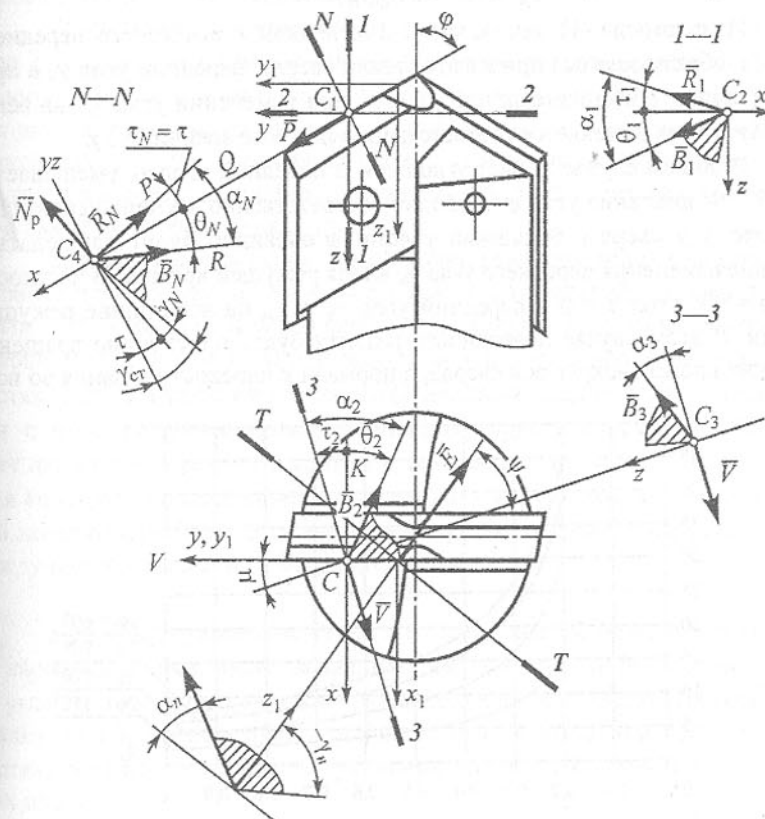


Рис. 1. Геометрия режущей части сверла со сменной режущей вставкой

цевины сверла d , положение передней плоскости сверла обычно характеризуется статическим передним углом $\gamma_{ст}$ в нормальном к режущей кромке сечении N—N (рис. 1). В сечении N—N располагается также вектор $\bar{N}_p$ нормали к поверхности резания. Обозначим через τ угол между вектором $\bar{N}_p$ и плоскостью uz . В процессе резания передний угол γ_N в нормальном к режущей кромке сечении равен

$$\gamma_N = \gamma_{ст} - \tau.$$

На основании анализа единичных векторов (вектора $\bar{N}_p$ нормали к поверхности резания; вектора $\bar{P}$, идущего по режущей кромке; вектора $\bar{V}$, направленного по скорости резания) получено уравнение для расчета переднего угла γ_N

$$\gamma_N = \gamma_{ст} - \arctg(\operatorname{tg} \mu \cos \varphi). \quad (1)$$

Из формулы (1) видно, что с изменением статического переднего угла $\gamma_{ст}$, образующегося при изготовлении сверла, передний угол γ_N в процессе резания также изменяется. Причем при изменении угла $\gamma_{ст}$ на величину $\Delta\gamma$ угол γ_N изменяется соответственно на ту же величину $\Delta\gamma$.

В общем случае за счет углов φ и μ передний угол γ_N уменьшается (рис. 2). Возрастание угла φ приводит соответственно к уменьшению угла τ . Поэтому у сверл с большими углами φ очевидно будут наблюдаться меньшие изменения переднего угла γ_N вдоль режущей кромки. В частности при $\varphi = 90^\circ$ угол $\tau = 0$ и передний угол $\gamma_N = \gamma_{ст}$ на всей длине режущей кромки. В этом случае поверхность резания будет плоскостью вращения режущих кромок вокруг оси сверла, а нормали к плоскости резания во всех

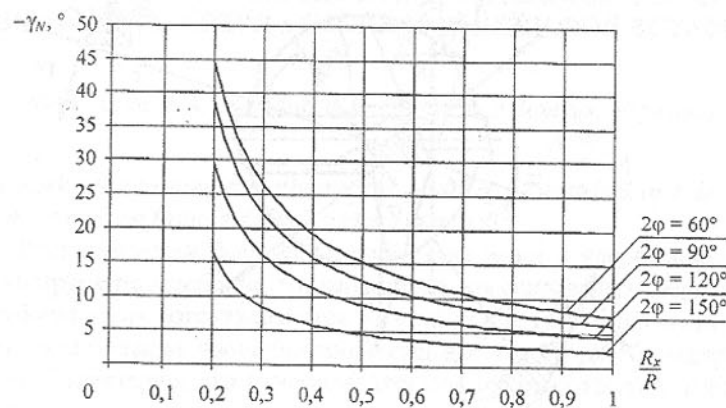


Рис. 2. Зависимость переднего угла γ_N от отношения $\frac{R_x}{R}$ и 2φ

точках пойдут параллельно оси сверла и не будут менять своего положения, что при плоской передней поверхности обеспечивает постоянную величину переднего угла γ_N вдоль режущей кромки. Для сверла с диаметрально расположенными режущими кромками на всем протяжении передний угол γ_N постоянный и равен $\gamma_{ст}$. Это объясняется тем, что в данном случае поверхность резания будет конической и нормали к ней вдоль образующей, по которой идет режущая кромка, не будут менять своего положения.

Для стандартного сверла по длине режущей кромки от ее периферии до диаметра, равного 0,2 диаметра сверла, передний угол γ_N уменьшается на 25° (рис. 2), в то время как для аналогичного сверла с винтовой передней поверхностью ($\omega = 30^\circ$) передний угол γ_N на той же длине кромки уменьшается на $54^\circ 30'$ [3].

Рассмотрим геометрические параметры задней поверхности. Задний угол α является важным элементом конструкции сверла, величина его в значительной мере влияет на стойкость инструмента. Угол α необходим для уменьшения работы трения, а следовательно, и интенсивности износа задней поверхности. Увеличение заднего угла приводит к ухудшению теплоотвода и снижению прочности режущей части, поэтому важно знать оптимальные величины задних углов [3].

Задний угол α в исследуемой точке режущей кромки сверла определяется положением двух плоскостей: R — касательной к задней поверхности и P — касательной к поверхности резания. При исследовании геометрии сверла задние углы α можно измерять в различных секущих плоскостях (рис. 1). Проведем плоскость Q , делящую задний угол α на два угла θ и τ , через режущую кромку перпендикулярно к плоскости V , которая идет параллельно режущей кромке и оси сверла так, что угол τ определяется конструктивными элементами сверла, а угол θ зависит от формы задней поверхности. Угол θ заключен между плоскостями R и Q , а угол τ — между плоскостями P и Q . Тогда получаем

$$\alpha = \theta + \tau.$$

При конструировании сверл с плоской задней поверхностью обычно на чертежах проставляется задний угол θ_N в сечении N—N. Зная величину угла θ_N , определим углы α в других секущих плоскостях. На основании анализа единичных векторов, расположенных в различных секущих плоскостях, получены следующие уравнения для задних углов α в этих секущих плоскостях:

$$\begin{aligned} \alpha_N &= \theta_N + \arctg(\operatorname{tg} \mu \cos \varphi); \\ \alpha_1 &= \arctg(\operatorname{tg} \theta_N / \sin \varphi) + \arctg(\operatorname{tg} \mu / \operatorname{tg} \varphi); \\ \alpha_2 &= \arctg(\operatorname{tg} \theta_N / \cos \varphi) + \mu. \end{aligned}$$

В литературных источниках по резанию и режущему инструменту, в справочниках и нормалях задние углы на сверлах задаются в концентрических цилиндрических сечениях, ось которых совпадает с осью сверла. Считается, что эти углы в большей степени, чем углы в других сечениях, определяют характер протекания процесса резания. Из анализа векторов в сечении 3-3 получена зависимость для заднего угла α_3

$$\operatorname{tg} \alpha_3 = \frac{\operatorname{tg} \theta_N \cos \mu}{\sin \varphi} + \sin \mu \operatorname{ctg} \varphi. \quad (2)$$

Из уравнения (2) видно, что с увеличением угла θ_N происходит увеличение угла α_3 , при этом величина его зависит от значения других параметров (см. рис. 3). С увеличением угла при вершине 2φ и увеличением отношения R_x/R происходит уменьшение угла α_3 (от $12,5^\circ$ при $\theta_N = 12^\circ$ до $15,5^\circ$ при $\theta_N = 6^\circ$ для сверла с $2\varphi = 120^\circ$), что благоприятно сказывается на процесс резания, т.к. улучшает теплоотвод на периферии сверла. В частном случае при $\varphi = 90^\circ \operatorname{tg} \alpha_3 = \operatorname{tg} \theta_N \cos \mu$. Для сверла с диаметрально расположенными режущими кромками (при $\mu = 0$) $\operatorname{tg} \alpha_3 = \operatorname{tg} \theta_N / \sin \varphi = \operatorname{const}$, т.е. задний угол α_3 будет иметь постоянное значение на всей длине режущей кромки.

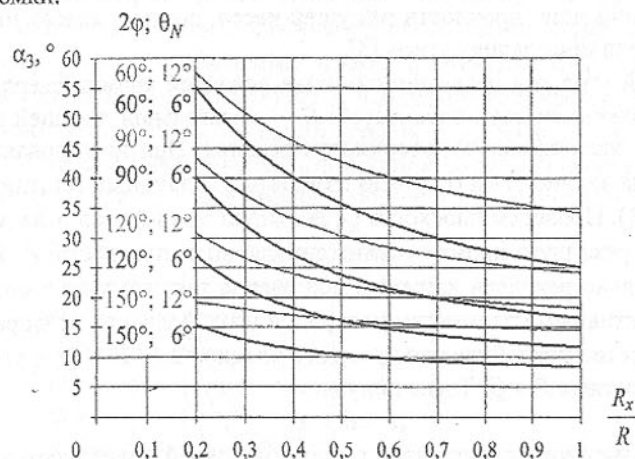


Рис. 3. Влияние на величину заднего угла α_3 отношения R_x/R , а также угла в нормальном сечении θ_N и угла при вершине 2φ

При заточке задней поверхности на сверлах обычно требуется обеспечить получение выбранной величины заднего угла α_3 на периферии сверла, угла при вершине 2φ и угла наклона поперечной кромки ψ . Угол наклона поперечной кромки ψ зависит от углов α_3 и 2φ , т.е. $\psi = 90^\circ - \theta_2$.

В результате анализа векторов на перемычке получены зависимости

для передних и задних углов на поперечной кромке в сечении Т—Т, ей перпендикулярном:

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \frac{\operatorname{ctg} \varphi}{\sin \psi};$$

$$\gamma_n = \alpha_n - 90^\circ.$$

Таким образом, достоинства и недостатки заточки передней и задней поверхности зуба сверла по плоскости требуют разработки более совершенной геометрии сверл на основе анализа разработанных математических моделей.

Список литературы: 1. Spiralbohrer, Sonderwerkzeuge Sondermaschinen, Albstadt 1-Ebingen: Hartner, 1985. с. 13. 2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. — М.: «Машиностроение», 1975. — 344 с. 3. Геометрия режущей части спирального сверла. Родин П.Р. — К.: «Техніка», 1971. — 139 с. 4. Можаяев С.С. Аналитическая теория спиральных сверл. — Л.: Машгиз, 1948. — 136 с.

ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКЦИИ ПРИТИРА НА СТАБИЛЬНОСТЬ ТЕРМОУПРАВЛЯЕМОЙ ДОВОДКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Маляренко А.Д., Митенков М.В., Шамкалович В.И.
(БГПА, г. Минск, Беларусь)

The article present results of experimental studies about influence of lap constructions on stability of glass polishing when process operated by the temperature of aqueous slurry.

Стабильное достижение заданных точностных параметров высокоточных поверхностей и возможность эффективного регулирования получаемой формы с точностью до 0,01 мкм на финишных операциях была и остается основной проблемой оптического производства. Наиболее перспективным направлением решения указанной проблемы, по мнению авторов, является обратимая коррекция формы рабочей поверхности притира за счет термической деформации его корпуса при изменении температуры технологической среды [1].

Для доведения указанной технологии до практического применения необходимо установить влияние конструкции и материала притира на характер формообразования обрабатываемой поверхности при изменении термического режима доводки, что и явилось целью исследований, результаты которого представлены в данной статье.

В процессе исследования осуществлялась обработка выпуклых сферических поверхностей радиусом 39,02 мм оптических линз диаметром $57^{+0,3}$ мм из стекла ЛК7, закрепленных в приспособлениях на слое смолы эластичным методом. Заготовки предварительно шлифовались на стальной чашке свободным абразивом, в качестве которого использовалась водная суспензия микропорошка М10 электрокорунда белого с соотношением твердой и жидкой фаз Т:Ж=1:3. Отклонение формы заготовки от эталона по стрелке прогиба h выдерживалось в пределах $h=4^{+0,5}$ мкм. Контроль качества шлифования осуществлялся визуальным методом при помощи лупы шестикратного увеличения на отсутствие царапин, выколок и равномерность микрорельефа.

Доводка оптических поверхностей осуществлялась на серийном станке мод. 6ШП-100М на следующих режимах: частоты вращения детали 180 и 360 об/мин.; частота качания инструмента по детали 40 дв.х./мин.; размах качания поводка инструмента 45 мм; время полирования одной детали 30 мин.; давление в зоне обработки 0,013 МПа.

В качестве технологической среды на данной операции использовалась полировальная суспензия в виде взвеси полирита в воде с отношением твердой и жидкой фаз Т:Ж=1:40. Модернизированный питатель ПАС-30Т обеспечивал подачу полировальной суспензии с расходом 2 л/мин и ее температуру в диапазоне от 16 до 40 °С с точностью $\pm 0,5$ °С.

Точность формы обработанной поверхности контролировалась интерферометрическим методом с помощью пробного стекла, а качество полировки - с помощью лупы шестикратного увеличения по наличию пленок, налетов, царапин и точек.

Для определения влияния формы корпуса на стабильность получения заданных точностных показателей формы обрабатываемой поверхности при доводке использовались притиры, состоящие из корпусов из алюминиевого сплава АЛ2 ГОСТ 1521-76 и полировальных подложек из пенополиуретана ППМ-1-1 ТУ ОП.004 толщиной 1 мм, наклеенной на внутреннюю поверхность корпуса притира. Форма полировальной подложки проектировалась в соответствии с рекомендациями [1]. Корпуса отличались формой нерабочей поверхности, т.е. профилем поперечного сечения: расширяющимся, концентрическим и сужающимся от центра к краю.

В результате исследований установлено, что профиль корпуса притира оказывает влияние на стабильность получения заданных точностных показателей поверхности при изменении температуры технологической среды вследствие различных термодформаций корпусов притиров.

Притир с увеличивающейся от центра к периферии толщиной корпуса (расширяющимся профилем) показал максимальный разброс погрешности по общей (N) и местной (ΔN) ошибке формы. В наибольшей степени

это проявляется на низких частотах вращения детали (кривая 1 рис.1а). На температурах меньших 28°С изменение погрешности N на одно интерференционное кольцо происходит при изменении температуры на 8°С, а на больших температурах - на 4°С.

При использовании притиров с концентрическим профилем также наблюдается нарушение линейности зависимости погрешности формы обрабатываемой поверхности от температуры СОЖ в рассматриваемом диапазоне (кривая 2 рис.1а), однако в данном случае свыше 28°С изменение N на одно кольцо происходит через 3°С. Местная погрешность формы ΔN колеблется от 0,3 до 0,8 интерференционных колец.

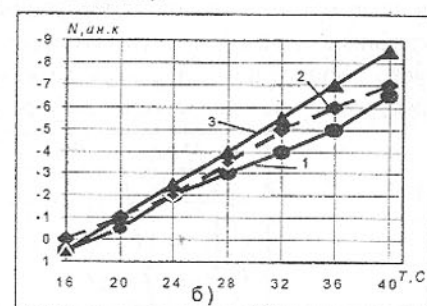
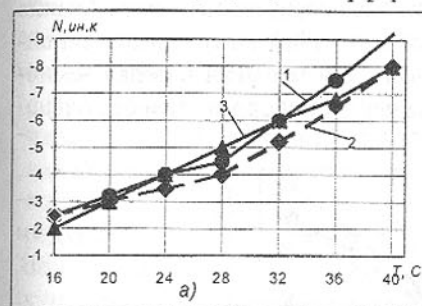


Рис.1. Зависимость общей погрешности формы N от температуры полировальной суспензии при частоте вращения нижнего звена 180 (а) и 360 об/мин. (б) при обработке притиром с различным профилем: 1 - расширяющимся; 2 - концентрическим; 3 - сужающимся от центра к краю

При повышенной частоте вращения нижнего звена (360 об/мин) для инструментов с расширяющимся и с концентрическим профилями (кривые 1 и 2 рис.1б) зависимость образования погрешности формы от температуры СОЖ становится линейной, что говорит о предпочтительности обработки на высоких скоростях.

Притиры с уменьшающейся от центра и периферии толщиной корпуса (сужающимся профилем) показывают наиболее стабильную работу и линейную зависимость погрешности от температуры (кривые 3 рис.1а,б), при этом изменение общей погрешности формы на одно интерференционное кольцо происходит через 3°С. Местная погрешность формы оставалась в пределах 0,3 интерференционных колец. Полученные результаты позволяют говорить о предпочтительности данной формы корпуса инструмента.

Кроме формы на термическую деформацию притира оказывает влияние материал корпуса инструмента. Для определения этого влияния было проведено экспериментальное исследование, в процессе которого обрабатывались детали с режимами, указанными выше за исключением час-

тоты вращения нижнего звена, которая принималась равной 360 об/мин. В качестве инструмента при доводке использовались полировальники с сужающимся профилем из:

- 1) стали 20 ГОСТ 380-71 (температурный коэффициент линейного расширения $\alpha=12,0 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$);
- 2) бронзы БрОЦС 4-4-4 ГОСТ 5017-74 ($\alpha=18,1 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$);
- 3) алюминиевого сплава АЛ2 ГОСТ 1521-76 ($\alpha=21,1 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$);
- 4) органического стекла СТ-1 ГОСТ 15809-70 ($\alpha=77 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$).

На рисунке 2 представлены результаты зависимости общей погрешности N от температуры технологической среды, где номера кривых соответствуют приведенной нумерации материалов корпусов притиров. Анализ графиков показывает, что чем выше температурный коэффициент линейного расширения используемого материала, тем меньший перепад температур требуется для изменения формы на одно интерференционное кольцо.

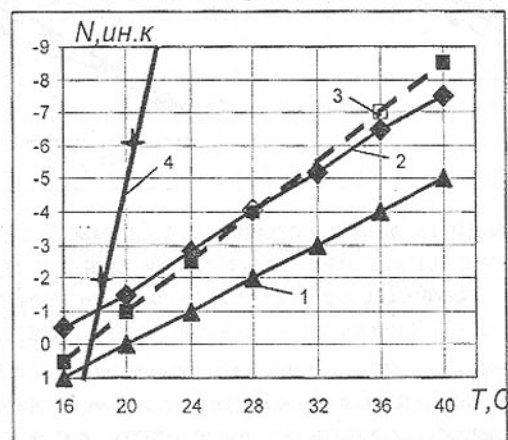


Рис.2. Зависимость общей погрешности формы N от температуры полировальной суспензии при частоте вращения нижнего звена 360 об/мин. при обработке притиром сужающимся от центра к краю профилем из различных материалов: 1 - стали 20; 2 - бронзы; 3 - алюминиевого сплава АЛ2; 4 - органического стекла СТ-1

Проведенные исследования расширяют представление о протекании доводочных процессов и позволяют реализовать термоуправляемую финишную обработку прецизионных поверхностей.

Список литературы: 1. Маляренко А.Д., Филонов И.П. Технологические основы формообразования оптических поверхностей. - Мн.: ВУЗ-ЮНИТИ БГПА, 1999. - 212 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ КАБЕЛЕЙ УПРАВЛЕНИЯ

Мамаев Л.М., Огурцов А.П., Кабаков А.М.
(ДГТУ, г. Днепропетровск, Украина)

Experimental research work of safety exploitation of the moving control cables on the special constructed and produced installation were carried out in this work.

К подвижным кабелям управления предъявляются высокие требования по обеспечению их нормального функционирования: надежный контакт, отсутствие кратковременного замыкания в токоведущих жилах.

Целью настоящей работы явилось определение эксплуатационной надежности кабелей управления, что позволяет выбрать наилучшую конструкцию кабеля. Для проведения исследований была сконструирована и изготовлена экспериментальная установка, которая позволяет получать линейные перемещения кабеля до 0,5 м со скоростью до 1 м/с. Установка состоит из электродвигателя постоянного тока П11-У4 мощностью 0,5 кВт, редуктора типа РУМ-80А и кривошипно-шатунного механизма с устройством крепления шести кабелей различных конструкций. Включение и выключение установки производится через контакты реле МКУ-48, установленного на блоке управления, что позволяет автоматически отключать установку при отказе кабеля. Установка имеет два электромеханических счетчика циклов, которые регистрируют число оборотов кривошипа. В блоке управления расположено устройство оперативного контроля жил кабеля на обрыв и короткое замыкание, построенное на цифровых интегральных микросхемах типа ТТЛ серий К155 [1,2], которые «опрашивают» токоведущие жилы кабеля и при отказе кабеля останавливают установку и отключают счетчик циклов. Необходимость использования такого контроля диктуется тем, что управление, в частности, робототехническими системами построено на современной элементной базе (цифровые интегральные микросхемы, работающие на частотах до 10 МГц). Поэтому даже кратковременная потеря контакта или кратковременное замыкание между двумя токоведущими жилами кабеля приводит к утере значительной части информации и в конечном счете к сбою в работе.

Блок-схема устройства оперативного контроля (рис. 1) состоит из генератора прямоугольных импульсов, импульсы с которого поступают на вход счетчика импульсов. Дешифратором служит микросхема, к выводам которой подключается исследуемый кабель, а также схема совпадений. Далее сигнал с кабеля поступает на шифратор, где преобразуется в двоичный код и сравнивается с кодом счетчика в схеме совпадений.

Код счетчика регистрируется индикатором, который должен совпа-

дать с кодом шифратора. При отказе кабеля по индикаторам можно определить номер жилы кабеля, в которой произошел отказ. Сигнал из схемы совпадений поступает на входной ключ, который управляет работой генератора и выдает сигнал при отказе кабеля в систему электропитания установки для ее отключения.

При обрыве или коротком замыкании в жилах кабеля сигнал, поступающий на кабель, представленный в двоичном коде, не совпадает с выходным сигналом, что приводит к появлению сигнала в схеме совпадений, управляющей входным ключом. Входной ключ выключает генератор и останавливает счетчик импульсов. Код счетчика при этом соответствует номеру жилы кабеля. Если код шифратора на единицу меньше кода счетчика, то это означает, что в кабеле произошел обрыв, в другом случае – короткое замыкание между токоведущими жилами.

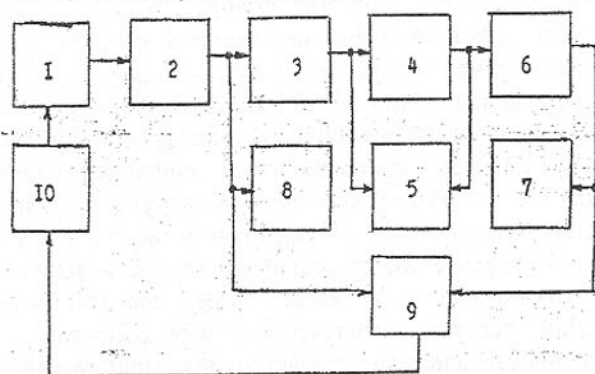


Рис. 1. Блок-схема устройства оперативного контроля

1 – генератор импульсов; 2 – счетчик импульсов; 3 – дешифратор; 4 – кабель; 5, 9 – схемы совпадений; 6 – шифратор; 7, 8 – светодиодные индикаторы; 10 – входной ключ.

Были исследованы кабели трех типов, отличающихся конструктивно, которые были специально изготовлены в ОКБ КП (г. Мытищи) на основе кабеля управления марки КУПВ. На установке одновременно укреплялись шесть кабелей по два каждого типа. Каждый из кабелей содержал 52 жилы, расположенных в четырех слоях. Внешний слой содержит 52 жилы, затем 16-10-4. Слои изолированы друг от друга фторопластовой пленкой. Жилы кабеля, между которыми короткое замыкание исключается, соединялись между собой последовательно и подключались к измерительной установке.

В результате исследований оказалось, что обрыв жил наблюдается, в первую очередь, во внутреннем слое, содержащем 4 жилы в 10-15 см от места крепления кабеля к столу экспериментальной установки, т.е. в месте

наибольших динамических нагрузок. Однако, изоляция в месте разрыва не нарушается.

В таблице представлены результаты измерений.

Номер образца кабеля	I тип		II тип		III тип	
	1	2	3	4	5	6
Число циклов наработки (внутренний слой)	502753	883986	613315	502690	1750 000	1750 000

При этом число циклов наработки колебалось от 500 тыс. до 1 млн. 750 тыс. в зависимости от конструкции кабеля.

Отказ кабелей в результате короткого замыкания между жилами в исследуемых образцах кабелей не наблюдался. В образцах кабелей №№ 5 и 6 отказов не наблюдалось при наработке более 1 млн. 750 тыс. циклов. Эти образцы отличаются большим диаметром токоведущих жил и изоляции.

Проведенные экспериментальные исследования и полученные при этом результаты позволяют производить расчет и конструирование кабелей управления повышенной надежности в эксплуатации.

Список литературы: 1. У.Тилл, Дж. Лаксои. Интегральные схемы. - М.: Мир, 1985. 2. Тарсбарин Б.В., Лукин Л.В., Смирнов Ю.Н. и др. Интегральные микросхемы. - Справочник, М.: Энергоатомиздат, 1985.

МОДЕЛЮВАННЯ ЗВ'ЯЗКІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ ШТАМПУВАННЯ

Марчук В.І., Матьошик В.О. (ЛДТУ, м. Луцьк, Україна)

The considerable attention is paid to the problem of technological preparation of multiple-nomenclature flexible production on the present stage of cold stamping manufacturing in mechanical engineering and instrument making. For example, when such parts as brackets are stamped, up to 30% of the total time of parts' manufacturing is spared for technological preparation [1]. In this connection there arises the necessity of carrying out the investigations directed on the development of automated system for technological preparation of stamping manufacturing.

На сучасному етапі розвитку холодноштампувального виробництва в машино- та приладобудуванні значна увага приділяється проблемі технологічної підготовки багатонаменклатурного гнучкого виробництва. Так, при штампуванні деталей типу кронштейн на технологічну підготовку ви-

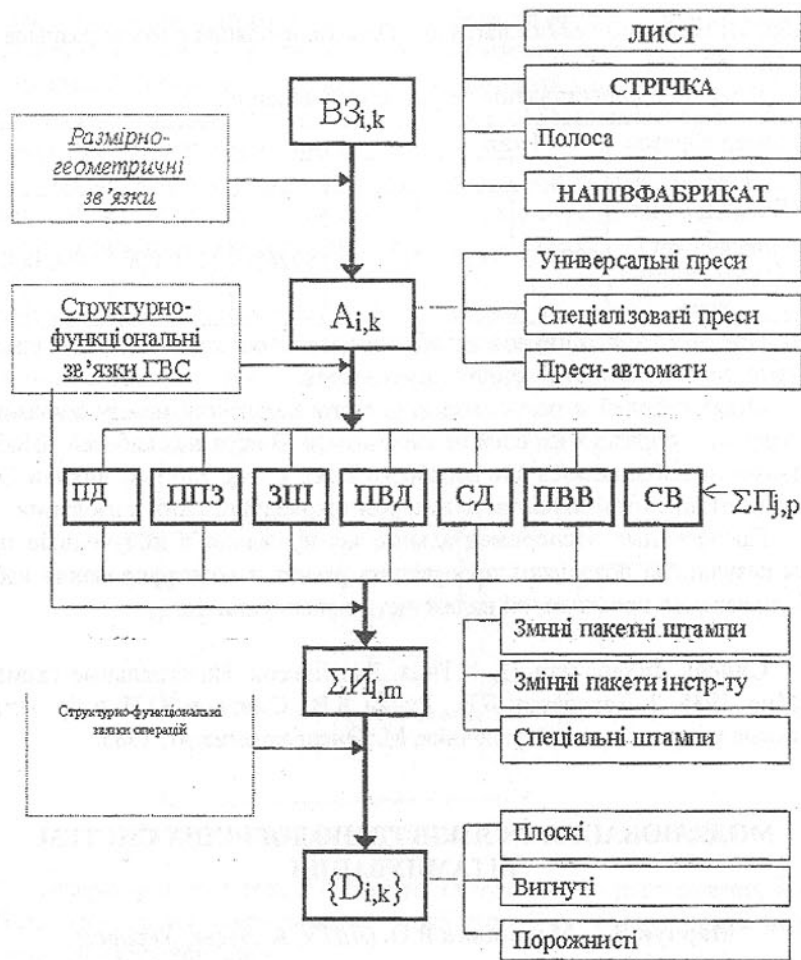


Рис. 1. Узагальнена функціонально-структурна схема ГВМ холодного листового штампування.

трачається до 30% від загального часу виготовлення деталей [1]. В зв'язку з цим виникає необхідність проведення досліджень, спрямованих на розробку автоматизованої системи технологічної підготовки штампувального виробництва.

На рис.1 приведена узагальнена функціонально-структурна схема ГВМ для виробництва деталей з листових матеріалів, представлена графом, вершинами якого є елементи технологічної системи, а ребрами – структурні, параметричні, функціональні, та техніко-економічні зв'язки між ними.

На рисунку: ПД – механізм подачі заготовки; ППЗ – пристрій переміщення заготовки по позиціях штампування; ЗШ – пристрій для зміни штампа або інструмента; ПВД, ПВВ – пристрої видалення відповідно деталей і відходів; СД, СВ – пристрої складування відповідно деталей і відходів; $B_{i,k}$ – вид вихідної заготовки i -го виду k -го типорозміру; $A_{i,k}$ – обладнання i -го виду k -го типорозміру; $\Sigma I_{l,m}$ – формоутворюючий інструмент l -го виду m -го типорозміру; $\{D_{i,k}\}$ – номенклатура деталей, що виготовляються технологічною системою.

Гнучкість технологічної системи може бути оцінена через спадкоємність її елементів при обробці деталей заданої номенклатури [1]. Забезпечення спадкоємності елементів технологічної системи є значним резервом скорочення витрат на підготовку виробництва нових деталей дрібносерійного випуску, а отже і зниження собівартості їх виготовлення.

Цей висновок може бути підтверджений аналізом собівартості виготовлення:

$$C_{gi} = C_{ni} + \frac{C_{mex,i} + C_{m.o,i} + C_{ш,i}}{\sum_{i=1}^m q_i N_{oi}} + C_{pod,i}, \quad (1)$$

де C_{ni} – витрати на безпосереднє виготовлення i -тої деталі за допомогою конкретних технологічних засобів холодного листового штампування; $C_{mex,i}$ – витрати на проектування технологічного процесу виготовлення i -тої деталі; $C_{m.o,i}$ – витрати на проектування технологічної оснастки; $C_{ш,i}$ – витрати на виготовлення комплексу технологічної оснастки; q – число партій запуску i -тої деталі; N_{oi} – оптимальний розмір партії запуску i -тої деталі; $C_{pod,i}$ – витрати на підналагодження технічних засобів холодного листового штампування при виготовленні i -тої деталі; m – число найменувань деталей, оброблюваних на конкретних технічних засобах листового штампування.

Технологічність (ГОСТ 14.305–83) деталей з листових матеріалів визначається із врахуванням використовуваних способів та засобів їх виготовлення. Наприклад, за допомогою функціонала геометричних та конструктивних характеристик деталей [2], які визначаються виразом

$$f(k) \in f(C_x), \quad (2)$$

де, $f(C_x)$ – функціонал технологічних характеристик засобів та способів холодного листового штампування.

В свою чергу, функціонал $f(C_x)$ кожного способу холодного листового штампування може бути визначений набором технологічних характеристик:

$$(C_x) = \{A_i; P_{ei}; P_{ni}; P_{ob,i}; P_{oi}; P_{ne,i}; P_{ei}; P_{am,i}; P_{fi}; T_{ei}^1; T_{bi}^1; S_i^1; R_z^1\}, \quad (3)$$

де A_i – модель та типорозмір обладнання для i -тої деталі; P_{ei} – параметри переходів вирубування зовнішнього контуру площинної деталі або заготовки просторової деталі; P_{ni} – параметри переходів комплексного пробивання отворів F_{omei} ; P_{obi} – параметри переходів обрізування елементів зовнішнього контуру F_{ei} ; P_{oi} – параметри переходів обрізування; P_{nei} ; P_{ei} ; $P_{e,ni}$ – параметри переходів послідовного вирізування, гнуття, витяжки відповідно; P_{fi} – параметри переходів рельєфної листової формовки; T_{ei}^1 – економічна точність обробки елементів F_{ei} ; F_{omei} ; T_{bi}^1 – економічно доцільна точність базових розмірів та розмірів взаємного розміщення елементів; S_i^1 – допустима глибина вихідної заготовки за зусиллям деформування та умовою забезпечення потрібного параметру шорсткості поверхонь деталей; R_z^1 – параметр шорсткості оброблюваних поверхонь деталей, що може бути досягнутий.

Маючи масиви закодованої інформації про листові деталі, з однієї сторони, та масиви функціоналів технологічних характеристик засобів і способів холодного листового штампування – з іншої [2], задачу комплектування зводимо до визначення сукупності деталей в перетині

$$f(k) \cap f(C_x), \quad (4)$$

Приведені вирази (1)–(3) складають основу алгоритмів визначення складу технологічного устаткування й оснастки.

Аналіз номенклатури деталей і визначення складу гнучких виробничих модулів.

В основу методики аналізу номенклатури деталей покладена методика типичної вибірки. Попередньо деталі підрозділяються на класи: площинні, вигнуті і смуги. Мінімальний обсяг типичної вибірки n_e із загальної номенклатури визначається за формулами:

для середніх значень кількісних параметрів деталі

$$n_e = \frac{N_H t^2 \sigma^2}{\Delta^2 N_H + t^2 \sigma^2}, \quad (5)$$

де t_2 – коефіцієнт довірчої ймовірності; σ^2 – середнє квадратичне відхилення; Δ^2 – гранична похибка вибірки;

для частки якісних параметрів деталі

$$n_e = \frac{N_H t \omega (1 - \omega)}{\Delta^2 N_H + t^2 \omega (1 - \omega)}, \quad (6)$$

де ω – частка досліджуваних якісних ознак у вибірковій сукупності.

При ймовірності 0,95 і коефіцієнті довірчої ймовірності 1,96 обсяг вибірки n_e може змінюватися від 5 до 30% номенклатури. Вирішення задачі вибіркового аналізу деталей здійснюється за допомогою ЕОМ.

Для підготовки даних для автоматизованого аналізу інформація про конструктивно-технологічні властивості деталей кодується з набором ознак у такому вигляді:

$$FD_i(x) = \{P_1, P_2, P_3, \dots, P_n\}, \quad (7)$$

де P_i ($i = 1, 2, \dots, n$) – ознаки, що характеризують конструктивно-технологічні властивості деталі. До них відносяться форма деталі в цілому; ширина, довжина, висота деталі; річний випуск; група складності; матеріал деталі; товщина вихідної заготовки; вид матеріалу вихідної заготовки (лист, смуга, рулон, штучна); маса деталі.

Інформація обробляється за визначеним алгоритмом, дані виводяться у вигляді таблиць розподілу деталей за кожною ознакою класифікації або за сукупністю ознак класифікації. Отримані таблиці служать вихідною інформацією для проведення науково обгрунтованої уніфікації конструктивних елементів деталей, технологічних схем штампування та уніфікації параметрів інструмента.

Дані таблиць розподілу і результати уніфікації конструктивних елементів порівнюються з технологічними можливостями різних видів ГВМ. У такий спосіб обгрунтовується технологічний склад ГВМ на ділянці ГВС і базові маршрути обробки деталей. Розробка маршрутної технології виготовлення конкретної деталі в ГВС здійснюється шляхом виділення її з базової маршрутної технології обробки з використанням різних видів ГВМ.

Для кількісної оцінки раціональності маршрутної та операційної технології виготовлення деталей доцільно використовувати систему показників: K_o – кількість операцій холодного штампування; $K_{m.o.}$ – коефіцієнт технологічної однорідності; K_{BM} – коефіцієнт використання матеріалу; Q_u – циклова продуктивність на головних операціях штампування; g_p – коефіцієнт автоматизації робіт; $D_{o.m.}$ – коефіцієнт оснащеності технологічного маршруту обробки; Π – пропускна здатність (потужність) різних видів ГВМ, що використовуються у маршруті обробки конкретної деталі.

Визначення складу змінних штампів для гнучких виробничих модулів.

Аналіз структури витрат у собівартості виготовлення деталей з листових матеріалів дрібносерійного випуску (до 10 тис. штук) показує, що найбільшу частку (від 40 до 60%) у собівартості мають витрати, пов'язані з проектуванням і виготовленням технологічної оснастки [1]. Тому при проектуванні маршрутної та операційної технології виготовлення деталей з листових матеріалів в умовах ГВС варто орієнтуватися на уніфіковані на-

бори змінних комплектів інструментів і набори робочих частин до змінних штампів послідовної дії.

В загальному випадку з урахуванням впливу геометричних і технологічних чинників сумарне число типорозмірів інструментів для комплексного пробивання отворів на ГВМ-лист у деталях заданої номенклатури подано у вигляді функціонала [1]

$$\sum_{i=1}^l H = f \left(\sum_{i=1}^l R_{om,i}, T_{om,i}, R_{zi}, t_i, \sigma_{bi}, S_i \right), \quad (8)$$

де $\sum R_{om,i}$ - сумарне число номінальних розмірів отворів в заданій номенклатурі деталей; l - число форм отворів в заданій номенклатурі деталей; $\sum R_{om,i}$ залежить від конструктивно-технологічних властивостей деталей конкретної номенклатури, а, отже, має статистичний характер. У той же час на практиці інструмент для комплексного пробивання проектується і виготовляється відповідно до ряду R40 за ГОСТ 8032-84. Таким чином, вибіркове обстеження номенклатури деталей і на цій основі визначення щільності застосовуваних розмірів є резервом для скорочення витрат на проектування і виготовлення інструментів при комплексному пробиванні.

Оперативне комплектування груп деталей.

Однією з найважливіших проблем є підвищення ефективності автоматизації виробничих процесів. Якщо позначити додаткові витрати на автоматизацію $З$, а економію на кожному виробі $\Delta З$, то економічно необхідний обсяг випуску виробів за час, рівний нормативному терміну окупності, складе

$$Q_e = 3 / \Delta З. \quad (9)$$

Дійсний обсяг випуску повинен задовольняти цій умові. У масовому виробництві, як правило, виконується така умова, а в серійному і тим більше одиничному виробництві має місце обернене співвідношення. Забезпечити в цьому випадку умови для автоматизації, аналогічні масовому виробництву, можна тільки за рахунок групування m виробів для обробки на одному ГВМ холодного штампування, тобто

$$\sum_m Q_{di} \geq Q_e. \quad (10)$$

Зі збільшенням кількості найменувань m деталей, об'єднаних у групу, зменшуються витрати на проектування технологічних процесів і витрати на виготовлення комплекту технологічної оснастки. Зменшення частки витрат в структурі технологічної собівартості деталі до рівня ефективного використання ГВМ може бути забезпечене при виконанні такої умови:

$$\sum_{i=1}^m q_i N_{oi} \geq N_{кр,i}, \quad (11)$$

де $N_{кр,i}$ - критичний обсяг випуску деталей, при якому забезпечується їхнє ефективне виготовлення на ГВМ i -го виду.

В результаті розрахунку за визначеним алгоритмом за кожною технологічною системою на базі ГВМ закріплюють групу деталей, що мають технологічну тотожність.

Ефективність ГВМ визначають за відносним скороченням часу на переналагодження устаткування. У масовому виробництві цей час близький до нуля. Отже, для одиничного і серійного виробництва необхідно, щоб виконувалася аналогічна умова, тобто потрібно скоротити приведений час переналагодження: $T_{nn} = T_n / N_{oi} \rightarrow 0$, де T_n - час одного переналагодження; N_{oi} - число деталей у партії запуску. Досягти цього можна або збільшенням партії деталей, або зменшенням абсолютного часу переналагодження за рахунок автоматизації. Першу задачу вирішує головним чином стандартизація конструкції деталей; другу задачу - насамперед групова технологія. Таким чином, групова технологія є базою для автоматизації одиничного і серійного виробництва.

Список літератури: 1. Гибкие технологические системы холодной штамповки. /С.П.Митрофанов, Л.Л.Григорьев, Ю.М.Клепиков и др. Под общ. ред. С.П.Митрофанова.-Л.:Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1987.-280 с. 2. В.О.Матьошник. Конструкторско-технологический анализ деталей из листовых материалов в системе технологической подготовки ГВС. // Научные нотатки: Міжвузівський збірник (За напрямком "Інженерна механіка") - Луцьк: Луцький державний технічний університет, - 1999. - С.167.

ПЕРСПЕКТИВЫ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МАЛОЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ

Матвиенко А.В., Михайлов А.Н.

(ДонГАСА, ДонГТУ, г. Макеевка, г. Донецк, Украина)

Одной из тенденций современного машиностроения является снижение массы машины без потери ее основных качественных показателей. Пути снижения массы машины являются:

- применение новых более легких, но прочных материалов;
- упрощение конструкции машины (например, исключение некоторых ее элементов);
- замена отдельных «жестких» элементов на маложесткие (например, полые валы, гильзы, втулки, диски и т.п.).

Замена жестких элементов машины на маложесткие обуславливает ужесточение требований к последним, что, в свою очередь, переводит их в разряд высокоточных и требует особого внимания при разработке и осуществлении технологического процесса изготовления указанных деталей. Поэтому проблема обеспечения надежности машины, состоящей из маложестких деталей, является прежде всего технологической.

Анализ опыта изготовления маложестких деталей показал, что особое внимание уделяется отклонению формы детали, а потом уже другим качественным характеристикам, но при этом не учитывается весь комплекс факторов, вызывающих эти отклонения. К таким факторам относятся следующие:

1) место и направление действующих на заготовку сил обработки и закрепления, которые вызывают упругие, пластические и тепловые деформации заготовки как в продольном, так и в поперечном ее сечении.

В любом случае, исходя из того, что заготовка состоит по длине из «и» участков, можно рассчитать горизонтальные и вертикальные перемещения участков заготовки:

$$\Delta_z = \sum_i \int \frac{M_{xpi} M_{xi} dz}{E J_x} + \sum_i \int \frac{M_{ypi} M_{yi} dz}{E J_y}, \quad (1)$$

$$\Delta_\phi = \sum \left\{ \sin \phi_i \cos \phi_i \int \frac{M_{xpi} M_{xi} dz}{E (J_x)_i} - \sin \phi_i \cos \phi_i \int \frac{M_{ypi} M_{yi} dz}{E (J_y)_i} \right\}, \quad (2)$$

где M_{xi} , M_{yi} – составляющие момента от единичной силы; E – модуль упругости материала; J_x , J_y – моменты инерций сечений заготовки; M_{xp} , M_{yp} – проекции изгибающего момента от заданной силы на главные центральные оси сечения при повороте заготовки на угол ϕ .

В направлении действия силы: $M_{xp} = M_p \cos \phi$, $M_{yp} = M_p \sin \phi$, в перпендикулярном направлении – $M_{xp} = M_p \sin \phi$, $M_{yp} = M_p \cos \phi$

2) переменная жесткость заготовки из-за:

а) конструктивных элементов:

- по углу поворота – например, поверхность имеет продольные пазы, канавки, отверстия и т.п. Тогда при обработке поверхности из-за различных упругих перемещений возникают отклонения формы, обусловленных переменной жесткостью по углу поворота.

- по длине – например, поперечные канавки, проточки, лыски и т.п. обуславливают переменную жесткость по длине, что при обработке вызывает различное упругое перемещение и в итоге – отклонение продольной формы.

б) переменной толщины стенок (например, заготовок конической формы).

Расчет отклонений формы заготовки в этих случаях можно выполнять по формулам (1) и (2).

Кроме того, переменная жесткость заготовки может служить причиной колебания технологической системы. В этом случае отклонение формы будет иметь сложный характер и его определение целесообразно выполнять экспериментально.

3) температура, возникающая при обработке в теле заготовки, приводит к тепловым деформациям, а несимметричное тепловое нагружение приводит к возникновению различных тепловых напряжений и деформаций в теле заготовки, что обуславливает отклонение формы. Температурную погрешность для деталей типа тела вращения можно определить по формуле: $\Delta_t = \beta t_{cp} D$, где β – коэффициент линейного расширения, t_{cp} – средняя избыточная температура по сечению заготовки, D – диаметр заготовки.

4) изменение глубины резания или деформирования:

а) за счет колебания припуска под обработку. Снятие неравномерного припуска приводит к различной степени пластической деформации (колебания сил обработки), что приводит к возникновению различных напряжений в теле заготовки и обуславливает отклонение формы.

б) за счет изменения жесткости технологической системы или отдельных ее элементов происходит изменение глубины обработки. В этом случае заданная глубина обработки изменяется по следующей зависимости:

$$t_z = t_\phi - t_\phi^* \left(\frac{C}{j_{заг}} + \frac{C}{j_{mc}} \right), \quad (3)$$

где t_z – заданная (настроечная) глубина обработки; t_ϕ – фактическая глубина обработки; C – коэффициент, учитывающий условия обработки; $j_{заг}$ – жесткость заготовки; j_{mc} – жесткость технологической системы (например, инструмента).

5) остаточные напряжения, неравномерность распределения которых в слоях заготовки приводит к деформации заготовки.

6) исходное отклонение формы заготовки.

Перечисленные факторы во многом взаимосвязаны, поэтому при разработке технологических процессов изготовления маложестких деталей необходимо учитывать явления технологического наследования и наследственности [1], которое предполагает, что применительно к высокоточным деталям рассматривается вся совокупность технологических операций, являющихся связи и взаимозависимости параметров, создаваемых на предшествующих и последующих операциях. Для количественного описания технологического наследования могут быть использованы коэффициенты передачи ($k_i = \frac{\Pi_i}{\Pi_{i+1}}$, где k_i – коэффициент передачи свойств с i -й операции,

P_i - свойство заготовки, полученной на i -й операции, P_{i+1} - свойство заготовки, полученное на $(i+1)$ -й операции) или автокорреляционные функции, показывающие степень наследования (взаимосвязи) двух случайных величин - параметров детали.

Анализ технологического процесса изготовления маложестких деталей с позиций технологического наследования и наследственности позволяет выявить «слабые» места в технологической операции или процессе, рассчитать отклонения параметров детали, но вопрос ликвидации погрешностей или их уменьшения остается малоизученным [2-5], а потому открытым.

Таким образом, на основании вышеизложенного можно сделать следующий вывод - маложесткие детали весьма чувствительны к изменению их напряженно-деформированного состояния под действием силовых и температурных факторов, проявляющихся в процессе их обработки. Поэтому, обеспечив равновесное напряженно-деформированное состояние заготовки на всех стадиях ее обработки можно обеспечить требуемые качественные характеристики детали, исходя из того, что точностью в наилучшей степени можно управлять при обработке резанием, волнистостью - при алмазно-абразивной и отделочно-упрочняющей обработках, параметрами шероховатости - при всех методах обработки, физико-механическими свойствами поверхностного слоя - при отделочно-упрочняющей обработке ППД, т.е другими словами - только после того, как будет обеспечена «жесткость» маложестких деталей можно обеспечить их качество изготовления.

Пути решения данной проблемы могут быть следующие:

- 1) поиск рациональной схемы базирования и закрепления (рис.1).
- 2) поиск рациональной схемы и способа технологического воздействия. Например, уменьшать погрешности за счет изменения направления действия сил обработки - использовать направление подачи инструмента «на растяжение» детали, использовать многоинструментальную обработку и т.д., использовать эффективные способы обработки пластическим деформированием (например, [6]) и т.д.
- 3) анализ вида и способа подачи СОТС (смазочно-охлаждающие технологические средства) для обработки с целью уменьшения температурных деформаций;
- 4) уменьшение исходной погрешности формы заготовки путем предварительной калибровки, комбинированной обработки «резание-пластическое деформирование» и т.д.;
- 5) использование виброгасителей;
- 6) использование конструктивных элементов (пазов, отверстий, лысок и т.п.) в технологических целях с целью «выравнивания» жесткости

детали, имеющей переменную жесткость.

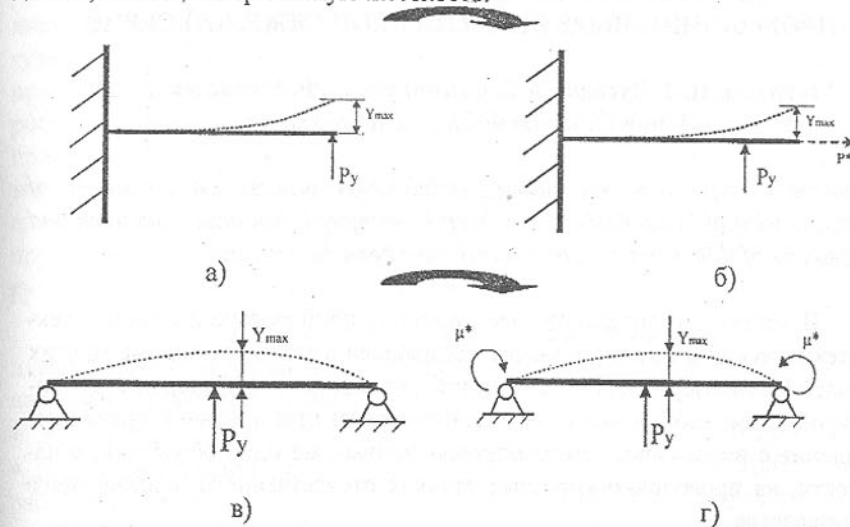


Рис.1. Схемы закрепления (P_y - радиальная составляющая силы обработки, P^* , μ^* - дополнительные растягивающая (или сжимающая) сила и момент соответственно, создаваемые специальными устройствами)

Таким образом, при разработке технологического процесса изготовления маложестких деталей необходимо решать ряд задач по управлению и обеспечению их «жесткости» в процессе обработки с учетом явлений технологической наследственности и наследования.

Список литературы: 1. Дальский А.М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин. - М.: Машиностроение, 1975. - 327 с. 2. Бохонский А.И., Вохмянин А.Н. Управление деформированием нежестких деталей при токарной обработке: Монография. - Севастополь: Изд-во СевГУ, 1999. - 240 с. 3. Тараненко В.А. Обработка нежестких деталей при приложении растягивающего усилия // Станки и инструмент. - 1978, - №.8. - С. 24-25. 4. Пашков Е.В. Технологические приемы повышения точности обработки тонкостенных цилиндрических деталей. - Киев: Знание, 1980 - 24 с. 5. Подпоркин В.Г. Обработка нежестких деталей. - Л.: Машгиз, 1959. - 159 с. 6. Матвиенко А.В. Повышение эффективности изготовления тонкостенных резьбовых изделий. Дис. канд. техн. наук. - 05.02.08. - Макеевка, 1999. - 178 с.

ОСВОЕНИЕ ПРОИЗВОДСТВА ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ПРОВОЛОЧНО-ВЫРЕЗНЫХ СТАНКОВ ТЯЖЕЛОЙ СЕРИИ

Матросов Н.И. Дугадко А.Б. Сенинкова Л.Ф. Медведская Э.А.
Попов О.В. (ДонФТИ, г.Донецк, Украина)

Influence of the combined gauging-stabilization process on properties of precision wire of brass CuZn37 has been investigated. Rational conditions and procedures of thin brass wire treatments have been determined.

В машиностроительной, электронной, приборостроительной, электротехнической и других отраслях промышленности изготовление многих деталей (миниатюрных $H < 10$ мм и габаритных $H \gg 100$ мм), инструментальной штамповой оснастки осуществляется на прецизионном уровне исполнения с использованием электроэрозионных методов обработки, в частности, на проволочно-вырезных станках отечественного и импортного производства.

Для большей части электроэрозионных станков инструментом служит латунная проволока в диапазоне диаметров 0,050 - 0,35 мм в мягком, полутвердом и твердом состоянии. Для электроэрозионной обработки (ЭЭО) крупногабаритных деталей на станках тяжелых серий чаще применяют проволочный электрод-инструмент (ПЭИ) диаметром 0,3 - 0,35 мм на катушках в отрезках до 52,5 км. Качество обработки, основные показатели процесса ЭЭО существенным образом зависят от характеристик ПЭИ. Он должен: иметь равновесное структурно-напряженное состояние (форму, близкую к прямолинейной), стабильность свойств по длине проволоки; обладать высокой точностью (отклонением диаметра не более 2 мкм) и чистотой поверхности ($R_a \leq 0,16$ мкм), повышенными прочностными (500 - 1000 МПа) и упругими свойствами.

Получение такого ПЭИ является актуальной проблемой, решение которой требовало проведения работ по совершенствованию технологии и технологического оборудования: модернизации устройств с целью улучшения качества при увеличении объема проволоки на катушке; определения рациональных режимов температурной стабилизации с обеспечением требуемых характеристик прочности; исследования условий и параметров стыковой сварки тонкой латунной проволоки.

Технологическое оборудование для изготовления прецизионной равновесной проволоки включает в себя следующие основные узлы: генератор высокого давления на базе насоса УНГР-3000; блок высокого давления; приемное устройство; приставку стабилизации с источником питания постоянного тока; размоточный механизм.

Тянувший барабан и приемная катушка приводятся во вращение индивидуальными электрическими приводами, допускающими широкое регулирование скорости тянущего барабана, работу с пониженной скоростью при заправке установки, плавное и быстрое ускорение с заправочной скорости до рабочей, автоматическую установку рабочей скорости барабана и приемной катушки в соответствии с выбранным режимом. Конструкция токоподвода для нагрева проволоки выполнена в виде вращающегося ролика, изготовленного из бронзы, ступица которого контактирует с подпружиненными угольными щетками. В качестве деформирующего инструмента используются обычные алмазные волокна.

Технологические характеристики установки:

диаметр исходной проволочной заготовки	мм	от 0,11 до 0,45
параметры готовой проволоки	мм	
• диаметр		от 0,1 до 0,4
• предельные отклонения		0,002
рабочее давление	МПа	80 - 200
диаметр приемной катушки	мм	
• минимальный		62,5/100
• максимальный		250/350
диаметр тянущего барабана	мм	160
диаметр отклоняющих роликов	мм	90
длина раскладки	мм	от 100 до 200
скорость волочения	м/с	от 0 до 2
усилие волочения	Н	от 0 до 90
усилие намотки	Н	от 0 до 30
степень единичного обжатия	%	от 10 до 40
база нагрева	мм	1250
рабочий ток нагрева	А	от 0 до 10
установочная мощность	кВт	1 x 5,05 2 x 0,55

Для достижения необходимых свойств ПЭИ предложена и реализована технология изготовления, суть которой заключается в использовании на финишных стадиях производства гидростатического волочения (волочения через две волокна под гидростатическим давлением смазки), совмещенных операций калибровки гидростатическим волочением и стабилизации путем термомеханического воздействия в условиях скоростного нагрева прямым пропусканием электрического тока и растяжения (Рис.).

Для увеличения массы одномерного отрезка на катушке (обеспечения непрерывности процесса ЭЭО) применяется контактная сварка с использованием машины для сварки проволоки в стык типа DSTA (Герма-

ния). Сварка осуществляется прижатием свариваемых концов друг к другу, которые в результате прохождения тока нагреваются в местах соприкосновения. С целью получения качественных сварных соединений исключительно важно соблюдение следующих условий: свариваемые концы должны иметь одинаковое сечение и чистые поверхности; обе свариваемые поверхности должны быть плоскими; концы в зажатом состоянии должны находиться соосно друг относительно друга и соприкасаться в середине между контактными колодками. Для наблюдения за качеством подготовки и сварки сварочный аппарат должен быть снабжен увеличительной лупой и осветительной лампой.

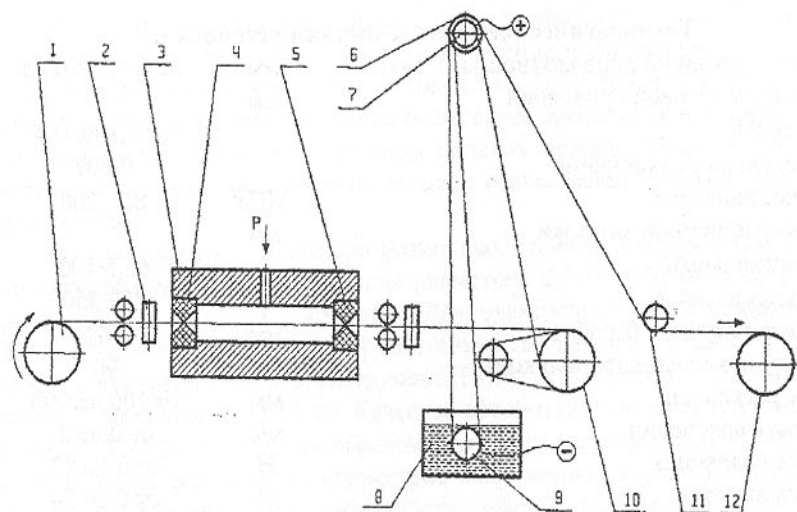


Рис. Схема совмещенного процесса гидростатической калибровки - стабилизации: 1 - размоточный механизм с заготовкой, 2 - направляющие ролики, 3 - блок высокого давления, 4, 5 - деформирующие волокна, 6, 9 - электроконтактные ролики, 7 - поворотный ролик, 8 - ёмкость для охлаждения, 10 - тянущий барабан, 11 - раскладчик, 12 - приёмная катушка.

Технологические условия и параметры определены на основе анализа физико-механических свойств, характеристик равновесности, точности диаметра, шероховатости поверхности и величины напряжений волочения.

Исходная проволоочная заготовка из латуни Л63, диаметр 0,36...0,4 мм, предел прочности на разрыв 1100 МПа, относительное удлинение ~ 1,6 %.

Степень калибрующего обжатия 10 - 30 %, скорость волочения 1,0 ... 2,0 м/с, гидростатическое давление рабочей среды (МПа), соответственно, для степени обжатия 10, 20 и 30 % и скорости 1 и 2 м/с: 90...120, 130...160, 170...200 и 80...110, 110...140, 140...170.

В качестве рабочей среды рекомендуется применение маловязких трансформаторного и индустриального масел.

Плотность пропускаемого постоянного тока для низкотемпературной стабилизации - 75...100 А/мм², высокотемпературной стабилизации - 110...125 А/мм². Величина токового режима значительным образом зависит от условий контакта проволоки и токоподводящего элемента, от состояния поверхности с тенденцией повышения при обработке проволоки с окисленным поверхностным слоем. При увеличении (уменьшении) скорости волочения в n раз рабочие параметры электрического тока увеличиваются (уменьшаются) примерно в $\sqrt{n}$ раз.

Величина механического воздействия составляет 5 - 10 % от величины разрывного усилия, соответственно при низкотемпературной и высокотемпературной стабилизации.

Рациональными режимами сварки латунной проволоки диаметром 0,3 - 0,35 мм следует считать: плотность тока $j = 40 - 50$ А/мм² (деление шкалы машины 5 - 6), удельное давление осадки $F = 15 - 20$ МПа (деление шкалы 4 - 5), длина нагреваемого конца проволоки $S = 2 \dots 4$ и длительность нагрева $t = 0,2 \dots 0,3$ с.

Разработанный метод гидростатической калибровки обеспечивает деформацию в условиях трения с тонким слоем смазки и проявления гидростатического эффекта жидкости высокого давления при благоприятном противонапряжении. Это способствует повышению равномерности деформации, снижению температуры в очаге деформации и, как следствие, снижению напряжений I и II рода в проволоке, накопленных в процессе предшествующей обработки; выравнивает в определенной мере механические свойства, способствует достижению высокой точности и стабильности размера, однородной бездефектной поверхности. Откалиброванная проволока с жестким (не более 2 мкм) полем допуска на диаметр и низким уровнем остаточных напряжений нагревается в интервале температур, обеспечивающих требуемый уровень механических свойств, и одновременно растягивается в продольном направлении в пределах другой деформации, затем быстро охлаждается. При этом проволока выпрямляется (устраняется кривизна), формируются её повышенные упругие свойства.

Оценка структурно-напряженного состояния и других свойств по результатам рентгеноструктурного анализа, оптической металлографической микроскопии, испытаний механических свойств (s_b , d , s_r) и контроля геометрии, характерных для равновесной (прямолинейной) прецизионной проволоки при реализации данного метода с разработанными рациональными технологическими режимами, свидетельствует о соответствии лучшим мировым аналогам.

Для стабилизированной в оптимальном режиме проволоки искажения кристаллической решетки (микронапряжения II рода) сняты либо весьма незначительны. Для проволоки, полученной традиционными методами волочения и термообработки, микронапряжения II рода на порядок выше.

В силу специфики термомеханического воздействия после скоростного электронагрева совместно с растяжением и затем быстрого охлаждения структура характеризуется более мелким зерном. При такой структуре повышаются упругие свойства (на 11-18 % по сравнению с традиционными методами), выравнивается уровень механических свойств по длине проволоки. Разброс значений предела прочности и относительного удлинения по длине стабилизированной проволоки не превышают, соответственно, 40 МПа и 0,4%, предельные отклонения диаметра номинальным размером 0,33 мм при этом составляют не более 0,002 мм, шероховатость поверхности не более 0,16 мкм.

В силу той же специфики теплового воздействия при электронагреве, когда тепловая энергия генерируется одновременно в каждом элементе объема, исключаются термические напряжения I рода.

Таким образом равновесность состояния и прямолинейность формы достигаются за счет высокой точности диаметра проволоки, исключения термических напряжений (напряжения I рода), снятия структурных напряжений (напряжения II рода) и формирования мелкоячеистой ориентированной структуры, обуславливающей однородность (стабильность) механических свойств по длине проволоки и повышенные упругие свойства.

Осуществление процесса обработки проволоки на основе предложенных, разработанных и реализованных технологических и конструктивных решений позволило решить задачу по организации отечественного производства принципиально нового вида продукции взамен импортируемого, получению равновесной электродной проволоки из латуни Л63 для проволочно-вырезных электроэрозионных станков тяжелой серии в одном отрезке длиной до 52,5 км (весом до 45 кг) на пластмассовых катушках диаметром 350 мм и длиной укладки 200 мм.

Список литературы: 1. Матросов Н.И. Сенникова Л.Ф. Дугадко А.Б. Влияние режимов совмещенного процесса калибровки стабилизации на свойства высокоуглеродистой проволоки. ФТВД 1997, т.7 № 4 стр. 93 - 100. 2. Матросов Н.И. Сенникова Л.Ф. Павловская Е.Д. Структурно-технологические аспекты стабилизации прецизионной проволоки. ФТВД 1997 т.7 № 3 стр. 72 - 76.

ПРИМЕНЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПРОВОЛОКИ

Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф., Медведская Э.А. (ДонФТИ, г.Донецк, Украина)

Data are given on possible applications of hydromechanical processing methods for the obtaining of wire.

Существующие традиционные методы обработки во многих случаях не могут обеспечить необходимое качество проволоки и уровень её эксплуатационных характеристик.

Новые возможности открываются при использовании методов обработки с применением жидкости высокого давления, обеспечивающих повышение технико-экономических показателей проволочного производства на основе повышения выхода годного продукта, улучшения с максимальной равномерностью в продольном и поперечном направлениях физико-механических свойств, повышения качества поверхности и точности геометрических характеристик, обеспечения равновесного структурно-напряженного состояния проволочных изделий.

Наиболее перспективными, развиваемыми в последние 10 лет и использующими воздействия высоких гидростатических давлений в производстве проволоки специального ответственного назначения, являются технологии (технологические схемы) деформации проволоки в непрерывном режиме:

- комбинированный процесс непрерывной деформации в условиях действия высоких гидростатических давлений, механических сил подпор и волочения;
- гидростатическое волочение через две волоки;
- гидростатическое волочение через три волоки (волочение в поле сжатой жидкости);
- низкотемпературное гидростатическое волочение (с предварительным охлаждением заготовки до -196°C);
- гидростатическое волочение с нагревом заготовки;
- комбинированный процесс гидростатической калибровки и термомеханической стабилизации путем электронагрева и растяжения.

Значительный интерес для решения задач интенсификации технологии получения прутков и проволочной заготовки, повышения их качества, представляет метод обработки с одновременным приложением к обрабатываемому металлу гидростатического давления и механических сил подпора и волочения.

Процесс заключается в заталкивании исходной заготовки в камеру высокого давления через уплотнительный узел с помощью подающего устройства, расположенного вне камеры высокого давления. При этом к изделию на выходе прикладывается усилие волочения. Уплотнение заготовки в контейнере осуществляется уплотнительной матрицей, где заготовка подвергается обжатию $\approx 1-3\%$.

Наиболее оптимальные условия, максимальный эффект достигается при значениях, превышения радиального давления над осевым на величину предела текучести материала заготовки с учетом упрочнения. Технологическая возможность непрерывного процесса установлена при гидромеханической обработке катанки из быстрорежущей, пружинной и коррозионностойкой сталей при давлении до 800 МПа. Достигнута степень деформации $\approx 50\%$ с реализацией в процессе гидропрессования жидкостного режима трения (0,02 – 0,03) в зоне формоизменения материала, что позволяет получать изделия с улучшенным качеством поверхности на уровне требований ГОСТ 14955-77.

Исследование физико-механических свойств свидетельствует об удовлетворительном качестве изделий из труднодеформируемых материалов, полученных непрерывной гидромеханической обработкой.

Существенно важным для решения проблем непрерывности процесса гидропрессования является создание надежных устройств для подачи заготовки. Для обеспечения непрерывности процесса необходимо одновременно подавать заготовку в камеру высокого давления и прикладывать осевую нагрузку, пропорциональную величине давления, сохраняя при этом качество исходной поверхности заготовки и обеспечивая продольную её устойчивость.

Для реализации поставленной цели разработан целый ряд конструкций подающих устройств, из которых следует выделить подающе-тяговое устройство гидравлического типа. Конструкция обеспечивает продольную устойчивость подаваемой заготовки в широком диапазоне осевых напряжений подачи, в частности, близких к пределу текучести материала заготовки.

Продольная устойчивость заготовки обеспечивается применением оригинальной направляющей проводки, а стабилизация параметров подачи (скорости и усилия) – гидравлической системой управления. Основные характеристики установки для непрерывной гидромеханической обработки: скорость подачи 0,1...0,5 м/с, осевое усилие подачи 30 кН, максимальное удельное контактное давление на заготовку в зажимах – 140 МПа, рабочий ход зажимов 250 мм, скорость отвода зажимов – 0,25...1,25 м/с, количество зажимов – 2, длина зажима – 100 мм, мощность привода 7,0 кВт, давление масла в системе гидропривода 10 МПа.

С помощью указанной установки реализованы схемы гидростатической калибровки проталкиванием, гидромеханического прессования, гидростатического волочения с подпором [1-2].

Для осуществления гидростатического волочения создано малогабаритное промышленное технологическое оборудование насосного и прессового типа. Технологическая оснастка обеспечивает облегченное обслуживание, позволяет использовать волокна традиционной конструкции. Гидростатическое волочение тонкой (0,1...0,4 мм) проволоки реализуется при давлении рабочей среды 100...500 МПа, степени обжатия в рабочем волокне 10-40 % и скорости волочения 0,5...2 м/с. Деформация осуществляется в мягких условиях при снижении напряжений волочения до 30% по сравнению с обычным волочением. Точность, предельное отклонение диаметра калибрования образцов превышает уровень показателей отечественных и находится на уровне лучших зарубежных аналогов. Гидростатическое давление, повышая технологическую пластичность, снижая образование внешних и внутренних дефектов, локальные деформации и нагрев проволоочной заготовки, способствует интенсивности упрочнения и расширяет границы упрочнения.

Гидростатическое волочение микропроволоки из электротехнического сплава AlSi1 показало, что деформация с боковым давлением при водит к формированию более равномерной макро и микро структуры материала, снижению его дефектности. Это положительное влияние обусловит перспективу создания качественно лучших исходных материалов (контактной микропроволоки) для микроэлектронной техники [3].

Применение метода гидростатического волочения при обработке тонкой проволоки из молибдена позволяет увеличить в 1,5 раза скорость волочения, достигнуть обжатия за проход до 40 %, что в 1,75 раза снижает количество переходов по сравнению с традиционной технологией горячего волочения. Наилучшие результаты достигаются при давлениях рабочей среды, превышающих пороговое давление для обрабатываемого материала. Повышение механических свойств тонкой проволоки из молибдена при температуре 200...1200°C и 1600...2000°C на 15...30 % по сравнению с горячим волочением происходит за счет снижения межзеренного охрупчивания молибдена в процессе его холодной пластической деформации, возможной при гидростатическом волочении с противодействием [4].

Эффективным способом достижения высокой прочности тонкой проволоки из аустенитных сталей является деформация её гидростатическим волочением при комнатной и, особенно, при отрицательных температурах. Деформация в таких условиях создает термодинамические предпосылки для более интенсивного развития мартенситного превращения, формирования структуры на основе дисперсных выделений дислокаций и

вторичных фаз. Процесс мартенситного превращения при этом завершается в основном при 75 % деформации. Дальнейшее повышение прочности выше этой степени деформации связано с механизмом наклепа образованного мартенсита, его структурными изменениями и структурными изменениями матричного аустенита, с большей величиной искаженности кристаллических решеток α и ϖ - фаз при охлаждении заготовки [5].

Сочетание гидростатической деформации при отрицательной температуре с последующим старением позволяет получить проволоку диаметром 0,1 мм из стали 12Х18Н10Т с пределом прочности 2720 МПа и стали Х19АГ10С2 с пределом прочности 4000 МПа, что является высоким уровнем для данного класса сталей [6, 7].

Весьма интересны результаты исследований совместного влияния давления и температуры на пластичность металлов, из которых следует, что эффективность действия давления возрастает с повышением температуры. Применение предварительного электронагрева проволоочной заготовки из латуни Л63 и вольфрама ВА снижает величину напряжений волочения соответственно от 1,6 до 3 раз [8].

Совместное воздействие давления и температуры низкого отпуска в совмещенном процессе калибровки гидростатическим волочением и термомеханической стабилизации электроконтактным нагревом и растяжением высокоуглеродистой проволоки приводит к повышению на 10-15 % значений временного сопротивления на разрыв, повышению стабильности механических свойств (разброс снизился с 10 % до 3-5 % и составил 80-140 МПа) и обеспечению точности и прямолинейности формы проволоки, её равновесного состояния. Эффект упрочнения в зависимости от предыстории обработки проволоочной заготовки связывается превращениями, характерными для деформационного старения и изменением структурного состояния мартенсита при нагреве.

Разброс значений прочности по длине стабилизированной по указанному методу прецизионной проволоки из латуни Л63 не превышает 40 МПа, предельные отклонения диаметра при этом составляют не более 0,002 мм, упругие свойства проволоки возрастают на 11-18 %. Равновесность состояния и прямолинейность формы достигаются за счет высокой точности диаметра проволоки, исключения термических напряжений (напряжений I рода), снятия структурных напряжений (напряжений II рода) и формирования мелкоячеистой ориентированной структуры, обуславливающей однородность (стабильность) механических свойств по длине проволоки и повышенные упругие свойства [9, 10].

Технологические процессы гидростатического волочения, калибровки гидростатическим волочением и термомеханической стабилизацией электроконтактным нагревом, применяются в производстве прецизионной

высокопрочной равновесной проволоки из стали 70 диаметром 0,15 и 0,18 мм для абразивной резки кристаллов и прецизионной равновесной проволоки из латуни Л63, в твердом, полутвердом и мягком состояниях материала, диаметром 0,2...0,35 мм для электроэрозионной обработки на проволоочно-вырезных станках. Анализируемые новые методы гидромеханической обработки проволоочных изделий являются перспективными и для производства проволоки ответственного назначения из коррозионностойких сталей, тяжелых цветных металлов и других труднодеформируемых материалов и сплавов.

Список литературы: 1. Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф. Влияние процесса непрерывного гидропрессования на физико-механические характеристики проволоки. ФТВД 1986 № 22 с. 78-79. 2. Матросов Н.И., Раханский Г.А., Чернышев В.А. и др. Стабилизация параметров подачи заготовки при непрерывной гидромеханической обработке. ФТВД 1991 т.1 № 3 с. 100-103. 3. Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф. Свойства тончайшей проволоки на основе алюминия, полученной гидростатическим волочением. ФТВД 1996 т.6 № 4 с.91-94. 4. Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф. Свойства проволоки из молибдена, полученной с применением высоких гидростатических давлений. ФТВД 1994 т.4 № 3 с. 98-102. 5. Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф. Влияние термомеханической обработки на структуру и фазовый состав тонкой проволоки из нержавеющей стали. ФТВД 1994 т.4 № 3 с. 102-107. 6. Матросов Н.И., Дугадко А.Б., Сенникова Л.Ф. Упрочнение тонкой проволоки из коррозионно-стойкой стали аустенитного класса. ФТВД 1992 т.2 № 1 с. 98-102. 7. Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф., Дугадко А.Б. Упрочнение проволоки из азотистой стали при различных методах обработки. ФТВД 1992 т.2 № 3 с. 97-103. 8. Матросов Н.И., Дугадко А.Б., Сенникова Л.Ф. и др. Гидростатическое волочение с нагревом заготовки. ФТВД 1996 т.6 № 4 с.95-99. 9. Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф., Дугадко А.Б. и др. Влияние режимов совмещенного процесса калибровки-стабилизации на свойства высокоуглеродистой проволоки. ФТВД 1997 т.7 № 4 с. 93-100. 10. Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф., Павловская Е.А. Структурно-технологические аспекты стабилизации прецизионной проволоки. ФТВД 1997 т.7 № 3 с.72-76.

ВЛИЯНИЕ ИОННО-ЛУЧЕВОЙ ОБРАБОТКИ НА ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАТЕРИАЛОВ

Машков Ю.К., Блесман А.И., Гладенко А.А., Овчар З.Н. (ОмГТУ, г. Омск, Россия)

At present, the method of ion alloying of surface layers is widely used for the desired change of various properties of materials. Localization of tribo processes in this subsurface region defines the efficiency of use of ion-beam treatment of materials for diminishing of friction and wear in tribocouplings.

Основой ускорения научно-технического процесса является разработка и внедрение прогрессивных технологий и их использование в выпуске высокоэффективной техники нового поколения.

В связи с этим первостепенное значение приобретает решение задач повышения износостойкости и долговечности узлов трения, поскольку этими характеристиками определяется, в основном, срок службы машин и механизмов.

В современной триботехнике разработано большое число методов и средств повышения износостойкости узлов трения, в том числе и металлополимерных. Однако их реализация часто затруднена вследствие ограничения условий применения или избирательного действия. Использование ионной имплантации в сфере трибологии позволяет не только улучшать свойства поверхностей, но и изучать природу явлений на них. Поэтому исследовательские работы по направленному изменению свойств материалов, в том числе триботехнических, весьма актуальны по своему научному содержанию и практической значимости.

Практическое применение ионной имплантации для решения задач триботехники требует дальнейшего развития этого способа с целью разработки методик выбора имплантируемого вещества, режимов процесса модифицирования применительно к конкретным материалам и конструкциям на основе теоретических представлений о процессах взаимодействия ускоренных частиц с твердым телом. В рамках теории Линдхарда-Шарфа-Шиотта, Зигмунда и других возможен расчет параметров процесса ионно-лучевой модификации, которые оказывают существенное влияние на триботехнические характеристики материалов.

Важное значение в развитии метода ионной имплантации имеет создание высокоэффективных, технологически надежных импланторов, обеспечивающих имплантацию ионов любого сорта в поверхность широкого класса материалов. Для технологических целей целесообразно использование, наряду с газоразрядными, твердотельных дуговых частотно-импульсных ионных источников, отличающихся рядом эксплуатационных

преимуществ.

Теоретическое рассмотрение проблемы и соответствующие расчеты позволили обосновать рекомендации по выбору сорта ионов, их энергии и дозы. Учтено влияние этих факторов на известные закономерности процессов трения и изнашивание и физико-механические свойства трущихся поверхностей. Учитывая правило положительного градиента механических свойств трущегося тела (правило Ребиндера), желательно, чтобы приработочную стадию проходил тончайший менее упрочненный поверхностный слой, а при установившемся трении работал более упрочненный, с большим содержанием импланта, несущий сформировавшуюся на стадии приработки пленку фрикционного переноса, состоящую из продуктов износа полимерной детали и микрочастиц контртела. Для реализации такого условия целесообразно получить с помощью имплантации симметричное распределение ионов по пробегаем, что достигается соответствующим выбором комбинаций "ион-мишень" и энергии импланта.

Эту же задачу можно решить поочередной имплантацией ионов с различными энергиями. Из ряда материалов, используемых в качестве импланта для данной мишени, необходимо выбрать с помощью расчета те из них, для которых пробеги в мишени максимальны. Если при этом выбранный имплант будет обладать высокой поверхностной энергией, то это обеспечит быстрое формирование пленки фрикционного переноса в процессе приработки, а также хорошее ее сцепление с модифицированной поверхностью металлического контртела. Глубина проникновения ионов с энергиями, лежащими в обычном технологическом диапазоне, достигает десятых долей микрона, что оказывается вполне достаточным для улучшения триботехнических свойств. Использование ионов с такими энергиями с одной стороны обеспечивает упрочнение достаточно глубокого слоя, а с другой - не ухудшает микрорельеф поверхности.

Поскольку имплантация ионов в шероховатую поверхность для микровыступов и микровпадин неодинаково эффективна, целесообразно вести ионное легирование до насыщения поверхности имплантом, порог которого определяется распылением.

В работе исследовано влияние параметров процесса имплантации на микротвердость и микрогеометрию алюминиевого сплава В95 и стали 12Х18Н10Т. Кроме того, предложена и обоснована комплексная обработка алюминиевого сплава, заключающаяся в предварительной химической обработке поверхности трения с последующей имплантацией. Полученные результаты, особенно их теоретические аспекты, могут быть применены и к другим, сходным по составу сталям и алюминиевым сплавам.

Результаты изменения микротвердости показывают, что при имплантации ионов в поверхностном слое образуются новые твердые растворы,

что приводит к увеличению микротвердости вплоть до достижения доз, близких к насыщению.

Для определения влияния ионной имплантации на микрогеометрию поверхности в образцы исследуемых материалов имплантировались ионы молибдена с энергией 25-50 кэВ. Результаты показывают, что степень изменения параметров шероховатости значительно зависит от исходной шероховатости образцов. Например, поверхности, полученные точением, в отличие от шлифованных, имеют высокие микровыступы с большим шагом между ними. Поэтому распыление поверхности приводит к тому, что заметно изменяется как высота микровыступов так и их средний радиус.

На оснований полученных экспериментальных данных для сплавов В95 и 12х18Н10Т можно заключить, что параметры шероховатости для алюминиевого сплава изменяются при ионной имплантации значительно, чем для нержавеющей стали. Это связано с различием масс атомов алюминия, железа и молибдена, входящих в сплавы и энергии связи. Этим же объясняется и то, что наибольший рост коэффициента распыления для сплава 12х18Н10Т приходится на область более высоких энергий ионов. Это особенность изменения коэффициента распыления, очевидно, должна наблюдаться и при имплантации других ионов.

При ионно-лучевом модифицировании алюминиевых сплавов с целью увеличения износостойкости металлополимерных пар трения было учтено наличие плотной оксидной пленки на алюминиевых поверхностях, которое затрудняет ионное легирование. Кроме того, обладая высокой твердостью, частицы оксида алюминия в случае разрушения пленки при трении инициируют процессы микрорезания.

Д. Бакли исследовал образование частиц износа на поверхности монокристалла алюминия при скольжении по ПТФЭ [1]. Исследования показали, что даже при трении с мягким полимером (ПТФЭ) на поверхности алюминия образуется трещина, имеющая вид прямой линии. По мере образования трещин на поверхности алюминия вырываются клинообразные фрагменты материала и внедряются в поверхность полимера. Таким переносом и внедрением частиц алюминия в ПТФЭ Д. Бакли объясняет наблюдаемое им увеличение коэффициента трения во времени; считается, что в результате переноса большого количества частиц алюминия на части контактирующих поверхностей осуществляется скольжение алюминия по алюминию. В тоже время при скольжении вольфрама по ПТФЭ в аналогичных условиях коэффициент трения остается практически постоянным. Частицы алюминия находятся в сильно наклепанном состоянии и обуславливают дополнительную деформацию (пропахивание) поверхности алюминия. Аналогичные повреждения поверхностей трения алюминиевых деталей наблюдались нами при испытании металлополимерных узлов трения

[2,3].

Результаты испытания и физико-химические свойства алюминиевых сплавов указывают на целесообразность предварительной перед имплантацией химической обработки, например, в растворе NaOH, где происходит растворение Al_2O_3 . Алюминий в виде алюмината натрия выходит в раствор, а поверхностный слой обогащается оксидами легирующих элементов в мелкодисперсной фазе. Для получения информации о количественном составе равномерности распределения элементов и изменении топографии были проведены исследования на электронном микроскопе с рентгеновским микроанализатором "Hitachi, ХМА-5В". Полученные концентрационные кривые наглядно свидетельствуют как о значительном увеличении концентрации легирующих элементов так и более равномерном их распределении по поверхности после химической обработки.

Кроме того, при наблюдении на экранах видео-контрольных устройств прибора одновременно топографии поверхности и распределение исследуемых элементов, было установлено, что химическая обработка приводит к сглаживанию микронеровностей и к рандомизации легирующих элементов. Следует отметить, что легирующие элементы, такие как Mg, Si, Zr, по своим физико-химическим свойствам являются элементами, способствующими образованию благоприятных трибоструктур при фрикционном взаимодействии.

Однако адгезионная связь оксидов легирующих элементов с основой достаточно слаба, что приводит к быстрому изнашиванию дисперсной фазы оксидов и появлению в зоне фрикционного контакта материала основы. Для усиления адгезионного взаимодействия травленных поверхностных слоев с подложкой целесообразно модифицирование этой поверхности с целью образования износостойких структур методом ионной имплантации. Положительные результаты были получены на стендовых испытаниях имплантированных цилиндров, которые после травления обрабатывались спиртовой суспензией карбофторида, который, являясь поверхностно-активным веществом, обладает способностью диффундировать на сравнительно большие глубины и, в силу поверхностной активности, способствуют скорейшему образованию пленки фрикционного переноса на этапе приработки.

С целью улучшения условий приработки пары трения и исключения образования рисков исследовали влияние нанесения порошкообразного дисульфида молибдена на рабочую поверхность цилиндров перед ионной имплантацией. Для этого после операции травления поверхность трения цилиндров натирали порошком дисульфида молибдена и подвергали ионной бомбардировке. Находящийся на поверхности MoS_2 под воздействием ускоренных ионов частично имплантируется в поверхность методом ато-

мов отдачі, друга частина MoS_2 , завдяки адгезійному взаємодію, закріплюється на поверхні. Завдяки цьому дисульфід молибдена зберігає властивості твердої смазки і покращує умови приробки манжет з імплантованими циліндрами.

Випробування оброблених таким чином циліндрів на стенді при перепадах тиску робочого газу від 2,0 до 6,0 МПа показали, що приробка проходить нормально, робочі поверхні після випробувань не мають ніяких пошкоджень, в тому числі рисок, покриті плівкою фрикційного переносу, що містить імплантовану медь. Хороші результати дає також імплантація цирконія.

Аналогічні теоретичні та експериментальні дослідження були проведені для деяких конструкційних сталей, що застосовуються, зокрема, нафтоперекачуючих насосів. Проведені експерименти підтвердили підвищення робочості таких пар тертя в відповідності з використаними теоретичними рекомендаціями по вибору енергії, дози та сорту іонів. Проведені рентгеноструктурні аналізи показали, що в результаті іонно-лучової обробки з вибраними параметрами в поверхневому шарі з'являються рентгеноаморфні області, а також реалізується радіаційно-стимульоване дефектоутворення.

Ефективність застосування іонної обробки поверхонь тертя була підтверджена стендовими та натурними випробуваннями трибоузелів в складі серійних виробів.

Список літератури: 1. Бакли Д. Поверхнісні явища при адгезії та фрикційному впливі. - М: Машинобудування, 1986. - 360 с. 2. Blesman A.I., Gladenko A.A., Mashkov Y.K. Increase of wear resistance of metal-polymeric friction nodes by ion-beam implantation method. 10 Intern. Conf., on Surface modification by Ion Beams: Gatlinburg, USA, 1997.- p.168. 3. Блесман А.И., Байбарацкая М.Ю. Модифицирование металлических поверхностей трения с целью повышения износостойкости пар трения. Трение и износ, т. 19, №4, 1998. - с. 448 - 453.

ЕНЕРГОВИТРАТИ СИСТЕМИ ГОЛОВНОГО ПРИВОДА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ

Мельничук П.П., Кондричин Ю.О. (ЖІТІ, м. Житомир, Україна)

In article the power expenditure of main drive of lathes in the process of accomplishment of technological operation are considered. Particular attention to power expenditure drive in idling is fixed.

Система головного привода металорізального верстата з основним джерелом енергії, необхідної для здійснення робочого процесу – різання металу, питання економії якої є досить актуальним при розробці технологічної операції. Система головного привода передає і сприймає найбільші навантаження (у порівнянні з іншими системами верстата) при достатньо високих швидкостях руху її елементів. Витрачання електроенергії відбувається, головним чином, в період машинної обробки заготовки, коли електродвигун застосовується для продуктивного механічного руху робочих органів верстата і в період часу роботи на холостому ході. В ці періоди двигуном витрачаються відповідні потужності: різання – N_p та холостого ходу – N_{xx} , що визначають рівень відповідних енерговитрат в ці періоди: E_p і E_{xx} . Таке розподілення потужностей, як приклад, під час виконання переходу зовнішнього поздовжнього точіння фрагментно показано на рис.1

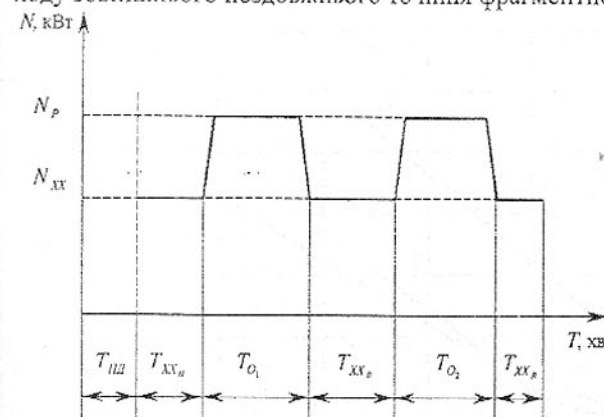


Рис.1. Схема до пояснення витрачання потужності двигуном головного привода в процесі токарного переходу.

Потужності різання N_p і залежать, головним чином, від режимів різання і часу точіння [1], [2], [3], [4], [5]. Розрахунок цих витрат можна здійснити за формулою

$$E_p = 60 \cdot N_p \cdot T_o, \text{ (кДж)}, \quad (1)$$

де T_o – основний час точіння при потужності N_p , хв.

Потужність холостого ходу N_{xx} визначає величину енергії холостого ходу

$$E_{xx} = 60 \cdot N_{xx} \cdot T_{xx}, \text{ (кДж)}, \quad (2)$$

де T_{xx} – час холостого ходу при даній потужності N_{xx} , хв.

де $T_{пл}$ – зона пуску двигуна,

$T_{ххп}$ – тривалість холостого ходу (підведення різця),

$T_o, T_{о2}$ – основний час обробки (процес різання),

$T_{ххс}$ – тривалість холостого ходу (вертання різця для виконання наступного проходу).

Енергетичні витрати в процесі різання E_p обумовлюються рівнем

Існуючі підходи до визначення енерговитрат не ураховують той верстат, на якому відбувається різання.

За результатами, проведених експериментальних замірів потужності холостого ходу в залежності від частоти обертання шпинделя (рис.2) ряда верстатів встановлено, що величина означеної потужності суттєво зростає при збільшенні частоти обертання шпинделя.

Як видно з рис.2, на високих обертах значення N_{xx} досягає значної частки загальної потужності двигуна головного привода верстата $N_{\partial e}$ і може бути порівняно з величинами потужності різання. Така висока потужність холостого ходу спричинена роботою сил тертя в механізмах верстата і, можливо, витрачанням потужності на роботу пружних деформацій системи ВПД, які неминучі при вібраціях цієї системи.

N_{xx} , кВт

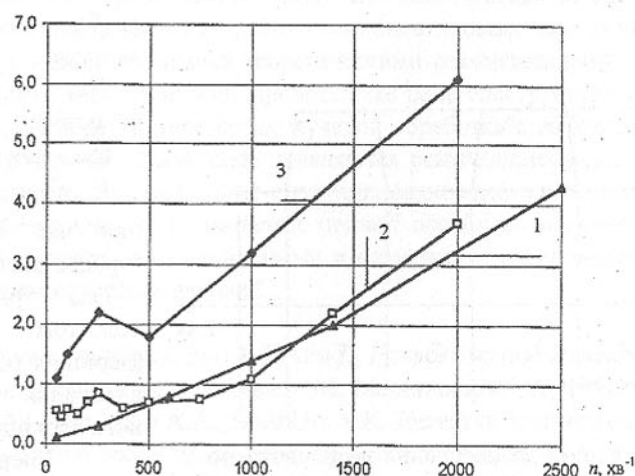


Рис.2. Залежність потужності холостого ходу від частоти обертання шпинделя верстатів:

1 - мод. 1П420ПФ40, 2 - мод. 1В340Ф30, 3 - мод. БТ-01.
(Обладнання - вимірювальний комплект К-50, тахометр Т4-10Р).

Витрати енергії холостого ходу верстата E_{xx} , що обумовлюються N_{xx} разом з витратами енергії під час точіння E_p і енергією, яка витрачається на подолання роботи сил тертя E_m , що виникають під дією навантаження, складають спільну величину витрат енергії двигуном привода головного руху верстата в процесі виконання технологічної операції:

$$E_e = E_p + E_{xx} + E_T, \quad (\text{кДж}). \quad (3)$$

Однак для того, щоб отримати таку потужність на валу електродвигуна, яка б забезпечувала ці енерговитрати, необхідно підводити до нього значно більшу потужність, величина якої залежить від ККД електродвигуна. Отже, витрати енергії двигуном будуть дорівнювати

$$E_{\partial e} = \frac{E_e}{\eta_{\partial e}}, \quad (\text{кДж}). \quad (4)$$

Таким чином, при визначенні енерговитрат двигуна привода головного руху токарних верстатів слід зважати на те, що енерговитрати на холостому ході верстата поряд з витратами енергії в процесі різання можуть мати досить вагомe значення. Цю важливу обставину особливо слід урахувати при роботі з високими частотами обертання шпинделя. Особливого значення набуває проблема скорочення часу холостого ходу як самого головного привода верстата, так і приводів інших виконавчих органів і допоміжних переміщень, що визначають тривалість операції. По можливості, слід застосовувати електродвигуни з високим власним ККД. Очевидно, що в загальному випадку використання передач з короткими кінематичними ланцюгами, з малою кількістю кінематичних пар, повне відключення кінематичних передач, які не беруть участі в даний момент у трансформації руху, ретельне урівноваження системи забезпечувало би значене скорочення N_{xx} .

Список літератури: 1. Василюк Г.Д., Кондричин Ю.О. Вплив швидкості різання на витрати енергії різання при точінні // Вісник ЖІТІ. 1996.-№3.-с.55-57. 2. Василюк Г.Д., Кондричин Ю.О. Енерговитрати при точінні конструкційних сталей поза зоною наростоутворювання // Вісник ЖІТІ. 1996.-№4.-с.86-90. 3. Кондричин Ю.О. Енергетична оцінка практичних варіантів швидкостей різання при точінні твердосплавним різцем // Вісник ЖІТІ. 1997.-№5.-с.143-147. 4. Кондричин Ю.О., Ружицький В.В. Ефективність обробки деталі на верстаті 1В340Ф30 в умовах мінімізації енерговитрат // Вісник ЖІТІ. 1997.-№6.-с.51-53. 5. Богуш Ж.В., Кондричин Ю.О. Визначення найменш енергетичного режиму точіння заданої поверхні на верстаті 16К20 в умовах призначеної стійкості інструмента // Вісник ЖІТІ. 1997.-№6.-с.60-61. 6. Методические рекомендации «Типовые методики и программы испытаний металлорежущих станков». - М.: НИИмаш, 1984. - 172с.

СОДЕРЖАНИЕ

Иванов А.Г. ОСНОВЫ РЕОРГАНИЗАЦИИ И НЕПРЕРЫВНОГО СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КАЧЕСТВА БИЗНЕС-ПРОЦЕССА.....	3
Иващенко В.М., Егоров А.Н. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ В ПОТОКЕ ПРОКАТКИ И ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ДЕФОРМАЦИИ НА СВОЙСТВА ПРУЖИН ИЗ УГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ.....	8
Ивченко Т.Г., Легашева Т.А. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО УРОВНЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ СБОРНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА.....	10
Игуменцев Е.А., Игуменцева Н.В. СПЕКТРАЛЬНЫЙ, КОРРЕЛЯЦИОННЫЙ, КОГЕРЕНТНЫЙ И КЕПСТРАЛЬНЫЙ ВИБРОКОНТРОЛЬ ОБОРУДОВАНИЯ.....	14
Ильюшенко А.Ф., Оковитый В.А., Кашин Н.Г., Кундас С.П. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ ТЗП С ПРИМЕНЕНИЕМ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ.....	19
Ильюшенко А.Ф., Оковитый В.А., Шевцов А.И., Кашин Н.Г., Кулак А.И. ПЛАЗМЕННОЕ НАПЫЛЕНИЕ БИОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ С ПОВЫШЕННОЙ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТЬЮ	21
Ильюшенко А.Ф., Талако Т.Л., Беляев А.В., Лецко А.И. МОНОАЛЮМИНИД ЖЕЛЕЗА ПОЛУЧАЕМЫЙ МЕТОДОМ САМОРАСПРОСТРАНЯЮЩЕГОСЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СИНТЕЗА	25
Иниутин В.П., Памфилов Е.А., Говоров И.В. ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН, ИНСТРУМЕНТОВ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОСНАСТКИ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКОЙ.....	29

Инюшев В.В. КАЧЕСТВО И НАДЕЖНОСТЬ СИСТЕМ, ВАЖНЫХ ДЛЯ БЕЗОПАСНОСТИ АЭС.....	34
Инюшев В.В., Стадник О.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ПОСТЕПЕННЫХ ОТКАЗОВ ПРИ ОБЕСПЕЧЕНИИ КАЧЕСТВА ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ОБОРУДОВАНИЯ АЭС.....	39
Искович-Лотоцкий Р.Д., Обертюх Р.Р., Томчук В.І. ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІКИ ГІДРОІМПУЛЬСНОГО ПРИВОДУ ВІБРАЦІЙНОЇ РОЗКОЧУВАЛЬНОЇ МАШИНИ	42
Ишин Н.Н., Басинюк В.Л., Берестнев Я.О., Антюшеня Л.М. ДИАГНОСТИЧЕСКИЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ОЦЕНКИ СЛУЖЕБНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДИНАМИЧЕСКИ НАГРУЖЕННЫХ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ	52
Ищенко А.А., Семенюта А.Н. ВОССТАНОВЛЕНИЕ И ЗАЩИТА СТАНИН ПРОКАТНЫХ СТАНОВ МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫМИ МАТЕРИАЛАМИ.....	56
Ищенко А.Л., Ольховская О.О. К ВОПРОСУ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЗАИМОСВЯЗИ СБОРОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ И КИНЕМАТИКИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ДВИЖЕНИЙ.....	60
Кабаков А.М., Орлов А.Н., Мамаев Л.М. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ СИСТЕМЫ ДЛЯ ПОДАВЛЕНИЯ РАСКАЧИВАНИЯ ГРУЗА НА ГИБКОМ ПОДВЕСЕ.....	64
Кавалек А., Дья Х., Маранда А., Новачевски Е. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТОВ УПРОЧНЕНИЯ ВЗРЫВОМ НА ПРОЦЕСС АЗОТИРОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ.....	68
Калафатова Л.П. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ОБРАЗОВАНИЯ ДЕФЕКТОВ В ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ СИТАЛЛОВ.....	75

Калиниченко О.И. ОЦЕНКА ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ГИДРОУДАРНЫХ МАШИН ДВОЙНОГО ДЕЙСТВИЯ	80
Карапетьян Г.Я., Катаев В.Ф., Ратушный В.И., Сысоев И.А. ВЛИЯНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ НА ВЕЛИЧИНУ ТЕРМО Э.Д.С. В ПОЛУПРОВОДНИКАХ	84
Карпуть В.Е., Луцкий С.В., Лукьяненко Е.В. АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ.....	87
Качан А. Я., Леховицер В.А., Гарин О. Л., Смирнов А.С. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ФОРМИРОВАНИЯ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК ГТД	92
Кеглин Б.Г., Шлюшенков А.П., Прилепо Т.Н., Кожелева Е.М. ДИАГНОСТИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНОЙ ПРОЧНОСТИ И ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ УВЕЛИЧЕНИЯ НАЗНАЧЕННОГО СРОКА СЛУЖБЫ ЛИТЫХ ДЕТАЛЕЙ ТЕЛЕЖЕК ГРУЗОВЫХ ВАГОНОВ	97
Киселева И.В., Ерохин Я.Г. АБРАЗИВНАЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ВЫСОКОУГЛЕРОДИСТОЙ ХРОМОНИКЕЛЕВОЙ СТАЛИ	101
Кнапински М., Дыя Х., Марковски Я. ИЗМЕНЕНИЕ ФОРМЫ И ТОЛЩИНЫ ТРУБЫ ПРИ СВОБОДНОМ ВОЛОЧЕНИИ В РАДИАЛЬНОЙ ВОЛОКЕ	105
Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Донченко А.И., Кузьменко С.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ С ГИДРОСТАТИЧЕСКИМИ НАПРАВЛЯЮЩИМИ С УЧЕТОМ ЖЕСТКОСТИ НЕСУЩИХ СИСТЕМ	111
Кондратец В.О. РОЗВИТОК ТЕОРІЇ ЄМНІСНИХ ДАТЧИКІВ ЯК ЗАСОБІВ АВТОМАТИЧНОГО КОНТРОЛЮ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ.....	116
Костава А.А., Турманидзе Р.С., Амиридзе М.Н. ОПТИМИЗАЦИЯ ФОРМЫ МИКРОСВАРОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА ...	121

Костюченко В.А., Дубинин В.В. ПЕРСПЕКТИВЫ СОЗДАНИЯ МЕХАНИЗИРОВАННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ГИДРОПОННОЙ ПРОДУКЦИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОДВИЖНОЙ ВЕГЕТАТИВНОЙ ПОВЕРХНОСТИ.....	124
Котік Н.В. СТРАХУВАННЯ ЯК ОДИН ІЗ ЗАСОБІВ ЗАХИСТУ І ПІДТРИМКИ ВІТЧИЗНЯНОГО ВИРОБНИКА	128
Кошкин К.В., Гайда А.Ю. INTERNET ТЕХНОЛОГИИ В ОРГАНИЗАЦИИ ВИРТУАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ.....	133
Кравцов В. В., Шелудченко В.И., Калапчук А.П. Литейно-термический модуль ХОЛОДНОКАТАННОГО проката	138
Кравченко П.Д. ОСОБЕННОСТИ ПРОБЛЕМЫ ДЕМОНТАЖА КОРПУСНОГО РАДИОАКТИВНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ СНЯТИИ АЭС С ЭКСПЛУАТАЦИИ.....	142
Крузел Р., Кнап Ф., Лесик Л.Н. ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНОЙ ПРОКАТКИ КОНИЧЕСКИХ ТРУБ	144
Круцан А., Тубилевич Х., Мелехов Р. КОРРОЗИОННОЕ РАСТРЕСКИВАНИЕ КОРПУСНЫХ СОБИТНО- ТВЕРДЕЮЩИХ СТАЛЕЙ И ИХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ	150
Кузнецов Б.И., Соляник О.В., Чаусов А.А., Бовдуй И.В. СИНТЕЗ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ В РЕЖИМЕ ОБРАБОТКИ МАЛЫХ СКОРОСТЕЙ	156
Кузнецов Б.И., Соляник О.В., Чаусов А.А., Осичев А.В., Кузнецова Т.Б. ДЕМПФИРОВАНИЕ УПРУГИХ КОЛЕБАНИЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ.....	161

Кузнецов Б.И., Соляник О.В., Чаусов А.А., Осичев А.В., Кузнецова Т.Б. ЦИФРОВОЕ УПРАВЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИМИ СИСТЕМАМИ С УПРУГИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ.....	165
--	-----

Кузнецова З.П., Павлыш В.Н., Павлыш Э.В. МОДЕЛЬ РАЦИОНАЛЬНОГО ИНВЕСТИРОВАНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО КОМПЛЕКСА ДОНЕЦКОГО РЕГИОНА.....	169
---	-----

Кузьменко А.Г., Пасечник А.А., Баннов Г.М., Нассер Г.А. СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СИЛ НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА	173
---	-----

Кукин С.Ф., Кукин А.С. РАСЧЁТ ПАРАМЕТРОВ ОБРАБОТКИ В ЛАЗЕРНЫХ УПРОЧНЯЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЯХ.....	177
--	-----

Кулешов В.В., Архангельская Г.В., Кулешова А.В. АВТОМАТИЗАЦИЯ УПРАВЛЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАГРУЖЕННОСТЬЮ АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА НА ШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКАХ.....	182
--	-----

Куница А.А., Куница А. В. МАШИННЫЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ПРОЦЕСС И МЕХАНИЧЕСКИЙ БЕССТУПЕНЧАТЫЙ ТРАНСФОРМАТОР	186
--	-----

Лебедь В.Т. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СОСТАВНЫХ ДЕТАЛЕЙ	191
---	-----

Леховицер В.А., Балушок К.Б. АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ИЗГОТОВЛЕНИЕ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЁС ГТД.....	195
---	-----

Литвинова М.Б. ИЗМЕНЕНИЕ СВОЙСТВ МОНОКРИСТАЛЛОВ ПОЛУИЗОЛИРУЮЩЕГО АРСЕНИДА ГАЛЛИЯ ПРИ	
--	--

ТЕРМООБРАБОТКЕ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССАХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОННЫХ ПРИБОРОВ.	198
Логвин И.В., Корниенко В.Г. ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И ТЕПЛОВЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКОВ НА ИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ.....	201

Лукичев А. В., Сотников А. Л. РАЗРАБОТКА ЕДИНОЙ СТРУКТУРЫ САПР В МАШИНОСТРОЕНИИ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН.....	206
---	-----

Лученок А.Р., Ушеренко С.М., Зворыкин Л.О. ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СОЕДИНЕНИЙ НА ОСНОВЕ ТПН В УСЛОВИЯХ УДАРНОГО СЖАТИЯ	211
---	-----

Максименко А.А., Котенева Н.В., Перфильева Н.В. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНТАКТНОЙ ПОДАТЛИВОСТИ НА КАЧЕСТВО РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ МАШИН ПРИ СЛОЖНОМ ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ.....	215
---	-----

Малышко И.А., Татьянченко А.Г. О ВЛИЯНИИ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ОДНОМЕРНЫМ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ.....	219
--	-----

Малышко И.А., Хохлов В.А. ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РАБОЧЕЙ ЧАСТИ СПИРАЛЬНОГО СВЕРЛА С ПЛОСКОЙ РЕЗЦОВОЙ ВСТАВКОЙ.....	224
--	-----

Маляренко А.Д., Митенков М.В., Шамкалович В.И. ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКЦИИ ПРИТИРА НА СТАБИЛЬНОСТЬ ТЕРМОУПРАВЛЯЕМОЙ ДОВОДКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ	229
--	-----

Мамаев Л.М., Огурцов А.П., Кабаков А.М. ИССЛЕДОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ КАБЕЛЕЙ УПРАВЛЕНИЯ	233
---	-----

Марчук В.І., Матьошик В.О. МОДЕЛЮВАННЯ ЗВ'ЯЗКІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ ІШТАМПУВАННЯ.....	235
--	-----

Матвиенко А.В., Михайлов А.Н.	
-------------------------------	--

ПЕРСПЕКТИВЫ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МАЛОЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ	241
--	-----

Матросов Н.И., Дугадко А.Б., Сенникова Л.Ф. Медведская Э.А., Попов О.В. ОСВОЕНИЕ ПРОИЗВОДСТВА ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ПРОВОЛОЧНОВЫРЕЗНЫХ СТАНКОВ ТЯЖЕЛОЙ СЕРИИ.....	246
--	-----

Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф., Медведская Э.А. ПРИМЕНЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПРОВОЛОКИ	251
--	-----

Машков Ю.К., Блесман А. И., Гладенко А.А., Овчар З.Н. ВЛИЯНИЕ ИОННО-ЛУЧЕВОЙ ОБРАБОТКИ НА ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАТЕРИАЛОВ	256
---	-----

Мельничук П.П., Кондричин Ю.О. ЭНЕРГОВИТРАТИ СИСТЕМИ ГОЛОВНОГО ПРИВОДА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ.....	260
--	-----

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов
Донецкого государственного технического университета
«Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Содержание рукописей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Языки представления рукописей: украинский, русский, английский и немецкий.

Сборник научных трудов является специальным изданием в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Додаток до постанови президії ВАК України від 9 червня 1999 р. № 1 – 05/7).

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий.
2. Информационные технологии (CAD/CAM/CAE). Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов, прогрессивные инструментальные материалы и их обработка.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Специальные и нетрадиционные технологии, экономические проблемы машиностроения.

7. Вопросы моделирования и расчетов сложных технических систем.
 8. Эргономические и экологические проблемы машиностроения.
- В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении рукописи Вашей статьи в сборник необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
 - рукопись статьи в двух экземплярах (второй экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами);
 - акт экспертизы (один экземпляр);
 - дискету 3,5 дюйма с записью текста статьи.
- Публикация статей в данном сборнике платная.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее и нижнее 30 мм, левое и правое 25 мм. Страницы не нумеровать (нумерацию выполнить карандашом в нижнем правом углу). Рукопись статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman размером 14, распечатать в двух экземплярах с высоким качеством печати.
2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: название, фамилии и инициалы авторов, сокращенное название организаций, города, страны, аннотация на английском языке, основной текст, выводы, список литературы. Название печатать прописными (жирными) буквами, не отступая от верхнего поля, без переносов, центрировать. Через 1,5 интервала строчными буквами – фамилии и инициалы авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название организаций, название городов, стран (через запятую, центрировать). Через 1,5 интервала – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.psx, *.dwg размерами не менее 60х60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.
4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы нумеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный).....	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс).....	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс).....	8 pt
Symbol (крупный символ).....	16 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2 - Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.
6. Список литературы должен быть приведен в конце статьи в соответствии с образцом. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.
7. Текст рукописи статьи требуется записать на дискету 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи.
8. Материалы рукописи представляются без изгибов.
9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, опубликованы не будут.

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П. (ДонГТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск,
Украина, Россия)

*The efficient design of assembly machinery is vitally importantas noun
description of functions of presented in the paper*

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности ... сборочных технологических систем (рис. 5).

Список литературы: 1. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. – К.: КПИ, 1985. – 123 с. 2. Устюгов А.В. Надежность технологических машин. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – 425 с.

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, Кафедра «Технология машиностроения», Редакционная коллегия сборника.

Тел. (022) 93-60-02, факс (0622) 93-60-02

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua

<http://www.dgtu.donetsk.ua>

Подписано к печати 03.07.2000г.	Формат 60x84 ¹ / ₁₆	Бумага evro OFFICE
Ризографическая печать	Усл. печ. л. 16,91	Усл. кр. отт. 17,37
Уч.-из. л. 18,45	Тираж 300 экз.	Заказ №7

Издательско-полиграфический центр «Технополис»

340000, г. Донецк, пр. Дзержинского, 1