

Министерство образования и науки Российской Федерации
Федеральное государственное образовательное учреждение высшего
профессионального образования
«Магнитогорский государственный технический университет
им. Г.И. Носова»



Механическое оборудование металлургических заводов

Международный сборник научных трудов
Под редакцией А.Г. Корчунова

Выпуск 2

Магнитогорск
2013

Редакционная коллегия:

А.Г. Корчунов – д-р. техн. наук, профессор,
заведующий кафедрой «Проектирование и эксплуатация
металлургических машин и оборудования»
(главный научный редактор);

В.П. Анцупов – д-р. техн. наук, профессор кафедры «Проектирование и
эксплуатация металлургических машин и оборудования»
(заместитель главного редактора);

В.В. Нижегородов – главный механик ОАО «Магнитогорский
металлургический комбинат»;

М.Г. Слободянский – канд. техн. наук, старший преподаватель
кафедры «Проектирование и эксплуатация металлургических
машин и оборудования»
(отв. редактор).

Все материалы публикуются в авторской редакции

Механическое оборудование металлургических заводов:
Международный сб. науч. тр./ Под ред. Корчунова А.Г. Выпуск 2 –
Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова,
2013. – 167 с.

ISBN 978-5-9967-0424-8

Сборник содержит материалы и результаты исследований ученых и производственников, аспирантов и студентов, тесно сотрудничающих с кафедрой «Проектирование и эксплуатация металлургических машин и оборудования» по актуальным научно-техническим вопросам.

Может быть полезен специалистам, обслуживающим и эксплуатирующим оборудование металлургических производств, аспирантам и студентам.

УДК 621.771

ISBN 978-5-9967-0424-8

©Магнитогорский государственный
технический университет
им. Г.И. Носова, 2013

Уважаемые коллеги!

Редакционная коллегия рада приветствовать Вас на страницах международного сборника научных трудов «Механическое оборудование металлургических заводов».

С инициативой издания сборника в 2011 г. выступили ученые Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова, специализирующиеся в области проектирования, эксплуатации и реновации металлургического оборудования. Идея издания специализированного сборника нашла живой отклик у специалистов - практиков и ученых - исследователей из высших учебных заведений. Первый номер сборника, приуроченный к 50-летию кафедры «Механическое оборудование металлургических заводов» нашего университета, был опубликован в 2012 г. Предлагаемая тематика вызвала большую заинтересованность со стороны научной общественности и представителей промышленных предприятий.

Мы стремимся расширять читательскую аудиторию и географию наших авторов. Страницы сборника открыты для печати научных статей, как для маститых ученых, так и для молодых исследователей, аспирантов и студентов. С 2013 г. сборник научных трудов приобрел международный статус. В завершающей стадии находится работа по включению сборника в библиографическую базу данных научных публикаций - Российский индекс научного цитирования.

Коллектив редакционной коллегии выражает признательность коллегам-ученым и представителям промышленных предприятий, принявшим активное участие в формировании представленного выпуска сборника научных трудов.

Ждем Ваших оригинальных статей, дискуссионных материалов и тематических обзоров которые, уверен, придадут импульс развитию и укреплению сотрудничества между научными школами в области механического оборудования металлургических заводов.

Главный научный редактор,
заведующий кафедрой
«Проектирование и эксплуатация
металлургических машин
и оборудования»
ФГБОУ ВПО «МГТУ им. Г.И.Носова»



А.Г. Корчунов

СОДЕРЖАНИЕ

С.Б. Сидельников, Н.Н. Довженко, С.В. Солдатов, И.Н. Довженко, Р.И. Галиев, А.С. Сидельников, А.Л. Киселев, В.М. Беспалов, А.П. Самчук Совершенствование конструкций установок совмещенной обработки алюминия и его сплавов	7
А.В. Яковлев, Н.А. Чиченев Модернизация шлаковозов доменного производства	13
С.И. Платов, Р.Р. Дема, Р.Н. Амиров, Ю.Х. Гататулина Оценка изменения объема изношенного материала в зависимости от подачи смазочного материала.....	16
А.А. Воробьев, П.Г. Мазенин Устройство для автоматизированной смены инструмента на сверлильно- фрезерном станке с компьютерной системой ЧПУ	19
А.В. Анцупов, М.Г. Слободянский, А.В. Анцупов (мл), В.П. Анцупов, В.А. Русанов Экспериментальная оценка долговечности образцов при стандартных испытаниях на растяжение.....	27
А.Ю. Пирогов, А.З. Рыжавский, А.И. Кривоносов, А.Е. Криволапов, С.Н. Панасенко, И.Н. Олейник Математическое моделирование процессов в газоотводящем тракте конвертера во время плавки.....	35
В.А. Падалко, О.Н. Чиченева, Вас.В. Точилкин Разработка пневматических систем манипуляторов дуговой сталеплавильной печи	41
Г.Н. Гурьянов Факторы усталостного износа рабочего канала волочильного инструмента.....	44
М.В. Андросенко, И.Д. Кадошникова, И.А. Катеринина Прогнозирование качества сортовых заготовок полученных способом непрерывного литья применением теории нечетких множеств	52

Ю.О. Филиппов, Е.Н. Еремин, В.К. Сумленинов, О.С. Филиппов, А.Н. Кузнецов Электрошлаковый переплав отходов жаропрочных сплавов литейного производства	55
А.О. Миронов, А.В. Нефёдов, В.В. Точилкин Разработка рафинирующих устройств модернизируемых промежуточных ковшей МНЛЗ	61
Р.Н. Савельева, К.В. Чернов Повышение срока службы опорного-упорного подшипника воздушного компрессора К-1500 и К-3000 кислородного цеха ОАО «ММК»	65
А.В. Анцулов, А.В. Анцулов (мл), М.Г. Слободянский, В.П. Анцулов, Н.Г. Сергеев Проектная оценка повреждаемости материалов и долговечности образцов при испытании их на разрывной машине	70
М.М. Примакович, Т.В. Степыко, Н.А. Чиченев Модернизация оборудования и систем гидравлического привода дуговой сталеплавильной печи	76
С.А. Кургузов, И.В. Якунина Анализ упругой деформации биметаллической колонны ковочного пресса	80
А.В. Анцулов, В.П. Анцулов, А.В. Анцулов (мл), М.Г. Слободянский, М.И. Щеголева Верификация методики прогнозирования долговечности деталей машин при симметричном цикле «растяжения-сжатия»	84
Г.Н. Гурьянов Критерии для оценки формы очага и неоднородности деформации при волочении сплошного круглого профиля	86
В.А. Сидоров, Е.В. Ошовская Поиск диагностического параметра для оценки состояния опорного подшипника механизма поворота свода электродуговой печи	97
А.В. Анцулов, В.П. Анцулов, А.В. Анцулов (мл), М.Г. Слободянский, Н.Г. Сергеев Повышение долговечности привода вращающейся печи агрегата для производства клинкера	103

Г.А. Сорокин, А.В. Кожевников Устранение негативных динамических явлений путем корректировки систем управления главных приводов широкополосных станов горячей прокатки.....	109
Ю.В. Жиркин, Е.И. Мироненков, Н.Л. Султанов, Н.Ш. Тютеряков, Р.Р. Юсупов, А.А. Александров Разработка математической модели контактно – гидродинамического расчета подшипников качения с целью повышения их эксплуатационных характеристик на стадии проектирования	115
Д.А. Джекко, Е.Б. Блондинская, Ю.А. Пожидаев Определение демпфирующих свойств конструкционных сталей	120
К.Н. Соломонов Математическое и компьютерное моделирование формоизменения заготовок в процессах ковки и штамповки.....	123
А.Г. Корчунов, Д.В. Константинов Влияние нестационарности коэффициента трения на характер НДС в очаге деформации при волочении проволоки	129
С.А. Бедарев Проверка адекватности математической модели температурного поля штанги манипулятора для ввода отсечных элементов	136
Е.Н. Ерёмин, Д.А. Негров, В.Ю. Путинцев, Р.И. Ильясов, С.А. Бородихин Повышение эксплуатационных свойств деталей узлов трения из модифицированного политетрафторэтилена.....	142
А.Ю. Столяров Современное оборудование для производства металлокорда	146
А.С. Лосев, Е.Н. Еремин, А.С. Гуржий, А.Е. Маталасова Упрочнение ножей для резки металлопроката.....	152
Г.Н. Гурьянов, Б.М. Зуев Основные показатели напряженного состояния и степень неоднородности деформации в зависимости от критериев формы очага деформации при волочении проволоки	156

**С.Б. Сидельников, Н.Н. Довженко, С.В. Солдатов,
И.Н. Довженко, Р.И. Галиев, А.С. Сидельников,
А.Л. Киселев, В.М. Беспалов, А.П. Самчук**
ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет»,
ООО «РУСАЛ ИТЦ»,
г. Красноярск, Россия
E-mail: sbs270359@yandex.ru

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ УСТАНОВОК СОВМЕЩЕННОЙ ОБРАБОТКИ АЛЮМИНИЯ И ЕГО СПЛАВОВ

Аннотация

Приведены различные конструкции оборудования для совмещенной обработки алюминия и его сплавов. Рассмотрены варианты проектирования основных узлов установок для совмещенной прокатки-прессования и совмещенного литья и прокатки-прессования, даны их технические характеристики и области применения.

Одной из актуальных проблем в металлургической отрасли является создание новых и совершенствование уже имеющихся конструкций установок для совмещенной обработки алюминия и его сплавов [1]. В данной статье дан анализ различных вариантов установок, прошедших апробацию в лабораторных и промышленных условиях. Характерным является то, что на устройства совмещенной обработки, являющихся прототипами, получено более 15 патентов РФ.

Конструкции таких установок могут быть разнообразны, как по расположению валков: горизонтальное; вертикальное; под углом наклона к горизонтальной оси, так и по способу поджима матрицы к валкам. При этом немаловажное значение имеет способ совмещенной обработки, реализуемый на этой установке: совмещенная прокатка-прессование (СПП); совмещенное литье и прокатка-прессование (СЛИПП); оба способа СПП и СЛИПП при незначительной переналадке устройства задачи металла в валки. Реализация последнего универсального варианта характерна для лабораторных установок, так как позволяет оперативно проводить исследования с использованием различных способов совмещенной обработки. Характеристики установок приведены в таблице 1.

Одной из первых была создана установка для совмещенной прокатки-прессования СПП-260 (рисунок 1), внедренная на ОАО «Верхне-Салдинское металлургическое производственное объединение»

[2]. В состав установки входили электропечь для нагрева заготовок, правильно-задающее устройство, прокатный стан ДУО 260, поджимной узел с прессовым инструментом и гидроцилиндром, который обеспечивал усилие прижима матрицы к валкам прокатного стана не менее 400 кН, устройство охлаждения и моталка.

Таблица 1

Параметры установок совмещенной обработки

Параметры	СПП-260	СПП-400	СЛИПП-2,5
Диаметр валка, мм	260	400	480
Диаметр шейки валка, мм	190	140	245
Длина бочки валка, мм	350	240	250
Окружная скорость валков, м/мин	25,2	6,3	39,6
Мощность электродвигателя, кВт	50	75	45

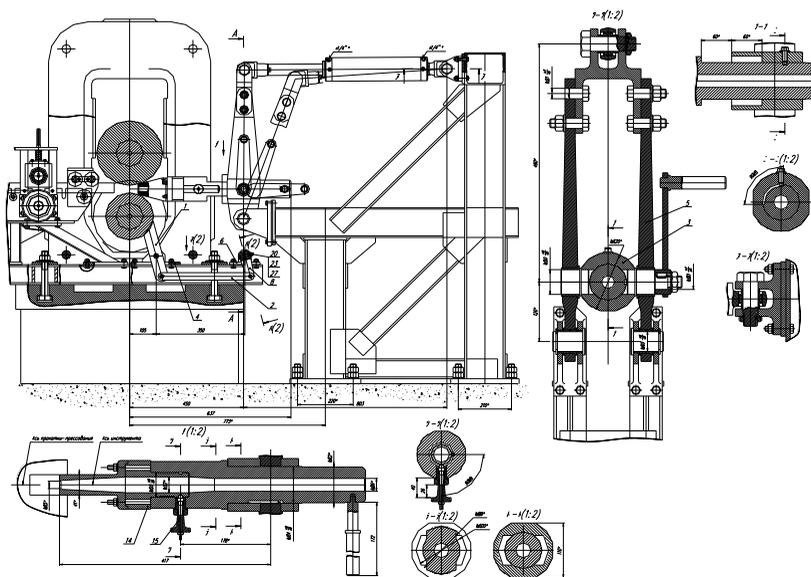


Рисунок 1. Установка совмещенной прокатки-прессования СПП-260

Электропечь была предназначена для нагрева алюминиевых заготовок с площадью поперечного сечения до 1600 мм² и длиной от 0,5 до 1,5 м. Правильно-задающее устройство было выполнено в виде роликов с ручьями по форме заготовки и позволяло осуществить

гарантированный процесс захвата заготовки валками с закрытым калибром. Устройство охлаждения включало форсунки, через которые на отпрессованный пруток подавалась водо-воздушная смесь. Смотка готового и охлажденного прутка производилась на моталке роторного типа.

Валковый узел состоял из двух валов с буртами, на которые при помощи шпоночного соединения крепились рабочие ролики. Один из них имел вырез, второй - выступ, которые при совмещении образовывали закрытый ящичный калибр с размерами в наименьшем сечении 41x20 мм. Для предотвращения смещения роликов в горизонтальной плоскости были предусмотрены втулки, которые поджимали ролики к буртам с помощью гаек. С целью отвода тепла, передаваемого заготовкой роликам, в конструкции валкового узла была предусмотрена возможность охлаждения. Для этого, валы были спроектированы полыми, а ролики имели специальные полости, в которых циркулировала охлаждающая жидкость.

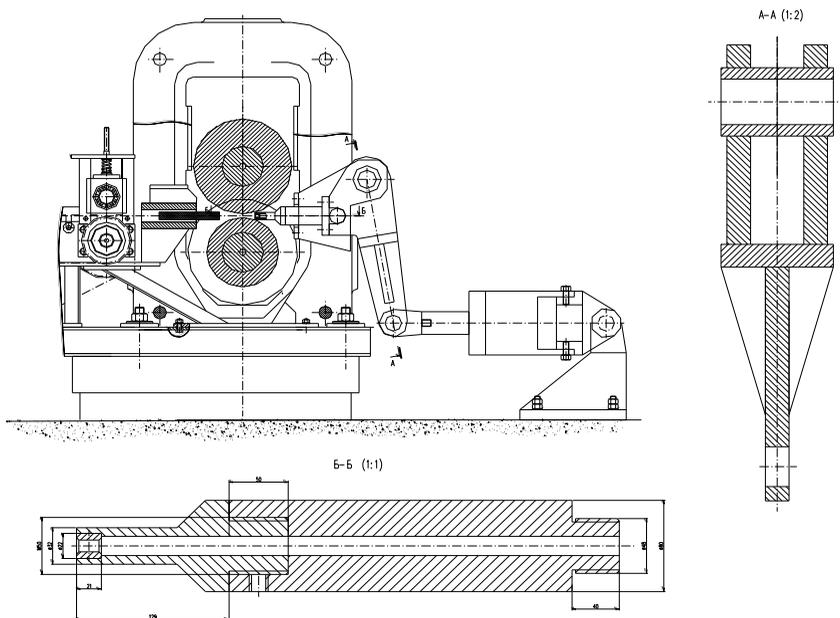


Рисунок 2. Установка совмещенной прокатки-прессования СПП-400

Для отработки промышленной технологии по получению прутков из алюминиевых сплавов на базе предприятия ООО «ТК СЕГАЛ» была спроектирована опытно-промышленная установка [4]. Основным ее

элементом являлся прокатный стан ДУО 400 (рисунок 2), состоящий из двух станин закрытого типа, двух валков с диаметром 400 мм и узкой бочкой (240 мм), редуктора, шестеренной клетки и приводного двигателя мощностью 75 кВт. Узел прижима матричного узла включал в качестве основного элемента гидроцилиндр с рабочим давлением жидкости 35 МПа, который должен был обеспечить усилие прижима не менее 400 кН. Валки были спроектированы водоохлаждаемыми и съёмными, закрепленными на валах с помощью шпоночного соединения. При этом, подачу и слив охлаждающей жидкости предусматривалось проводить через специальное устройство в вале. В валках же были предусмотрено выполнение полостей, с помощью которых и производилось охлаждение.

В настоящее время на установке СПП-400 проведена модернизация приводного устройства (рисунок 3), для чего используется мотор-редуктор фирмы BONFIGLIOLI с частотой вращения выходного вала 4,8 об/мин, передаточным числом 304, номинальным передаваемым моментом на тихоходном валу 35000 Нм и мощностью электродвигателя 18,5 кВт.

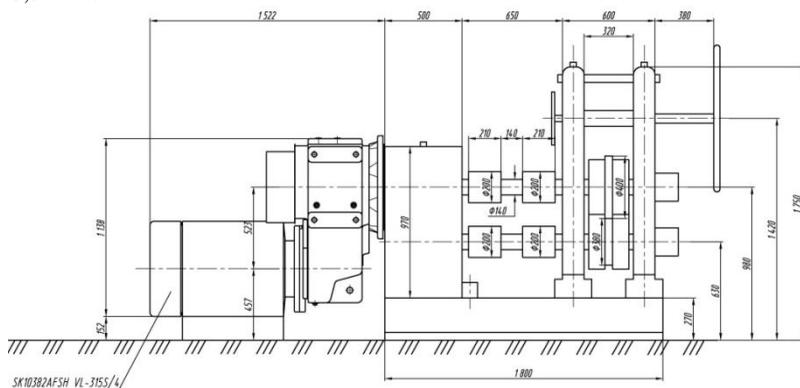


Рисунок 3. Установка совмещенной прокатки-прессования СПП-400 после модернизации привода

Для реализации экспериментов и исследований технологий обработки новых сплавов учеными СФУ совместно со специалистами ООО «РУСАЛ ИТЦ» предложено техническое решение [4], на базе которого спроектирована и изготовлена модельная установка СЛиПП-2,5 (рисунок 4) с максимальным катающим диаметром валков 480 мм. Данная установка работает в комплексе с плавильной индукционной печью марки GWLJ-0,35 емкостью 0,35 тонны по алюминию. В настоящее время проводится отладка работы установки и модернизация прижимного устройства [5] с использованием полого гидроцилиндра

усилием 300 кН, что позволит существенно упростить прижим матрицы к валкам и обеспечить беспрепятственный выход пресс-изделия без смены направления движения.

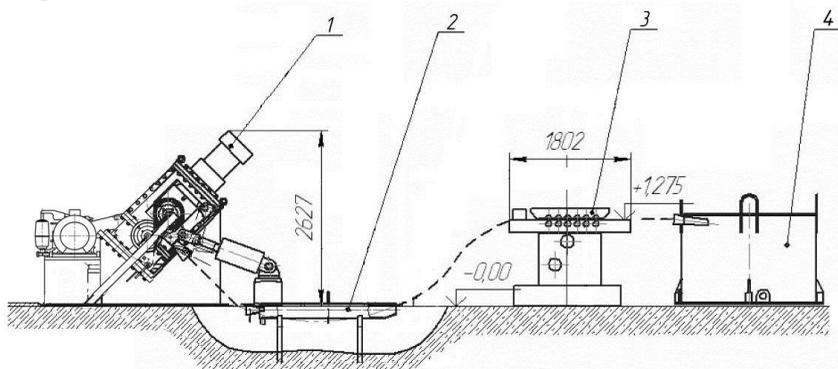


Рисунок 3. Схема установки СЛиПП-2,5

1 – деформирующий узел, 2 – устройство охлаждения; 3 – калибровочная машина, 4 – моталка.

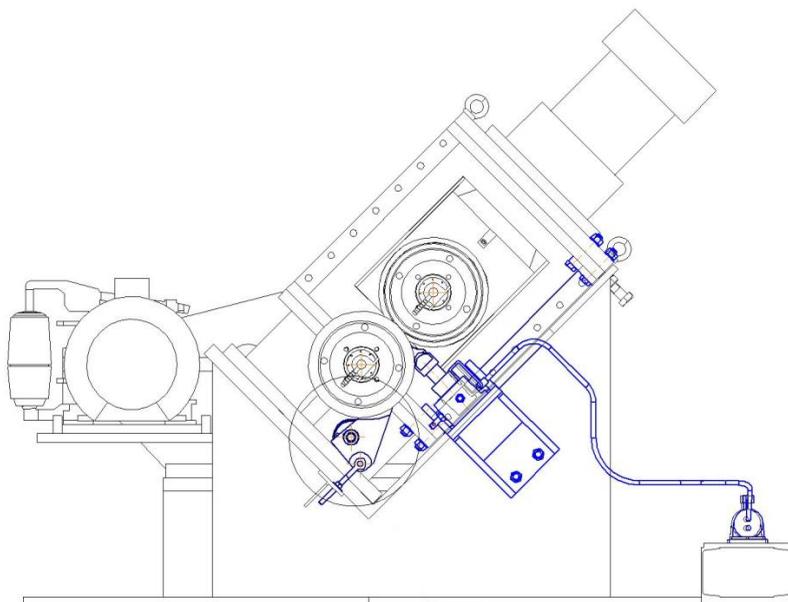


Рисунок 4. Вариант модернизации прижимного устройства установки СЛиПП-2,5

Результаты исследований используются в настоящее время для отработки конструкции опытно-промышленной установки по получению катанки из алюминия и его сплавов на Иркутском алюминиевом заводе в соответствии с выполнением договора Минобрнауки России №13.G25.31.0083.

Анализ представленных установок совмещенной обработки и опыт их освоения позволил сделать следующие выводы:

- разработанные конструкции установок совмещенной обработки дают возможность получить пресс-изделия и катанку из различных алюминиевых сплавов, в том числе и с повышенными прочностными характеристиками;
- в зависимости от назначения установок возможна реализация способов СПП и СЛиПП с получением пресс-изделий различной формы и размеров, которые обеспечивает прессовый инструмент (матрица);
- применение установок совмещенной обработки позволяет значительно снизить трудоемкость производства при заданной производительности и высоком выходе годного.

Библиографический список

1. Сидельников С.Б., Довженко Н.Н. Загиров Н.Н. Комбинированные и совмещенные методы обработки цветных металлов и сплавов: монография. // М.:МАКС Пресс, 2005.- 344 с.
2. Сидельников С.Б., Гришечкин А.И., Довженко Н.Н. Проектирование и освоение опытно-промышленной установки совмещенной прокатки-прессования /Технология легких сплавов. – 2002. – № 5-6. – с. 41 – 44.
3. Сидельников С.Б., Галиев Р.И., Довженко Н.Н., Беляев С.В. Разработка конструкции и внедрение в производство установки совмещенной обработки металлов. Сборник материалов Всероссийской научно-практической конференции «Технологическое обеспечение качества машин и приборов». Приволжский дом знаний. – Пенза, 2004 – с.12-15.
4. Пат. 2457914 Россия, МПК⁷ В21С 3/00, В22D 11/00. Устройство для непрерывного литья, прокатки и прессования цветных металлов и сплавов. /В.Н. Баранов и др.; (РФ).- опубл. 10.08.2012. Бюл.№22.
5. Довженко Н.Н., Сидельников СБ, Беляев С.В., Солдатов С.В., Беспалов В.М., Леонов В.В. Совершенствование конструкции опытно-промышленной установки СЛИПП-2,5 /Журнал Сибирского Федерального университета, №7 (5), 2012, с.817-828

МОДЕРНИЗАЦИЯ ШЛАКОВОЗОВ ДОМЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА

Аннотация

Обоснована целесообразность и возможность модернизации шлаковоза доменного производства путем изменения конструкции опорного кольца, в результате чего увеличивается межремонтный период данного агрегата. Повышения надёжности оборудования приводит к увеличению фактического времени работы шлаковоза и годового объёма производства чугуна и снижению себестоимости готовой продукции в целом по цеху.

Производительность доменного подразделения предприятия зависит от производительности каждой доменной печи, времени на текущие простои и капитальные и текущие ремонты [1]. При периодическом выпуске содержимого доменной печи необходимо выпустить максимальное количество чугуна и шлака для возможности продувки печи.

При отсутствии необходимого количества принимающих ёмкостей (шлаковозов и чугуновозов) снижается количество выпускаемого готового продукта, а, следовательно, снижается годовая производительность в целом. Количество исправных ёмкостей напрямую зависит от их технического состояния.

Обобщив опыт эксплуатации шлаковозов на металлургических предприятиях, а также информационные материалы по этому вопросу и практический опыт ОАО «Уральская Сталь», можно сделать следующие выводы: фактические плановые и внеплановые простои свидетельствуют о низкой стойкости узлов оборудования; механизмы и элементы конструкции шлаковоза устарели и не соответствуют современному техническому уровню по эксплуатационным показателям.

Основной целью данной работы является снижение времени на текущие простои и капитальные и текущие ремонты оборудования. Одним из часто сменяемым из-за быстрого выхода из строя элементов шлаковоза является опорное кольцо (рисунок 1).

Опорное кольцо, предназначенное для крепления на нем чаши, представляет собой стальную отливку, в стенках которой имеются сквозные овальные отверстия, улучшающие условия охлаждения чаши.

Существующая конструкция опорного кольца шлаковоза часто подлежит ремонту из-за появления трещин в опасном сечении, то есть конструкция не выдерживает прилагаемой нагрузки в опасном сечении. Для улучшения прочностных характеристик данной конструкции предлагается изменить форму отверстий в поперечном сечении кольца, снизив концентрацию напряжений в опасном сечении.

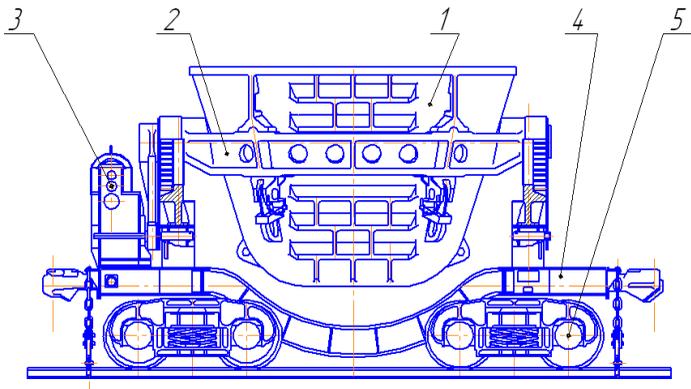


Рисунок 1. Шлаковоз:

1 - чаша, 2 - опорное кольцо, 3 - механизм опрокидывания чаши,
4 – рама, 5 - ходовая часть.

Чаша и опорное кольцо являются основными сменными деталями шлаковоза, работа в исключительно тяжёлых температурных условиях, характеризующихся высоким и неравномерным их нагревом, частыми и резким теплосменами. Неравномерный и высокий нагрев приводит к потере их формы, способствует появлению и развитию трещин, в результате чего они становятся непригодными для дальнейшей эксплуатации.

На прочность чаши шлаковоза и опорного кольца большое влияние оказывают их форма, конструкция и материал, а также схема крепления.

Выше изложенное определяет актуальность решения задачи, снижения себестоимости готового продукта путем модернизации механизмов и элементов конструкции шлаковоза.

Чаша представляет собой круглую (со сферическим дном) отливку из углеродистой стали, предназначенную для приема, выпускаемого из доменной печи жидкого шлака и транспортировки его к месту

переработки или в отвал. Четыре углубления на лапах чаши образуют замок с четырьмя выступами опорного кольца, обеспечивая тем самым фиксацию чаши и опорного кольца. В нижней части чаши расположены четыре опорные площадки для замков, при помощи которых чаша закрепляется в опорном кольце. При опрокидывании чаши во время слива шлака она удерживается в опорном кольце упорами, шарнирно закрепленными в опорном кольце и входящими в пазы приливов ковша.

Опорное кольцо, предназначенное для крепления на нем чаши, представляет собой стальную отливку, в стенках которой имеются сквозные овальные отверстия, улучшающие условия охлаждения чаши.

Существующая конструкция опорного кольца шлаковоза (рисунок 2) в опасном сечении *a-a* имеет увеличенные отверстия, при этом уменьшена площадь сечения металла. Следовательно, увеличивается концентрация напряжений, что способствует разрушению металла.

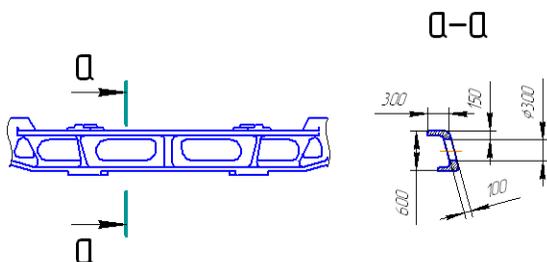


Рисунок 2. Существующая конструкция опорного кольца

Для улучшения прочностных характеристик данной конструкции мы предлагаем изменить форму отверстий в поперечном сечении кольца, снизив концентрацию напряжений в опасном сечении (рисунок 3).

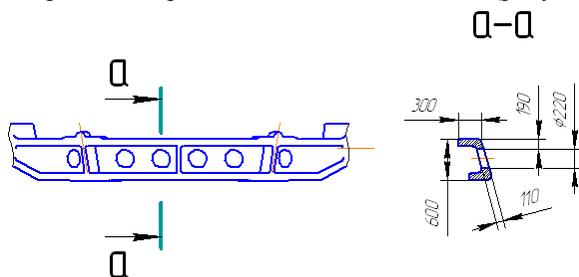


Рисунок 3. Предлагаемая конструкция опорного кольца

Расчёты показали [2, 3], что прочность предлагаемой конструкции опорного кольца шлаковоза значительно выше существующей

конструкции. Таким образом, изменение конструкции опорного кольца приводит к увеличению межремонтного периода шлаковоза.

За счёт повышения надёжности оборудования и увеличения фактического времени работы шлаковоза увеличивается годовой объём производства чугуна в цехе, за счёт снижения затрат на текущие ремонты шлаковоза снизится себестоимость готовой продукции в целом по цеху.

Библиографический список

1. Машины и агрегаты металлургических заводов. В 3-х томах. Том1. Машины и агрегаты доменных цехов: Учебник для вузов / Целиков А.И., Полухин П.И., Гребеник В.М. и др. - М.: Металлургия, 1987. 440 с.
2. Жиркин Ю.В. Надёжность, эксплуатация и ремонт металлургических машин: Учебник для вузов. - Магнитогорск.: МГТУ, 2002. – 330 с.
3. Степин П.А. Сопротивление материалов: Учебник для вузов. – М.: Высшая школа, 2010. – 320 с.

УДК 621.771

**С.И. Платов, Р.Р. Дема,
Р.Н. Амиров, Ю.Х. Гататулина**
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: psipsi@mail.ru

ОЦЕНКА ИЗМЕНЕНИЯ ОБЪЕМА ИЗНОШЕННОГО МАТЕРИАЛА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ПОДАЧИ СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА

Как фактор улучшения качества проката и интенсификации производства технологические смазки нашли широкое применение не только при холодной, но и при горячей прокатке [1]. В работах [2, 3, 4] указывается, что эффект горячей прокатки со смазкой заключается в снижении усилия и мощности прокатки, а также в повышении стойкости рабочих валков за счет уменьшения абразивного износа и сокращения случаев образования трещин разгара.

Износ валков – важный технологический фактор, величину которого следует учитывать при прокатке листовой стали. Величина и его характер, как правило, зависит от многих факторов: силовых, температурных, скоростных условий деформации металла, свойств, количества и геометрических параметров прокатных валков и самого

прокатываемого металла, а также от заданной и исходной профилировки. Также, не менее важным, является прогнозирование износа рабочих валков при горячей листовой прокатке [4].

В связи с этим появилась необходимость для дальнейшего прогнозирования износа прокатных валков, в разработке методики по определению объема изношенного материала рабочих валков, а также влияние смазочного материала на него в чистовых клетях кварты № 7 – 9, где установлена система дозированной подачи водомасляной смеси на валки НШСГП «2000» ОАО ММК.

Целью настоящей работы – является оценка влияния смазочного материала на изменение объема изношенного материала рабочих валков.

Поскольку на практике износ инструмента оценивают по его линейной величине (ΔR – для прокатного валка), характеристики определим из условия:

$$\Delta V = V_{\text{зад}} - V_{\text{изн}}, \quad (1)$$

$V_{\text{(зад)}}$ - объем валка с заданным профилем, мм³.

$V_{\text{(изн)}}$ - объем валка с изношенным профилем, мм³.

Для вычисления объема изношенного материала было положено определение объема усеченного конуса, так как валок имеет вогнутую форму. Поэтому рассматриваемый валок был разделен на 16 элементарных геометрических фрагментов с приращением см. рисунок 1.

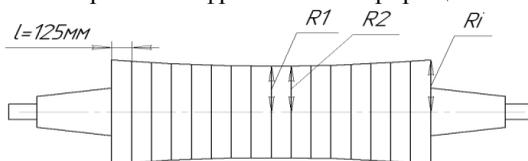


Рисунок 1. Рабочий валок, разделённый на геометрические фрагменты

$$V_{i(\text{зад,изн})} = \sum_{i=1}^{16} \frac{1}{3} \cdot \pi \cdot (R_{i-1}^2 + R_{i-1} \cdot R_i + R_i^2) \cdot \Delta l \quad (3)$$

$V_{i(\text{зад,изн})}$ - объем валка с заданным (зад) и изношенным (изн) профилем;

R_i - радиус валка в i -ой точке;

R_{i-1} - радиус валка в предыдущей точке;

Δl - длина одной геометрической фигуры.

Исходными данными для определения объема изношенного материала является профилировка валков (заданная-изношенная) и геометрические размеры рабочих валков.

Результаты расчетов объема изношенного материала, как с применением смазочного материала, так и без него представлены в таблице 1.

Таблица 1

Усредненные значения объема изношенного материала для верхних валков, как с применением смазочного материала, так и без него

Клетки	Положение валка	$\sum_{n=1}^5 \Delta V_n \rho / n, \text{ кг}$ С подачей смазочного материала	$\sum_{n=1}^5 \Delta V_n \rho / n, \text{ кг}$ Без подачи смазочного материала	%
7	Верхний	1,165	1,36	14,3
	Нижний	1,09	1,3	16
8	Верхний	1,3	1,78	26,9
	Нижний	1,464	1,73	18,2
9	Верхний	1,926	2,7	28
	Нижний	2,3	2,32	0,86

Примечание: ρ - плотность металла валка, кг/м^3 , n-число экспериментальных замеров профиля рабочего валка

По результатам проведенных экспериментальных исследований, в заключении можно отметить следующее, что при подаче смазочного материала объем изношенного материала снижается в среднем на 17 %, максимальный эффект достигает в 8-ой клетки и составляет 26,9 %.

Библиографический список

1. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. М., «Металлургия», 1973. 288с.
2. Тубольцев Л.Г., Килиевич А.Ф., Адамский С.Д., Нетесов Н.П. Горячая прокатка листовой стали с технологическими смазками М., «Металлургия» 1982. 160 с.
3. Платов С.И., Румянцев М.И., Дема Р.Р., Харченко М.В. Эффективность процесса горячей прокатки с подачей смазочного материала между опорным и рабочим валками на непрерывном широкополосном стане горячей прокатки 2000 ОАО «ММК» // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. – 2011. - №. 4
4. Платов С.И., Дема Р.Р., Амиров Р.Н., Ярославцев А.В., Математическая модель процесса изнашивания и прогнозирования срока службы рабочих валков клетки кварто при подаче смазочного материала // Производство проката. – 2012 - №9. - С. 38 – 43.

А.А. Воробьев, П.Г. Мазени
ФБГОУ ВПО «Южно-Уральский государственный
университет (национальный исследовательский)»
г. Челябинск, Россия
E-mail: mpg2@mail.ru

УСТРОЙСТВО ДЛЯ АВТОМАТИРОВАННОЙ СМЕНЫ ИНСТРУМЕНТА НА СВЕРЛИЛЬНО-ФРЕЗЕРНОМ СТАНКЕ С КОМПЬЮТЕРНОЙ СИСТЕМОЙ ЧПУ

Аннотация

Рассмотрена конструкция устройства автоматизированной смены инструмента в шпинделе сверлильно-фрезерного станка с компьютерной системой ЧПУ, предназначенного для лабораторий учебных заведений среднего и высшего. Чертежи устройства переданы для внедрения на учебных сверлильно-фрезерных станках с компьютерными системами ЧПУ.

Устройство для автоматизированной смены инструмента (УАСИ) в шпинделе станка с компьютерным управлением предназначено для автоматизированной смены инструмента в соответствии с командами управляющей программы, изучения и исследований технологического оборудования с компьютерными системами ЧПУ, при проведении практических, лабораторных и учебно- и научно-исследовательских работ по различным дисциплинам, связанным с технологией машиностроения, автоматизированным оборудованием, электроприводами, электроавтоматикой, информационно-измерительными системами, числовым программным управлением, гибкими производственными системами, мехатроникой, микропроцессорными системами, вычислительной техникой и современными информационными технологиями и др. Недостатками производственных УАСИ, которые не позволяют их применять на учебных станках с ЧПУ является их сложность и недостаточная наглядность его конструкции для учебного оборудования, что снижает методические возможности понимания принципов работы, а также определяет его высокую стоимость, неприемлемую для учебного оборудования. Одной из проблем качественной подготовки кадров машиностроителей является отсутствие средств обучения для апробации знаний и выработки умений и навыков учащихся. Наиболее эффективным средством практической подготовки может являться специальное

виртуальное и реальное учебное оборудование, синтезирующее функциональные и программно-методические преимущества мировых достижений в области технологического, дидактики и современных информационных технологий.

Предлагаемая конструкция УАСИ предназначена для оснащения учебных сверлильно-фрезерных станков с компьютерными системами управления, проста для производства и изучения, обеспечивает применение современных дидактических приемов для формирования заданных образовательными стандартами компетенций в рамках бакалавриата и магистратуры. Удешевления стоимости обеспечивается упрощением конструкции и применением унифицированных и стандартных конструктивных элементов. Для решения указанной задачи предлагаемое УАСИ (рисунок 1, 2) содержит магазин-накопитель типа револьверной головки, установленный на обособленной платформе, снабжено устройством для обеспечения контакта хвостовика фрезерного инструмента и конического отверстия шпинделя станка, причем для обеспечения осевой силы при фрезеровании используется комплект пружин, для захвата и удержания инструмента в гнезде накопителя применены специальные захваты, для установки инструмента в позицию смены и позицию отвода устройство снабжено двумя независимыми механизмами позиционирования (линейным приводом позиционирования платформы и вращательным приводом позиционирования накопителя), причем большинство деталей устройства – унифицированные или стандартные.

Сущность устройства поясняется чертежами, где на рисунке 1 дан общий вид УАСИ, на рисунке 2 его кинематическая схема.

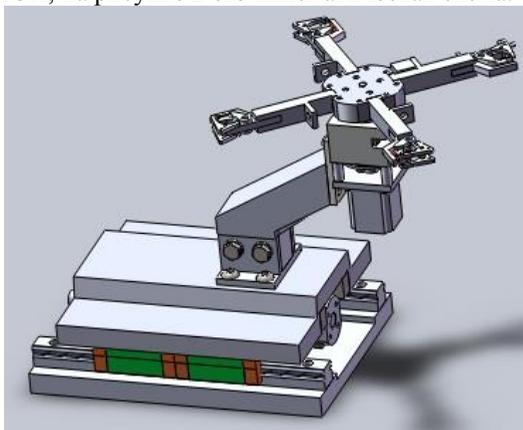


Рисунок 1. Общий вид УАСИ

при смене, расчет пружин, разработка циклограмм, принцип работы автоматизированной смены инструмента, закрепления инструмента в шпинделе, электроавтоматику. Универсальность, можно подготовить для работы с другим настольно-фрезерным станком. На рисунке 3 изображена кинематическая схема устройства автоматизированной смены инструмента и настольно-сверлильно-фрезерного станка.

При наладке в позиции накопителя устанавливаются режущие инструменты, которые должны использоваться при выполнении управляющей программы по обработке заданной детали. После считывания команды управляющей программы например T4, приводами УАСИ выполняются следующие действия 1) поворот магазина в позицию смены заданного в УП инструмента №4, 2) перемещение платформы с накопителем до соосности шпинделя и сменного инструмента, 3) перемещение шпинделя вниз до контакта хвостовика инструмента с коническим отверстием шпинделя, 4) разжим сверлильного инструмента и отвод платформы с накопителем в положение отвода (при установке фрезы, данное действие не выполняется), 5) работа станка с установленным в шпиндель инструментом в соответствии с УП, 6) после отработки данного инструмента - перемещение шпинделя вверх для извлечения хвостовика инструмента из шпинделя, 7) отвод магазина в позицию отвода (ожидания).

Кинематика механизма передвижения УАСИ включает в себя шаговый двигатель 1 от которого через упругую муфту 2 и шарико-винтовую пару качения с шагом винта 5мм линейное движение передается на направляющие качения 3. Кинематика механизма поворота включает в себя шаговый двигатель 4 от которого через упругую муфту 5 на вал 6 с храповым колесом 7 и на крышку револьверной головки 8. Кинематика механизма зажима инструмента включает в себя шаговый двигатель 11 от которого через винт 12 передается крутящий момент на подвижный шарнир 9, который зажимает инструмент в устройстве. Пружина 10 действует на губку 13, которая жестко прижимает хвостовик инструмента к губке 14. Техническим назначением узла поворота является поворачивать револьверную головку с инструментом после получения сигнала о смене инструмента.

Для передачи крутящего момента будем использовать шаговый двигатель РК-545А фирмы Vextra. Передача крутящего момента от электродвигателя на вал будет осуществляться с помощью упругой муфты ЕК/GS14 8^{H7}12^{H7} 1900 фирмы Gerwah. На валу установлено два радиально-упорных подшипника первый ISO15ABB-3917, второй ISO15ABB-3012-10 которые будут воспринимать осевую и радиальную нагрузку при вынимании и установке инструмента в шпиндель станка. В

качестве механизма деления использовано храповое колесо (рисунок 3) с двумя замками. При повороте вала храповое колесо будет отжимать замок, а тот в свою очередь будет нажимать на конечный выключатель и отключать шаговый двигатель.



Рисунок 3. Храповый механизм фиксации

К корпусу механизма поворота крепятся все основные детали, а он в свою очередь будет крепиться к основанию. Узел поворота (рисунок 4) предназначен для смены позиций инструмента при поступлении сигнала от устройства ЧПУ.

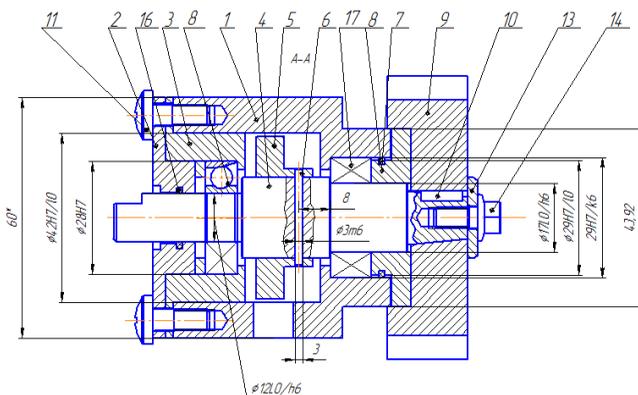


Рисунок 4. Узел поворота

Вал электродвигателя через упругую муфту присоединён к валу 4. К конусному концу вала 4 с помощью винта 14 М4 с шайбой 13 присоединена поворотная крышка 9. Вал 4 в корпусе 1 опирается на два радиально-упорных подшипника 8. Верхний подшипник запрессован в корпус 1, а нижний устанавливается в стакан 3 и закрывается крышкой 2. В крышке 2 установлена манжета 16 предотвращающая течь смазки из подшипникового узла. На валу 4 установлено храповое колесо 5, зафиксированное штифтом 6. Два замка храпового колеса фиксируют вал

в нужном положении. Замки устанавливаются в паз корпуса 1 вместе с конечным выключателем.

Так как для передачи крутящего момента в шпинделе станка используется коническое соединение, необходимо рассчитать осевую силу достаточную для удержания инструмента в шпинделе. Согласно расчетам сила резания при диаметре фрезы 10 мм составляет 6651 Н, а крутящий момент 30,8 Н·м.

Определяем осевую силу резания и крутящий момент при фрезеровании концевой фрезой Ø10

Осевая сила резания:

$$P_z = \frac{10 \cdot 68,2 \cdot 5^{0,86} \cdot 0,06^{0,72} \cdot 10^1 \cdot 3}{10^{0,86}} \cdot 2 = 2973,85 \text{ Н}. \quad (1)$$

Крутящий момент:

$$M = \frac{2973,85 \cdot 10}{2 \cdot 100} = 148,7 \text{ Н} \cdot \text{м}. \quad (2)$$

Рассчитаем момент трения возникающий при закреплении в шпинделе станка инструмента с конусом Морзе №2.

При сжатии силой P_0 двух конических поверхностей между ними возникает трение, момент которого может быть выражен формулой:

$$M = f \cdot p \cdot F \cdot r_{прив}, \quad (3)$$

где f – коэффициент трения между трущимися поверхностями;

p – среднее удельное давление;

F – площадь соприкасающихся поверхностей;

$r_{прив}$ – приведенный радиус сил трения соприкасающихся поверхностей.

Приведенный радиус сил трения соприкасающихся поверхностей можно принять равным среднему радиусу:

$$r_{прив} = r_{cp} = (r_1 + r_2)/2. \quad (4)$$

Величина $r_{прив}$ зависит от закона распределения элементарных сил трения трущихся поверхностей, т.е. от точности изготовления сопряженных конических поверхностей. Принимая приведенный радиус равным среднему, считаем, что при установке обеспечивается полное прилегание конической поверхности хвостовика и сопряженной поверхности шпинделя станка. Расчетный крутящий момент M_p определяем исходя из максимального крутящего момента резания $M_{кр}$ возникающего при обработке:

$$M_p = \beta \cdot M_{кр}, \quad (5)$$

где β – коэффициент запаса сцепления, который должен гарантировать работу соединения без проскальзывания при уменьшении коэффициента трения или приведенного радиуса сил трения.

Чтобы не было проскальзывания, расчетный крутящий момент должен быть больше или равен крутящему моменту трения:

$$\beta \cdot M_{кр} = f \cdot p \cdot F \cdot r_{прив}. \quad (6)$$

Среднее удельное давление p для конических сопряженных поверхностей связано с осевым усилием P_0 соотношением:

$$p = P_0 / (F \cdot \sin \alpha), \quad (7)$$

где α – угол уклона конуса, равный половине угла при вершине конуса.

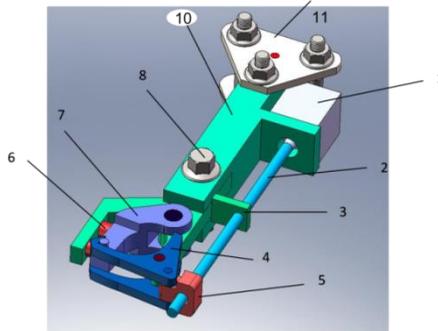


Рисунок 5. Механизм зажима по варианту А

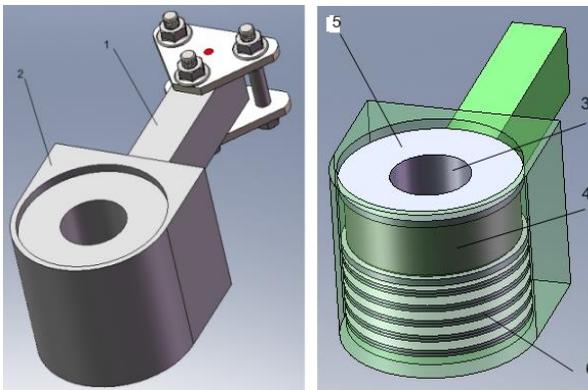


Рисунок 6. Механизм зажима по варианту Б

Уравнение надежного закрепления сверла можно записать:

$$\beta \cdot M_{кр} = f \cdot \frac{P_0}{\sin \alpha} \cdot r_{прив}.$$

Выразим осевую силу P_0 достаточную для закрепления сверла в шпинделе станка:

$$P_0 = \frac{\beta \cdot M_{кр} \cdot \sin \alpha}{f \cdot r_{прив}}. \quad (8)$$

Осевая сила равна $1,9H$ в проектном варианте устройства обеспечивается сила $9,1H$ что приемлемо. Исходя из приведенных расчетов можно сделать вывод, что для надежного закрепления инструмента в шпинделе станка достаточно приложить к нему силу $10H$. При сверлении осевая сила P_0 направлена вертикально вверх против направления сверления, а при фрезеровании сила P_z может быть направлена как вверх, при фрезеровании концевой фрезой с правым направлением винтовой линии сила P_z будет направлена вверх, а при фрезеровании фрезой с левым направлением винтовой линии – вниз. Конструкция зажимного устройства по варианту А (рисунок 5) используется для смены сверл в шпинделе станка, а конструкция по варианту Б (рисунок 6) используется для закрепления и удержания во время работы концевых фрез. Конструкция зажимного устройства представляет собой «руку» с закрепленным на ней зажимным устройством. Данное зажимное устройство предназначено для надежного закрепления сверла при его извлечении из шпинделя станка. Зажимное состоит из «руки» 11 с закрепленным на ней электродвигателем 1. К выходному валу электродвигателя крепиться винт 2. Для фиксации винта параллельно «руке» используем опору 3. На винте перемещается гайка 5. В конструкции зажимного предусмотрена две качающихся губки 4 и 7, губка номер 4 приводиться в движение от гайки 5. Губка 4 подпружинена двумя пружинами 6. Что обеспечивает надежное закрепление инструмента и препятствует проворачиванию и выпадению инструмента. Штифт 10 предназначен для точной сборки с узлом поворота. Зажимное устройство (рисунок 6) предназначено для зажима и удержания концевой фрезы в контакте с отверстием шпинделя в процессе обработки. Конструкция зажимного устройства состоит из руки 1, корпуса 2, в корпусе установлены комплект тарельчатых пружин 6, опорная шайба 5 под подшипник, подшипник 4, втулка 3. Комплект из 5 пар тарельчатых пружин выполнен по ГОСТ 3057-90.

**А.В. Анцупов, М.Г. Слободянский,
А.В. Анцупов (мл), В.П. Анцупов, В.А. Русанов**
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: momz-magtu@yandex.ru

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОБРАЗЦОВ ПРИ СТАНДАРТНЫХ ИСПЫТАНИЯХ НА РАСТЯЖЕНИЕ

Аннотация

В статье представлена новая методика и результаты аналитического расчета показателей повреждаемости и долговечности образцов по кинетическому критерию прочности материалов, разработанная на основе стандартных испытаний на растяжение.

В данной статье решается актуальная задача аналитической оценки скорости повреждаемости наиболее нагруженных объемов материалов $\dot{\epsilon}_{e \max}^{\ominus}$ и среднего ресурса \bar{t}^{\ominus} стандартных образцов до разрушения, найденных по результатам их испытаний на растяжение.

Для решения указанной выше задачи полученные исходные данные по результатам испытаний на растяжение образцов на разрывной машине ИР 5113-100, проведенные по методике ГОСТ 23.218-84 «Метод определения энергоемкости при пластической деформации материалов» [1]. Суть испытаний состоит в растяжении образца в форме пластины из исследуемого материала и определении количества энергии, поглощенной единицей объема материала образца при пластической деформации до разрушения. Образцы представляют собой пластины, на поверхность одной из граней которых в пределах базовой длины l_0 нанесены алмазной пирамидкой по ГОСТ 2999-75 [2] с определенным интервалом прямоугольные отпечатки, рисунок 1, на стационарном твердомере Ernst NR3D, рисунок 2, а.

Методика испытаний заключалась в следующем. Четыре образца из стали 25 и три образца из стали 40Х (таблицы 1) растягивали на машине ИР 5113-100¹ в соответствии с требованиями ГОСТ 1497-73 [3],

¹ Авторы статьи благодарят проректора по научной и инновационной работе ФГБОУ ВПО «МГТУ им. Г.И. Носова», профессора Чукина М.В. и директора НИИ наносталей, профессора Барышникова М.П. за техническую поддержку при проведении испытаний

непрерывно регистрируя усилие F , их деформацию и температуру инфракрасным термометром «CONDROL IR – T4». До и после испытаний проводили замеры значений размеров образцов и диагоналей отпечатков, при помощи микроскопа Meiji IM 7200, рисунок 2, б.

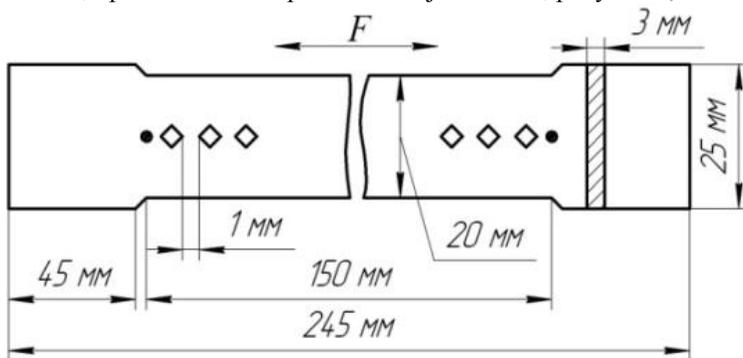


Рисунок 1. Геометрические размеры образца

На рисунке 3 показаны фотографии образцов и отпечатков до и после испытаний.

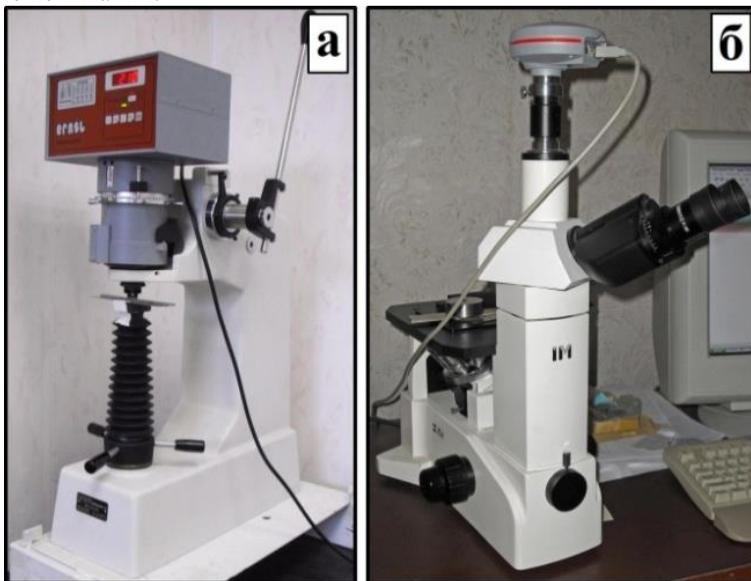


Рисунок 2. Оборудование, используемое при проведении испытаний: а - стационарный твердомер Ernst NR3D; б - микроскоп Meiji IM 7200.

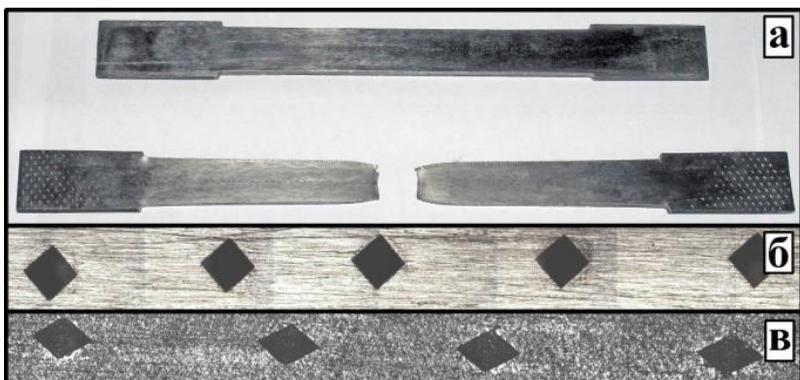


Рисунок 3. Образец до и после испытаний
 а - внешний вид образца до и после испытаний; б – прямоугольные отпечатки до испытаний; в – форма отпечатков после испытаний.

Для экспериментального определения значений скорости $\dot{u}_{e \max}^{\exists}$ повреждаемости материалов и ресурса \bar{t}_{np}^{\exists} испытанных образцов, использована не только методика обработки полученных для каждого образца диаграмм растяжения в соответствии с ГОСТ 23.218-84 [1], но и структурно-энергетическая интерпретация процесса повреждаемости их материалов и термодинамический критерий разрушения структуры [4, 5].

Алгоритм экспериментальной оценки $\dot{u}_{e \max}^{\exists}$ и \bar{t}_{np}^{\exists} представляет последовательность следующих вычислительных операций.

А). По ГОСТ 23.218-84 рассчитывается общая энергия внешней силы F , затраченная на пластическую деформацию образца до его разрушения по величине площади, снятой в эксперименте диаграммы растяжения «усилие-деформация», по выражению:

$$E = E_1 + E_2 = (A_1 + A_2) \cdot \mu_F \cdot \mu_{\Delta}, \quad (1)$$

где A_1 и A_2 - площади первого и второго участка экспериментальной диаграммы, определенные методом планиметрирования, рисунок 4;

$\mu_F = F_{\max} / BL$; $\mu_{\Delta} = \Delta l / OM$ - масштабы осей усилий и деформаций; $\Delta l = l_k - l_0$, l_k и l_0 - абсолютное удлинение, конечная и начальная длина образца; F_{\max} - максимальное усилие на образце, рисунок 4.

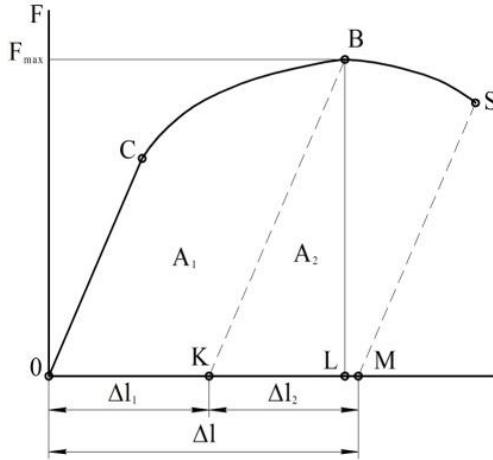


Рисунок 4. Экспериментальная диаграмма «усилие-деформация»

Б). По ГОСТ 23.218-84 рассчитывается распределение абсолютных Δl_i деформаций i -тых участков материала по длине образца по относительной деформации δ_i диагоналей соответствующих отпечатков, ориентированных вдоль линии действия растягивающей нагрузки:

$$\delta_i = (\Delta l_i - \Delta_0) / \Delta_0, \quad \Delta l_i = \delta_i \cdot l_y \quad \text{и} \quad l_i = l_y \cdot (1 + \delta_i), \quad (2)$$

где Δ_0 и Δl_i – длина диагонали отпечатка, расположенном на i -том участке разбиения $l_y = l_0 / N$ начальной длины l_0 образца до и после испытаний соответственно; $i = 1 \dots N$ – номер и N – число участков разбиения; l_i – длина i -того участка после деформации.

В). Опираясь на базовое положение экспериментально обоснованной термокинетической (термофлуктуационной) теории разрушения материалов С.Н. Журкова [6], определяем из диаграммы, рисунок 4, эквивалентную постоянную нагрузку $F = E / \Delta l$, которая совершит ту же работу до разрушения образца в течение некоторого ожидаемого периода времени (ресурса) \bar{t}_{np}^{\exists} .

Поэтому далее на этом этапе рассчитывается распределение по длине образца (на каждом i -том участке) следующих величин:

$A_i = F \cdot \Delta l_i$ (3.а) - работы внешней силы $F = E / \Delta l$ (работы деформации); $T_i = T_{\max} \cdot \delta_i$ (3.б) - температуры материала (T_{\max} -

экспериментальная температура материала в зоне разрыва образца); $\bar{Q}_i = \alpha_T \cdot (T_i - T_0) \cdot A_{Bi} \cdot t_p$ (3.в) - тепловой энергии, переданной за время t_p окружающей среде через боковую поверхность A_{Bi} участка посредством теплообмена (α_T - коэффициент теплоотдачи, T_0 - температура среды); $\Delta U_i = A_i - \bar{Q}_i$ (3.г) - полного приращения внутренней энергии; $\Delta u_i = \Delta U_i / V_y$ (3.д) - приращения плотности внутренней энергии структуры материала ($V_y = S_0 \cdot l_y$ - объем материала каждого i -того участка образца, S_0 - площадь поперечного сечения образца до деформации); $\bar{u}_{ei} = (\Delta u_i - \Delta u_{Ti}) / t_p$ (3.е) - средней в объеме материала скорости накопления дефектов его структуры ($\Delta u_{Ti} = \rho \cdot c \cdot T_i$ - приращение плотности (плотность) тепловой составляющей внутренней энергии структуры материала).

Г). Рассчитывается величина критического (разрушаемого) объема $V_{кр}$ образца, скорости повреждаемости его структуры (скорости накопления плотности потенциальной составляющей внутренней энергии) $\dot{u}_{e \max}$ и расчетного ресурса \bar{t}_{np}^{\ominus} до разрушения этого объема (образца).

Согласно термодинамическому критерию прочности, разрушение элемента происходит при достижении в наиболее нагруженном, критическом объеме материала плотностью внутренней энергии (или ее прироста) критического значения: $u(t_p) = u_{e0} + \Delta u_e(t_p) + u_T(t_p) = \Delta H_S$ (или $\Delta u(t_p) = \Delta H_S - u_{e0}$). В этот момент - t_p , в критическом объеме $V_{кр}$ возникает и самопроизвольно распространяется в нем со скоростью звука микротрещина, вызывая разделение тела на части.

В нашем случае t_p - момент разрушения или длительность действия нагрузки до разрушения образца; ΔH_S - энтальпия плавления

материала; $u_{e0} = \frac{(0,071 \cdot HV)^{2,4}}{6 \cdot G \cdot (6,47 \cdot 10^{-6} \cdot HV + 0,12 \cdot 10^{-2})^2}$ - плотность

потенциальной составляющей внутренней энергии в исходном состоянии.

Исходя из приведенных выше основных положений структурно-энергетической теории разрушения материалов (термодинамической теории прочности), искомые величины рассчитываются по следующим выражениям:

- величина критического объема и его длины $l_{кр}$, который расположен на участке образования шейки (с координатами $\delta_{i\max}$, $T_{i\max}$ и $\Delta U_{i\max}$):

$$V_{кр} = \frac{\Delta U_{i\max}}{\Delta u(t_p)} = \frac{\Delta U_{i\max}}{\Delta H_S - u_{e0}}, \quad l_{кр} = V_{кр} / S_p, \quad (4)$$

где S_p - площадь поперечного сечения образца в месте разрыва;

- величина скорости повреждаемости структуры материала в критическом объеме материала (скорости накопления плотности потенциальной составляющей внутренней энергии дефектов) $\dot{u}_{e\max}$ рассчитывается из условия:

$$\dot{u}_{e\max}^{\ominus} = \frac{\Delta u_e(t_p)}{t_p} = \frac{\Delta H_S - u_{e0} - u_T(t_p)}{t_p}, \quad (5)$$

где $u_T(t_p) = \Delta u_{T\max} = \rho \cdot c \cdot T_{i\max}$ - приращение плотности (плотность) тепловой составляющей внутренней энергии структуры материала критического объема за время t_p ;

- величина расчетного ресурса до разрушения образца:

$$\bar{t}^{\ominus} = \frac{\Delta u_{eкр}}{\dot{u}_{e\max}^{\ominus}} = \frac{\Delta H_S - u_{e0} - \Delta u_{T\max}}{\dot{u}_{e\max}^{\ominus}}, \quad (6)$$

где $\Delta u_{eкр}$ - критическое приращение плотности потенциальной составляющей внутренней энергии в критическом объеме к моменту разрушения.

По данному алгоритму (1) - (6) были рассчитаны не только характеристики $\dot{u}_{e\max}^{\ominus}$ и \bar{t}^{\ominus} для всех испытанных в лабораторном эксперименте образцов, таблицы 1, столбцы №8 и №9, но и линейный размер $l_{кр}$ критического (разрушаемого) объема $V_{кр}$, таблица 1, столбцы №6 и №7.

Таблица 1

Результаты экспериментально аналитического определения характеристик повреждаемости и долговечности образцов

№ образца	Материал	σ , МПа	Δl , мм	T_i , °C	$V_{кр}$, мм ³	$l_{кр}$, мм	\dot{i}_e^{max} , $\frac{Вт}{мм^3}$	$\bar{t}_{пр}^{\text{э}}$, с
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Сталь 25	338,44	33,0	83,5	4,28	0,089	0,0488	192
2		382,92	39,5	82,0	4,79	0,096	0,0293	316
4		379,87	34,0	80,5	4,56	0,093	0,0482	193
5		366,46	36,5	81,0	6,13	0,139	0,0263	353
6	Сталь 40Х	669,58	16,0	72,0	6,49	0,151	0,0069	1250
7		532,26	13,2	84,0	4,19	0,084	0,0282	316
8		669,34	15,5	75,0	6,01	0,128	0,0165	531

Для обоснования представленных в таблице 1 данных ниже, на рисунке 5 и в таблице 2, в качестве примера показаны все промежуточные результаты измерений и расчетов по алгоритму (1)-(6) для образца №1 из таблицы 1.

Таблица 2

Результаты обработки экспериментальных данных испытаний образца №1 из материала Сталь 25

i №- участка	δ_i	Δl_i , мм	A_i , Дж	T_i , °C	\bar{Q}_i , Дж	ΔU_i , Дж	$\bar{u}_e \cdot 10^{-3}$, $\frac{Вт}{мм^3}$	\dot{i}_e^{max} $\bar{t}_{пр}^{\text{э}}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	0,1026	0,2390	6,454	29,63	0,2395	6,215	0,17	-
2	0,1089	0,2536	6,848	30,22	0,2583	6,590	0,18	-
...								-
21	0,2214	0,5159	13,930	40,79	0,6859	13,24	0,37	-
22	0,2257	0,5258	14,197	41,19	0,7077	13,48	0,38	-
...								-
31	0,6452	1,5034	40,592	80,58	2,2450	38,34	1,07	-
32	0,6763	1,5759	42,548	83,50	2,3790	40,16	1,12	$\frac{0,046 \text{ Вт/мм}^3}{192 \text{ с}}$
33	0,6452	1,5034	40,592	80,58	2,2450	38,34	1,07	-
...								-
42	0,2257	0,5258	14,197	41,19	0,7077	13,48	0,38	-
43	0,2214	0,5159	13,930	40,79	0,6859	13,24	0,37	-
...								-
64	0,1016	0,2367	6,391	29,54	0,2372	6,154	0,17	-
65	0,1001	0,2332	6,297	29,40	0,2337	6,063	0,17	-

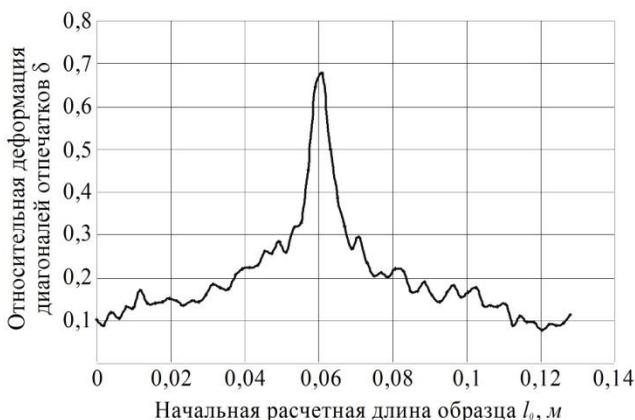


Рисунок 5. Распределение относительной деформации диагоналей отпечатков на базовой длине образца №1 из материала Сталь 25

Полученные данные для $\dot{u}_{e \max}^{\mathcal{E}}$ и $\bar{t}_{np}^{\mathcal{E}}$ использованы для сопоставления с ними теоретических значений \bar{u}_e и \bar{t} полученных при разработке методики проектной оценки долговечности элементов механических систем по критериям объемной прочности материалов изложенная в следующей статье данного сборника.

Библиографический список

- ГОСТ 23.218–84 Обеспечение износостойкости изделий. Метод определения энергоемкости при пластической деформации материалов – М.: Издательство стандартов, 1984.
- ГОСТ 2999-75 Металлы и сплавы. Метод измерения твердости по Виккерсу – М.: Издательство стандартов, 1975.
- ГОСТ 1497-73 Металлы. Методы испытаний на растяжение. – М.: Издательство стандартов, 1973.
- Анцупов А.В. Методология аналитической оценки надежности технических объектов / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл), В.П. Анцупов, М.Г. Слободянский и др. // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 70-й межрегиональной научно-технической конференции. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. – С. 141 – 144.
- Анцупов А.В. Оценка долговечности нагруженных деталей по кинетическому критерию прочности / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов

- (мл), В.П. Анцупов, М.Г. Слободянский и др. // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 70-й межрегиональной научно-технической конференции. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. – С. 137 – 141.
6. Журков С.Н., Нурзуллаев Б.Н. Временная зависимость прочности при различных режимах нагружения // Журнал технической физики. 1953. Вып. 10. С. 1677-1689.

УДК 669.184.66:681.5

**А.Ю. Пирогов, А.З. Рыжавский,
А.И. Кривоносов, А.Е. Криволапов,
С.Н. Панасенко, И.Н. Олейник**
Государственное предприятие «Украинский
научно-технический центр металлургической
промышленности «Энергосталь»,
г. Харьков, Украина
E-mail: krivonosov@energostal.kharkov.ua

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ В ГАЗООТВОДЯЩЕМ ТРАКТЕ КОНВЕРТЕРА ВО ВРЕМЯ ПЛАВКИ

Аннотация

ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» (г. Харьков, Украина) является ведущей инжиниринговой фирмой в СНГ, проектирующей, изготавливающей и вводящей в эксплуатацию газоотводящие тракты (ГОТ) конвертеров для металлургических заводов России, Украины, Казахстана, не уступающие по своим характеристикам ГОТ передовых западных фирм. В состав ГОТ входит современная АСУ ТП собственной разработки, как правило, на платформе Siemens.

Для отработки программно-математического обеспечения программно-технических комплексов (ПТК) АСУ ТП ГОТ в Центре разработана математическая модель процессов в газоотводящем тракте конвертера кислородно-конвертерного цеха, реализованная в контроллере фирмы Siemens, входящем в состав ПТК. Прикладное программное обеспечение взаимодействует с математической моделью и с реальным технологическим объектом управления.

Актуальность проблемы

Газоотводящий тракт конвертера (ГОТ) – технологический комплекс котел-утилизатор – газоочистка – дымосос, состоящий из ряда взаимосвязанных подсистем, содержащих многочисленные элементы управления. Этот комплекс в целом приобретает свойства, не присущие отдельным подсистемам и, тем более, их элементам. Обезуглероживание чугуна в конвертере с последующим полным или частичным дожиганием оксида углерода в газоходе котла, утилизация тепла в котле-охладителе путем нагрева воды и парообразования в охлаждающих экранах и ширмах, очистка дымовых газов перед выбросом их дымососом в атмосферу являются сложными технологическими процессами (аэродинамическими и тепломассообменными) [1, 2, 3].

На динамику работы ГОТ влияют: расход кислорода на продувку конвертера, фаза плавки стали в конвертере, теплообменные процессы в котле и газоочистке и т.п. Кроме того, в ГОТ имеется несколько десятков предаварийных и аварийных параметров, значения которых следует непрерывно контролировать. При достижении этими параметрами критических значений, а также при отказах определенных исполнительных механизмов, датчиков, оборудования АСУ ТП необходимо включать защиты, блокировки, резерв, сигнализацию и безаварийно перевести оборудование ГОТ в безопасное состояние или запретить проведение текущей или следующей плавки или продувки. Даже при отказе контроллера необходимо продолжать поддерживать уровень воды в барабане, который является важнейшим параметром регулирования, иначе может произойти «упуск» или «перепитка» уровня котловой воды в барабане. «Упуск» уровня котловой воды в барабане может привести к аварийному прогару поверхностей нагрева или гидроударам в циркуляционных контурах и повреждению циркуляционных насосов. «Перепитка» уровня котловой воды в барабане может привести к забросам воды из барабана в паровой коллектор и гидроударам с разрушением трубопроводов.

Газоотводящий тракт кислородного конвертера

В процессе продувки конвертера кислородом из конвертера выделяется конвертерный газ в котел-охладитель. В подъемном газоходе котла-охладителя происходит полное или частичное его дожигание. Продукты горения за счет разрежения, создаваемого дымососом, направляются по системе газоходов котла-охладителя конвертерных газов (ОКГ), аппаратов и газоходов газоочистки в дымовую трубу (свечу при отводе газов без дожигания).

Перед подачей в систему газоочистки газы необходимо охладить в котле-утилизаторе.

Котел-утилизатор – охладитель конвертерных газов, кроме тепловоспринимающих поверхностей газоходов, включает барабан-сепаратор, узел подачи питательной воды, циркуляционные насосы и работает в условиях, связанных с цикличностью выхода конвертерных газов, их высокой температурой и большой запыленностью. Циклический характер выхода конвертерных газов обуславливает и циклический характер выработки пара, происходящего только во время кислородной продувки, составляющей примерно 30–40 % всего периода плавки. Образующаяся в поверхностях нагрева пароводяная смесь направляется в барабан-сепаратор котла [4].

Охлаждение газа происходит в процессе его движения через кессон, подъемный и опускной газоходы ОКГ за счет подачи воды на охлаждающие поверхности котла: экраны, ширмы и системы трубопроводов, расположенных по трассе движения газа. Охлажденный до 450–700°C газ поступает в мокрую газоочистку. Подача охлаждающей воды в ОКГ осуществляется из циркуляционной насосной, в состав которой входят циркуляционные насосы и электроуправляемые исполнительные механизмы (ИМ).

Барабан-сепаратор обеспечивает сепарацию пара от воды. В системе защиты котла, транспортировки пара и регулирования подачи питательной воды через узел питания используются электроуправляемые ИМ и регулирующие клапаны.

В скруббере – первой ступени газоочистки – осуществляется процесс дальнейшего понижения температуры конвертерного газа (до 60–65 °С) и его грубая очистка.

Труба Вентури служит для тонкой очистки конвертерного газа от пыли и окончательного охлаждения его до 55...60 °С.

В каплеуловителе происходит осушение конвертерного газа путем выделения капель воды из газового потока.

Дымосос обеспечивает разрежение по всей трассе движения конвертерного газа и отвод газов конвертера в атмосферу через дымовую трубу.

Математическая модель работы ГОТ конвертера

Для отработки программного обеспечения (ПО) АСУ ТП ГОТ конвертера во всех режимах была разработана математическая модель технологических процессов (непосредственно касающихся функционирования ГОТ и АСУ ТП ГОТ), происходящих в комплексе во все периоды плавки.

Математическая модель работы газоотводящего тракта описывает:

- изменение положения и состояния исполнительных механизмов (ИМ): 65 заслонок, задвижек, клапанов, насосов и одного дымососа – в соответствии с командами, поступающими от АСУ ТП ГОТ;
- количественное и качественное изменение состояния рабочего тела (расходы, объемы, температура, давление, энергия) в зависимости от положения и состояния исполнительных механизмов;
- формирование потока кислорода в конвертер, выделение конвертерного газа и горение оксида углерода в газоходах котла-утилизатора;
- работу дымососа, формирование разрежений дымовых газов по тракту от дымососа до кессона и давление на выходе нагнетателя;
- формирование непрерывных и дискретных сигналов, поступающих с датчиков в ПТК АСУ ТП и т.д.

Сигналы с датчиков поступают в контроллеры, где они обрабатываются (с контролем достоверности) и приводятся к физическому виду измеряемого параметра. В соответствии с управляющими алгоритмами вырабатываются команды на ИМ с учетом работы алгоритмов защит и блокировок. Отрабатывая в модели соответствующие команды, ИМ изменяют свое состояние и состояние технологических параметров ГОТ, что ведет к изменению показаний соответствующих датчиков. Таким образом, ПО АСУ ТП работает в условиях и с параметрами, адекватными реальным, что позволяет провести отработку ПО на комплексном стенде для штатных, нештатных и аварийных ситуаций.

Видеокадр «Газоотводящий тракт конвертера» приведен на рисунке 1.

Блок-схема математической модели работы газоотводящего тракта конвертера представлена на рисунке 2.

В ММ учтены стадии конвертерной плавки: загрузка, продувка, ожидание, анализ пробы, додувка, выпуск плавки, слив шлака, техобслуживание.

Математическая модель процессов в ГОТ описана в виде системы линейных и нелинейных дифференциальных и алгебраических уравнений [5].

ММ работы газоотводящего тракта программно реализована с помощью штатных программных средств фирмы Siemens.

Моделирование заключается в математической имитации реальных технологических процессов работы ГОТ под управлением АСУ ТП. ММ используется для отработки штатного ПО АСУ ТП для всех режимов

работы ГОТ с учетом возможных отказов отдельных элементов (отказ контроллера, измерительного канала, исполнительного механизма, прорыв трубы и т.п.).

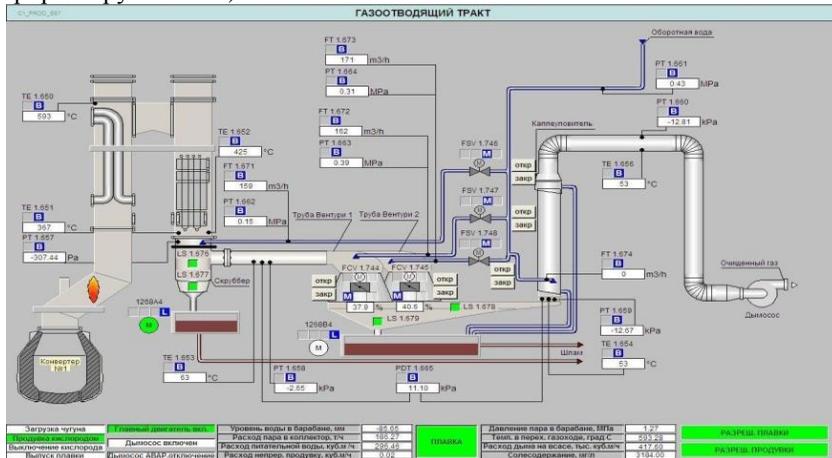


Рисунок 1. Видеокадр «Газоотводящий тракт конвертера» (кроме циркуляционных насосов, узла питательной воды, барабана-испарителя)

Переходные процессы основных параметров работы ГОТ конвертера при моделировании представлены на рисунке 3.

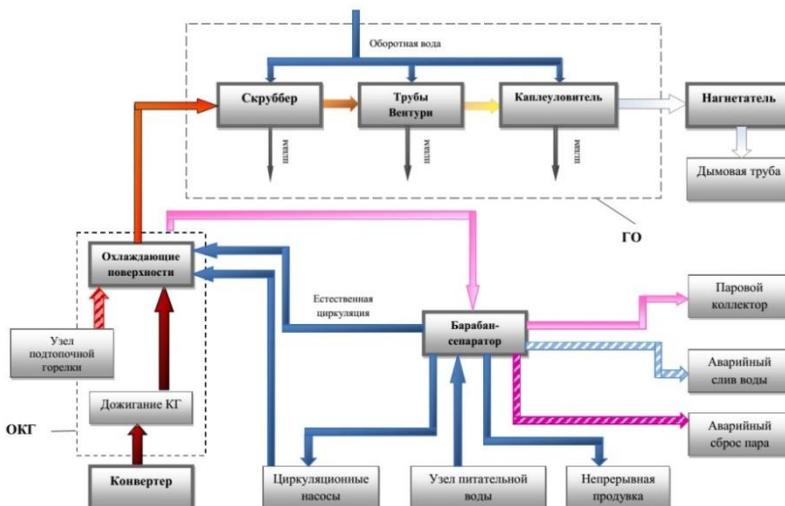


Рисунок 2. Блок-схема математической модели работы газоотводящего тракта конвертера

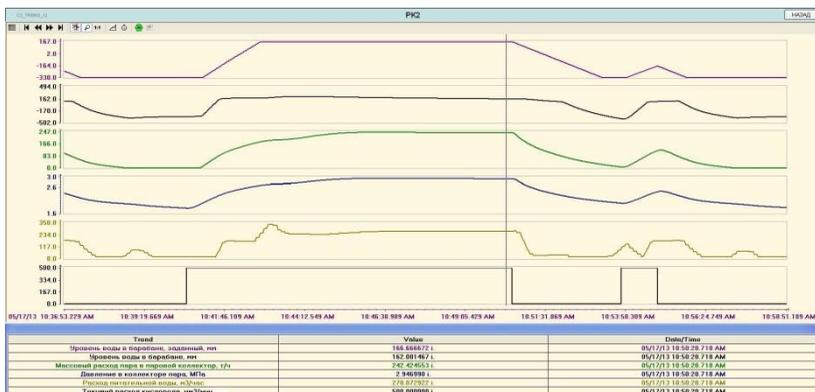


Рисунок 3. Графики переходных процессов основных параметров работы ГОТ конвертера при моделировании

Выводы

1. В ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» разработана математическая модель работы газоотводящего тракта, которая применялась для отработки программного и математического обеспечения АСУ ТП ГОТ четырех конвертеров в ОАО «НТМК», второго конвертера в ОАО «ЧМК» и может с небольшими доработками использоваться для других конвертеров, оснащенных системами мокрой газоочистки.
2. Особую ценность модель имеет для анализа нештатных и аварийных ситуаций, которые на реальном объекте проверить и отработать невозможно или очень сложно.
3. Использование модели позволяет сократить сроки пусконаладочных работ по АСУ ТП ГОТ К на объекте и повысить качество программно-математического обеспечения.

Библиографический список

1. Зайков С.Т., Лифшиц С.И. Выплавка стали в кислородных конвертерах. – Киев: Техника, 1968. – 194 с.
2. Юдашкин М.Я. Очистка газов в металлургии. – М.: Металлургия, 1976. – 384 с.
3. Бережинский А.И., Циммерман А.Ф. Охлаждение и очистка газов кислородных конвертеров. – М.: Металлургия, 1975. – 192 с.
4. Швядкий В.С., Ладыгичев М.Г. Очистка газов: Справочное издание. – М: Теплоэнергетик, 2002. – 640 с.
5. Бусленко Н.П. Моделирование сложных систем. – М.: Наука, Главная редакция физико-математической литературы, 1968. – 356 с.

В.А. Падалко, О.Н. Чиченева
Новотроицкий филиал НИТУ «МИСиС»
г. Новотроицк, Россия

Вас. В. Точилкин
ФБГОУ ВПО «МГТУ им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: chich38@mail.ru

РАЗРАБОТКА ПНЕВМАТИЧЕСКИХ СИСТЕМ МАНИПУЛЯТОРОВ ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ

Аннотация

Рассмотрена возможность модернизации манипулятора эркера дуговой сталеплавильной печи. Разработаны пневматические схемы манипуляторов и отдельные конструкции пневматических цилиндров.

Совершенствование дуговых сталеплавильных (ДСП) играет огромную роль в развитии металлургического машиностроения (рисунок 1).

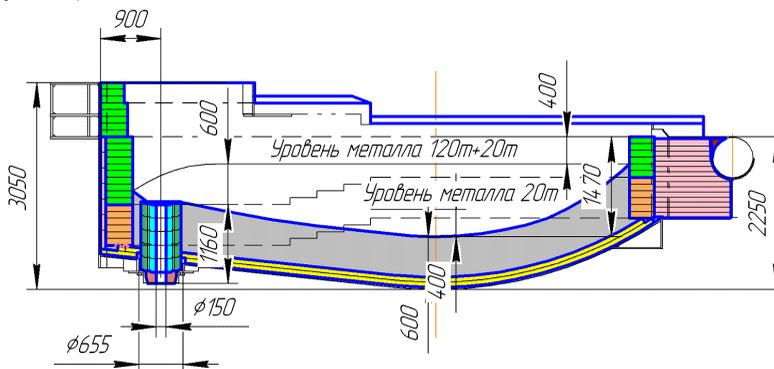


Рисунок 1. Дуговая сталеплавильная печь – ДСП 120

В настоящее время на предприятиях металлургического профиля функционируют ряд ДСП, но их производительность снижают непредвиденные простои. В частности, эти простои вызваны неполадками в пневмосистемах, например, манипулятора эркера. Наиболее ответственным узлом этой конструкции является пневмоцилиндр. Для того что бы сделать их надежнее в данной

разработке предлагается усовершенствованная конструкции пневматического цилиндра.

На рисунке 1 представлена компоновка дуговой сталеплавильной печи - ДСП 120 в момент выпуска стали. Данные машины непрерывного литья заготовок находятся в электросталеплавильных цехах (ЭСЦ).

Пневмопривод (рисунок 2) предназначен для открывания и закрывания эркерного шибера электропечи [1].

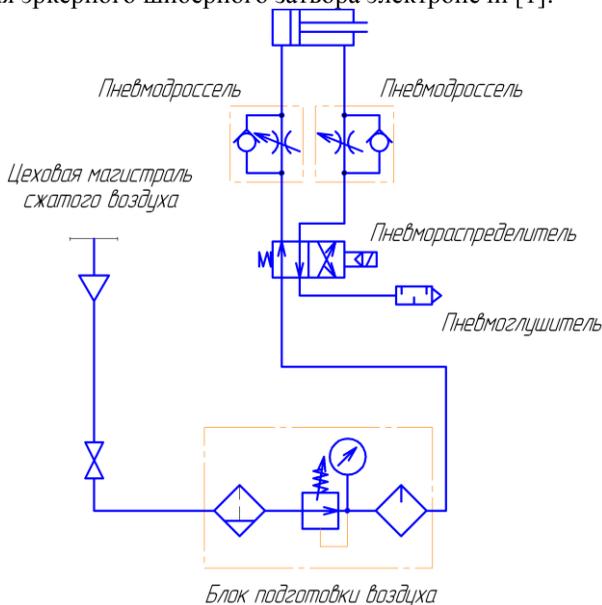


Рисунок 2. Схема пневмопривода

Затвор закрывает отверстие для выпуска жидкого металла из печи. Отверстие футеровано огнеупорами в виде стаканчиков, сердцевина выпускного отверстия заделывается смесью на основе кварцевого песка, что предохраняет затвор от прожига. При выпуске (при открытом затворе) сердцевина выдавливается жидким металлом, производится выпуск. Затвор движется поступательно по расположенным горизонтально направляющим с помощью роликов. В движение приводится пневмоцилиндр.

Воздух поступает из воздухопровода цеха, проходит через блок подготовки воздуха, где очищается в фильтре от твердых частиц величиной 0,005 мм и более, частиц воды и компрессорного масла. Маслораспылитель блока служит для внесения в сжатый воздух распыленного масла с целью смазки трущихся поверхностей

пневматических устройств. В блоке подготовки воздуха предусмотрен регулятор давления для понижения давления сжатого воздуха и поддержания его на заданном уровне. Далее сжатый воздух подается к пневмораспределителю, который предназначен для изменения потоков сжатого воздуха. Пневмораспределитель имеет электропневматическое одностороннее управление с пружинным возвратом. При подаче того или иного сигнала к электромагниту, распределитель подает сжатый воздух либо в штоковую (при этом затвор открывается), либо в поршневую полость пневмоцилиндра (затвор закрывается).

Сжатый воздух при подаче в пневмоцилиндр проходит через дроссель, позволяющий регулировать расход. В обратном направлении воздух проходит свободно через обратный клапан.

На линии выхлопа пневмораспределителя установлен пневмоглушитель для снижения уровня шума при сбросе сжатого воздуха в атмосферу [1].

Из-за воздействия высокой температуры порядка 100 °С в зоне работы пневмопривода, а при выпуске жидкого металла увеличивается до 350 °С конструктивным недостатком пневмоцилиндра являются: воротниковые манжеты, уплотнительные кольца, грязесъемное уплотнение.

Воздействие высокой температуры отрицательно сказывается на прочностных характеристиках установленных резиновых изделиях, следовательно, происходит повышение скорости износа взаимодействующих между собой деталей вызывающих задиры внутренней полости гильзы пневмоцилиндра. Влияние данных недостатков на технологический процесс, и экономическую составляющую включает в себя снижение производительности ЭСПЦ от простоя ДСП, увеличение аварийных простоев связанных с заменой цилиндра, увеличение затрат на ремонт.

Проанализировав технические характеристики, и экономические показатели продукции РТИ, была выбран материал ECORUBBER I.

Вывод: установка воротниковых манжет, уплотнительных колец, грязесъемного уплотнения (пыльника), изготовленного из материала ECORUBBER I позволила исключить аварийные простои агрегата ДСП, связанные с заменой пневмоцилиндра, увеличить межремонтный период, снизить затраты на ремонт.

Библиографический список

1. Точилкин В. В. Пневматические манипуляторы для отсечки конвертерного шлака // Вестник машиностроения. - 2007. - № 10. С. 42 – 44.

ФАКТОРЫ УСТАЛОСТНОГО ИЗНОСА РАБОЧЕГО КАНАЛА ВОЛОЧИЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА

Аннотация

Для оценки нестабильности напряжённого состояния поверхностного слоя рабочего канала волок предложено использовать зависимости значений первой производной для выражения осевого напряжения по коэффициентам вытяжки, трения и деформационного упрочнения. Причиной усталостного износа волок может стать непостоянство в процессе волочения условий контактного трения, напряжения противонапряжения, прочностных свойств и исходного сечения протягиваемой заготовки.

Результаты исследований контактного трения и износа трущихся поверхностей, приведённые в работах [1 - 4] дают основание для вывода о наличии условий для протекания различных видов износа рабочего канала волок в процессе волочения проволоки и прутков. Например [5], отмечается о наличии абразивного и усталостного износа волок. На различные виды износа влияет много факторов. Определяющим из них является нагрузка, прижимающая трущиеся поверхности. Высокое радиальное напряжение во входной зоне рабочего конуса способствует развитию различных видов износа контактной поверхности волоки. Как считают многие исследователи [5 - 7], основная причина образования кольцевой канавки на рабочей поверхности волоки (рисунок 1) заключается в действии высокого радиального напряжения в начале очага пластической деформации заготовки.

Цель работы: показать причины возникновения усталостного износа рабочего канала волоки.

Разность тангенциального и радиального напряжений по третьей теории прочности определяет наибольшее касательное напряжение $\tau = \sigma_0 - \sigma_r$ [8]. Эта разность по абсолютной величине всегда больше радиального напряжения σ_r на внутренней поверхности канала (рисунок 2).

Прирост осевого напряжения и его величина на элементарном участке длины заготовки являются переменными во времени, как и величина, прирост радиального напряжения, приложенного на

коническую поверхность рабочего канала в месте контакта с этим участком. Переменные сжимающее напряжение σ_r , растягивающее тангенциальное напряжение σ_θ и наибольшее касательное напряжение в поверхностном слое канала вызывают его усталостное разрушение (рисунок 2).

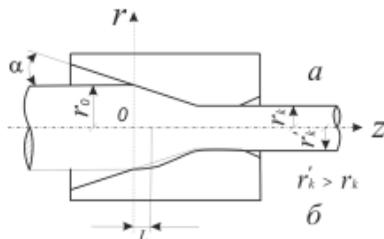


Рисунок 1. Схема изменения геометрии рабочего канала волокна:
 а – исходный профиль канала; б – профиль канала изношенной волокни;
 L – протяжённость износа в виде кольцевой канавки; r_0 – исходный радиус заготовки; r_k – радиус заготовки после обжатия в новой волокне; r'_0 – радиус заготовки после обжатия в изношенной волокне;
 α – угол наклона образующей рабочего конуса

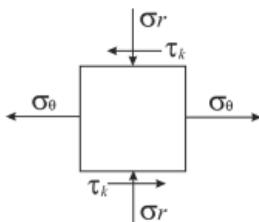


Рисунок 2. Схема напряжённного состояния контактного слоя рабочего канала волокни: σ_r – радиальное сжимающее напряжение; σ_θ – тангенциальное растягивающее напряжение; τ_k – напряжение сдвига.

Вероятность возникновения усталостного разрушения поверхностного слоя оценим по интенсивности изменения осевого напряжения, вызванного непостоянством значений для коэффициентов вытяжки, трения и деформационного упрочнения протягиваемого металла. Для этого рассчитывали величину первой производной для осевого напряжения по одному из перечисленных коэффициентов.

Примем зависимость предела текучести обрабатываемого металла от величины вытяжки μ в виде степенной функции [9]

$$\sigma_{Si} = \sigma_{S0} \cdot \mu^k, \quad (1)$$

где σ_{s0} - предел текучести металла на входе рабочего конуса волоки;
 k - коэффициент упрочнения;
 $\mu = (r_0 / r_k)^2$ - коэффициент вытяжки;
 r_0, r_k - радиус заготовки до и после деформации.

При простой зависимости предела текучести в виде (4) удобно пользоваться формулой для расчёта прироста осевого напряжения в рабочем конусе [10]:

$$\sigma_{z1} = \frac{\sigma_{s0}}{k} \cdot (\mu^k - 1) \cdot (1 + f \cdot \operatorname{ctg} \alpha) \quad (2)$$

где f - коэффициент трения; α - угол наклона образующей рабочего конуса к оси волочения. Уравнение (2) позволяет определять осевое напряжение без расчёта среднего предела текучести σ_s в рабочей зоне волоки и при этом учитывать форму кривой упрочнения (1) металла при холодном волочении и изменение вдоль длины деформирующей поверхности волоки.

Полное осевое напряжение $\sigma_{zk} = \sigma_{z1} + \sigma_{z2} + \sigma_{z3}$ рассчитывали с учётом его прироста от действия напряжения противонапряжения σ_{z2} и деформации сдвига металла на входе и выходе рабочего конуса волоки σ_{z3} по известным в теории волочения формулам [6, 7]:

$$\sigma_{z2} = \sigma_q / \mu^{f \cdot \operatorname{ctg} \alpha}; \quad \sigma_{z3} = 4 \cdot \sigma_s \cdot \operatorname{tg} \alpha / (3 \cdot \sqrt{3}),$$

где σ_q - напряжение противонапряжения; $\sigma_s = (\sigma_{s0} + \sigma_{sk}) / 2$ - средний предел текучести металла в очаге деформации.

Пусть при волочении проволоки изменяются условия контактного трения. Это приводит к переменному напряжённому состоянию поверхностного слоя рабочего конуса. Значение производной осевого напряжения по коэффициенту трения рассчитывали в зависимости от степени деформации $\operatorname{Ln} \mu$. Чем больше деформация, тем дальше от начала очага пластической деформации находится место рабочего канала конуса, где оценивается стабильность напряжённого состояние.

Уравнение для производной σ_{zk} по коэффициенту трения более простое, чем по другим параметрам деформации и равно

$$\frac{d\sigma_{zk}}{df} = \frac{\sigma_{s0}(\mu^k - 1)}{k \cdot \operatorname{tg} \alpha} - \frac{\sigma_q \operatorname{Ln} \mu}{\mu^{f / \operatorname{tg} \alpha} \operatorname{tg} \alpha}. \quad (3)$$

Кривые на рисунке 3 построены при исходном σ_{s0} пределе текучести 1000 МПа, отсутствии упрочнения ($k = 10^{-5}$) и $k = 0,75$ и следующих значениях угла α : 3, 6 и 9 град. Производная $d\sigma_{zk} / df$ зависит от величины коэффициента трения только при действии противонапряжения, что следует из уравнения (3) и подтверждается сравнением соответствующих зависимостей рисунок 3, а, б и рисунок 3,

в, г. Производная положительная и непрерывно возрастает с увеличением степени деформации. Это говорит об интенсивности увеличения полного осевого напряжения от действия контактного трения с ростом степени деформации.

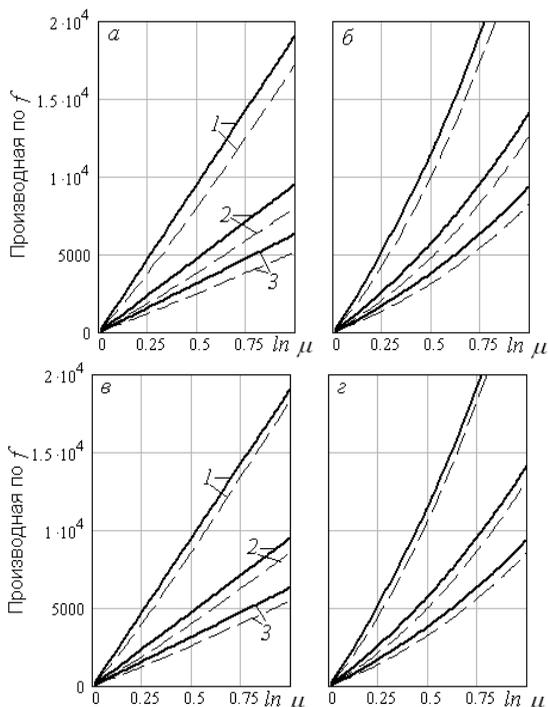


Рисунок 3. Зависимость производной $d\sigma_{zk}/df$ от степени деформации при $f = 0,05$ (а, б) и $f = 0,10$ (в, г): а, в – нет упрочнения; б, г - $k = 0,75$; 1 - $\alpha = 3^\circ$; 2 - $\alpha = 6^\circ$; 3 - $\alpha = 9^\circ$; сплошные линии – нет противонапряжения; штриховые – напряжение противонапряжения 250 МПа

С увеличением угла α и напряжения противонапряжения снижается значение производной. Следовательно, при заданном коэффициенте вытяжки происходит меньшее изменение напряжённого состояния из-за отклонения значения коэффициента трения (рисунок 3).

Неоднородность прочностных свойств металла по длине заготовки также вызывает переменное во времени напряжённое состояние контактной поверхности конуса волокна. Приняли, что неоднородность прочностных свойств обусловлена непостоянством значения коэффициента упрочнения k . На рисунке 4 представлены зависимости

производной $d\sigma_{zk}/dk$ от степени деформации, а на рисунке 5 – от коэффициента трения.

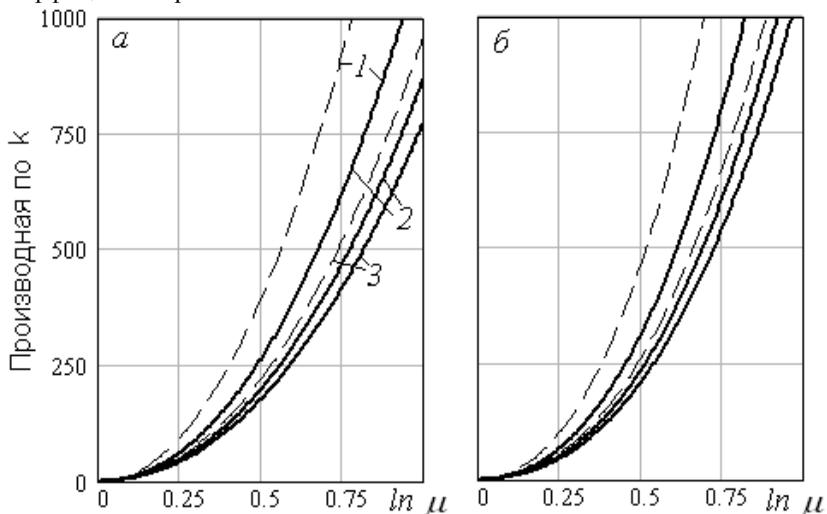


Рисунок 4. Зависимость производной $d\sigma_{zk}/dk$ от степени деформации при $k = 0,25$ (а) и $k = 0,75$ (б): 1 – $\alpha = 3^\circ$; 2 – $\alpha = 6^\circ$; 3 – $\alpha = 9^\circ$; сплошные линии – $f = 0,05$; штриховые – $f = 0,10$

С ростом обжатия, коэффициентов трения и упрочнения и уменьшением угла α увеличивается значение производной $d\sigma_{zk}/dk$ (рисунок 4). Кривые при $\alpha = 3^\circ$, $f = 0,05$ и $\alpha = 6^\circ$, $f = 0,10$ слились, что подтверждает вывод о разном направлении действия α и f на величину производной.

Данные рисунка 5 позволяют дополнительно оценить влияние интенсивности упрочнения на величину осевого напряжения в зависимости от коэффициентов трения и вытяжки и угла α . Зависимости даны при коэффициенте упрочнения 10^{-5} (а) и $0,75$ (б). Значения производной $d\sigma_{zk}/dk$ положительные, то есть с ростом коэффициента упрочнения наблюдается увеличение осевого напряжения. Зависимости рисунка 5 возрастающие. Таким образом, увеличение коэффициента трения усиливает действие упрочнения на величину напряжения волочения. С увеличением коэффициента трения происходит более интенсивный рост производной при меньшем значении угла $\alpha = 3^\circ$. Это подтверждает известный факт, что для снижения силы волочения при ухудшенных условиях внешнего трения необходимо использовать волокна

с более высоким значением угла α . Прирост осевого напряжения от упрочнения также зависит от исходной величины коэффициента упрочнения k , что показывает различное расположение соответствующих линий графиков рисунок 5, а и рисунок 5, б. Особенно это проявляется при высоких значениях коэффициентов трения f и вытяжки 1,50.

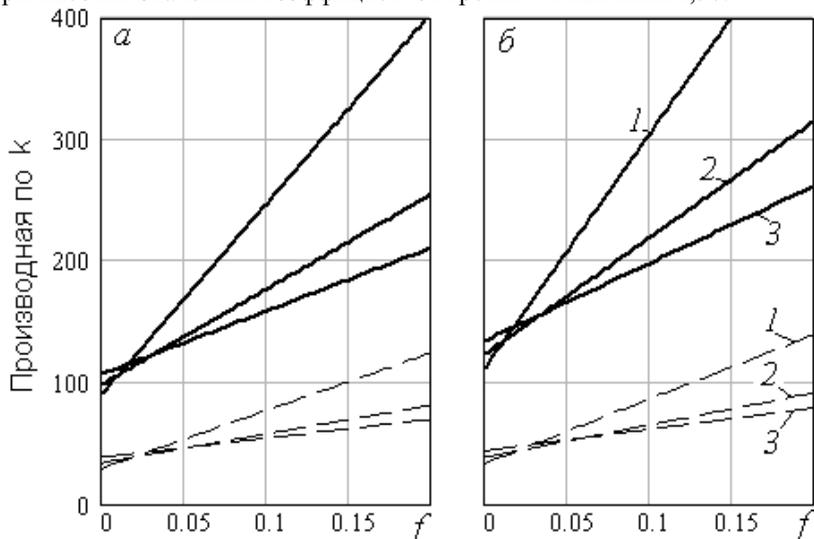


Рисунок 5. Зависимость производной $d\sigma_{zk}/dk$ от степени коэффициента трения при отсутствии калибрующего пояса, коэффициенте упрочнения $k = 10^{-5}$ (а) и $k = 0,75$ (б): 1 – $\alpha = 3^\circ$; 2 – $\alpha = 9^\circ$; 3 – $\alpha = 9^\circ$; сплошные линии – $\mu = 1,50$; штриховые – $\mu = 1,25$

Расчёты показали, что увеличение исходного предела текучести σ_{s0} и коэффициента упрочнения k оказывает одинаковое влияние на форму кривых $d\sigma_{zk}/dk$ в зависимости от коэффициентов μ и f . То есть, рост σ_{s0} , как и k , усиливает наклон кривых к оси абсцисс.

Изменение напряжённого состояния конкретного участка рабочей поверхности конуса волокна может быть вызвано переменным значением исходного диаметра заготовки. Построение графиков производной σ_{zk} по коэффициенту вытяжки (рисунок б) позволяет сделать вывод, что с увеличением степени деформации снижается интенсивность прироста осевого напряжения. Более это выражено при меньшем коэффициенте упрочнения 0,25 и величине угла $\alpha = 3^\circ$. (кривые 1).

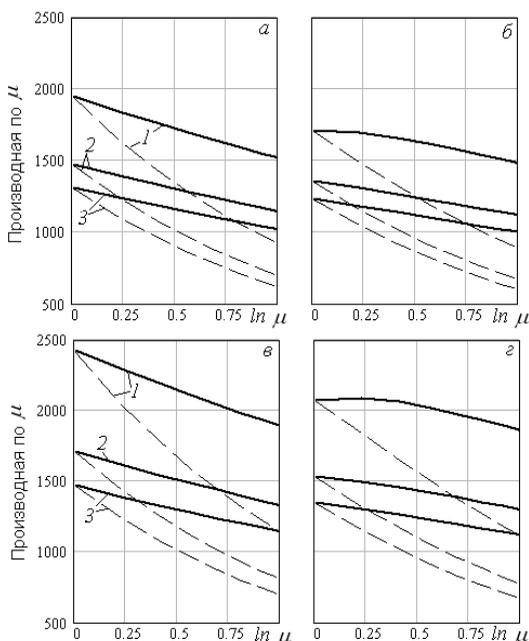


Рисунок 6. Зависимость производной $d\sigma_{zk}/d\mu$ от степени деформации при $f = 0,05$ (а, б,) и $f = 0,075$ (в, г): а, в – нет противонапряжения; б, г - напряжение противонапряжения 250 МПа; 1 – $\alpha = 3^\circ$; 2 – $\alpha = 6^\circ$; 3 – $\alpha = 9^\circ$; сплошные линии – $k = 0,75$; пунктирные – $k = 0,25$

При малых степенях деформации заметно уменьшилось значение производной $d\sigma_{zk}/d\mu$ от действия противонапряжения при $\alpha = 3^\circ$ (зависимости а, в соответственно в сравнении с зависимостями б, г). При $k = 0,75$, $\alpha = 3^\circ$ и действии напряжения противонапряжения наблюдается даже некоторое увеличение производной при незначительных степенях деформации. Линии при фиксированном значении угла α , но с разным значением коэффициента упрочнения с ростом степени деформации расходятся, то есть, возрастает значимость величины коэффициента k с увеличением обжатия заготовки. С увеличением коэффициента трения увеличился прирост осевого напряжения за счёт обжатия заготовки, так как зависимости в, г лежат выше соответствующих зависимостей а, б. И при этом возросла значимость угла α : расстояние между линиями 1 – 3 рисунок 6 увеличилось.

Не требуется проведения соответствующих расчётов для доказательства связи нестабильности значения напряжения

противонапряжения и напряжённого состояния поверхностного слоя рабочего канала волокна. По многим технологическим причинам возникает переменный характер напряжения противонапряжения, особенно, при волочении на станах со скольжением проволоки на обводных и тянущих шкивах. Необходимо обратить внимание на непостоянство контактного трения, прочностных свойств и единичного обжатия, вызванных, в свою очередь, другими переменными факторами процесса волочения: температурой, скоростью деформации, условиями охлаждения волок, барабанов стана и самой проволоки, реологией и подачей смазки в рабочую зону волокна, микрогеометрией поверхности протягиваемой заготовки и т.п.

Выводы.

Изменение в процессе волочения условий контактного трения, исходного сечения заготовки и напряжения противонапряжения, прочностных свойств является причиной усталостного износа волок, который возможен на всей длине поверхности трения рабочего канала. При усталостном износе определяющее значение играет не радиальное напряжение сжатия в поверхностном слое канала, а растягивающее тангенциальное и наибольшее касательное напряжения, меняющие свои значения в процессе волочения. Более высокую нестабильность напряжённого состояния поверхностного слоя волокна на входе очага пластической деформации вызывает непостоянство исходного предела текучести и размера исходного поперечного сечения заготовки. Непостоянство значений коэффициентов трения и упрочнения и исходного предела текучести в большей степени влияет на нестабильность напряжённого состояния контактной поверхности на выходе волокна (рисунок 3, рисунок 4). Но при этом снижается зависимость интенсивности изменения напряжений от отклонения размера исходного сечения заготовки, так как величина производной по коэффициенту вытяжки с ростом обжатия уменьшается (рисунок б). Материал волокна наряду с высокой прочностью и износостойкостью в сочетании с достаточной пластичностью, теплостойкостью и коррозионной стойкостью должен иметь значительное сопротивление разрушению от переменных напряжений.

Библиографический список

1. Крагельский И.В. Трение и износ. Изд. 2 – е перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1968. - 480 с.
2. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчётов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. - 526 с.

3. Справочник по триботехнике /Под общ. Ред. М. Хебды, А.В Чичинадзе. В 3 т. Т. 1. Теоретические основы.: Машиностроение, 1989. - 400 с.
4. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением: Учебник для вузов, 2 –е изд. Перераб. и доп. - Екатеринбург: Изд-во УГТУ – УПИ, 2001. - 836 с.
5. Гурьянова М.К. Виды износа и стойкость волок. – В кн.: Труды конференции по метизному производству. –Челябинск: Изд. ЦБТИ Челябинского совнархоза, 1961. С. 158 – 166.
6. Тарнавский А.Л. Эффективность волочения с противонатяжением. М.: Металлургиздат, 1959. - 152 с.
7. Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. - М.: Металлургия, 1971.- 447 с.
8. Беляев Н.М. Соппротивление материалов. М.: Наука 1965. – 856 с.
9. Гурьянов Г.Н. Расчёт, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки: Монография. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2008. 358 с.
10. Гурьянов Г.Н. Оптимальные углы рабочего конуса волокни в зависимости от основных параметров деформации проволоки // Изв. вуз. Чёрная металлургия. 2009. № 9. С. 42 – 45.

УДК 664.014.002.35

**М.В. Андросенко,
И.Д. Кадошникова, И.А. Катеринина**
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: kvi-51@mail.ru

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ КАЧЕСТВА СОРТОВЫХ ЗАГОТОВОК ПОЛУЧЕННЫХ СПОСОБОМ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕОРИИ НЕЧЕТКИХ МНОЖЕСТВ

Чтобы выявить основные факторы, влияющие на качество сортовой заготовки получаемой на МНЛЗ, проведен сбор статистической информации на участке разлива. Для получения адекватной модели работы сортовой МНЛЗ ЭСПЦ, проанализирован списочный состав и проведен опрос рабочего персонала участка разлива.

В результате полученных данных выявлено пять основных факторов влияющих на качество сортовой заготовки: химический состав стали, технологический режим, конструктивное влияние, человеческий

фактор. Среди других факторов наибольшее влияние может оказать только вероятность возникновения аварийных ситуаций являющихся не регулируемыи и сложно прогнозируемыи. Выявленные факторы структурированы в иерархию влияния на качество сортовой заготовки (рисунок 1).

Проведена экспертная оценка степени влияния выявленных факторов с привлечением рабочего персонала участка разливки сортовой МНЛЗ ЭСПЦ ОАО «ММК». Для каждого фактора выставлена согласованная оценка степени значимости каждого фактора. В условиях производства сложно оценивать качество сортовой заготовки одновременно по всем факторам, характеризующим объект управления с количественной и качественной сторон. Для учета всех выявленных факторов, их объединили в единый показатель, отражающий степень влияния факторов на качество – интегральную оценку показателей качества (I_k). Учет разноплановых факторов в единой оценке возможен с использованием математической статистики и теории нечетких множеств.

Определение факторов влияющих на качество – интегральной оценки – производилось в четыре этапа методом анализа иерархий и отношения предпочтений теории нечетких множеств [1].

На первом этапе для каждого из факторов, влияющих на качество сортовой заготовки, определили наиболее актуальные.

На втором этапе для каждого фактора определили его возможные значения и построили функции принадлежности (рисунок 2).

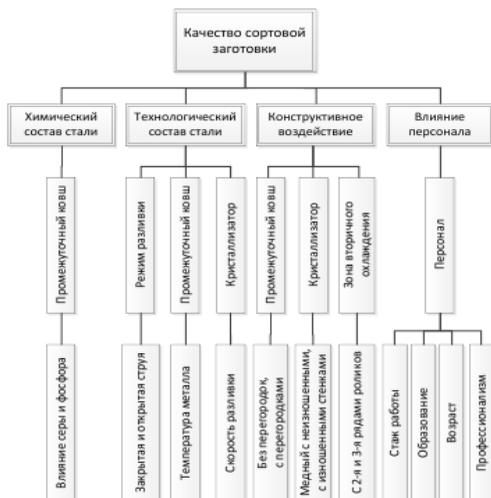


Рисунок 1. Структурированная схема качества сортовой заготовки

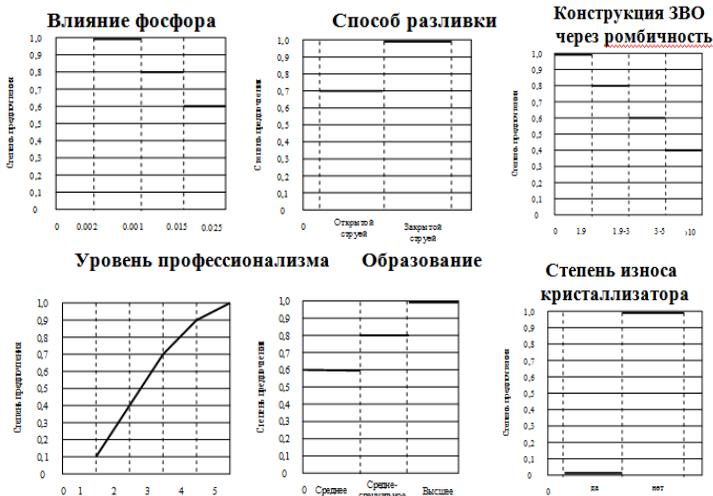


Рисунок 2. Функции принадлежности для некоторых факторов

На третьем этапе для определения весовых коэффициентов влияния конкретного фактора на качество сортовой заготовки, построили матрицу попарных сравнений факторов с усредненными результатами экспертных оценок.

дата	содержание серы	содержание фосфора	способ разливки	температура в проковаше	скор. разливки	конструкция проковаша	износ крист-ра	констр. ЗВО через ромбинность	возраст	обра-е	стаж	профессион-и	Нормализованный вектор	Промежуточное значение	Оценка качества сортовой заготовки
07.09.2010	1	1	1	1	1.0	1	1	1	0.8	0.9	1	0,166666667	1,5	0,168224	
07.09.2010	1	1	1	1	1.0	1	1	1	0.8	0.9	1	0,166666667	1,5	0,168224	
10.09.2010	0.8	0.8	0.7	1	0.6	1	1	1	0.9	0.8	1	1	1,1875	1,125	0,126168
10.09.2010	0.8	0.8	0.7	1	0.6	1	1	0.8	0.9	0.8	1	1	0,145833333	0,729166667	0,081776
16.09.2010	0.6	0.8	0.7	0.8	0.8	1	1	1	0.6	0.6	0.7	0.8	0,125	0,375	0,042056
16.09.2010	0.6	0.8	0.7	0.8	0.8	1	1	0.8	0.6	0.6	0.7	0.8	0,125	0,25	0,028037
20.09.2010	0.8	0.8	0.7	0.8	0.8	1	1	1	0.8	0.8	0.9	1	0,145833333	0,583333333	0,065421
20.09.2010	0.8	0.8	0.7	0.8	0.8	1	1	0.6	0.8	0.8	0.9	1	0,145833333	0,4375	0,049065
21.09.2010	0.8	0.6	0.7	0.8	0.8	1	1	1	0.8	0.6	1	0.6	0,125	0,5	0,056075
21.09.2010	0.8	0.6	0.7	0.8	0.8	1	1	0.8	0.8	0.6	1	0.6	0,125	0,375	0,042056
24.09.2010	0.8	0.8	1	1	0.6	1	1	1	0.9	1	1	1	0,083333333	0,666666667	0,074766
24.09.2010	0.8	0.8	1	1	0.6	1	1	0.6	0.9	1	1	1	0,125	0,875	0,098131
													1	0	0
													0,064492976	8,916666667	1

Рисунок 3. Матрица значений функций принадлежности для показателей качества сортовой заготовки по марке стали СтЗсп

Рассчитали нормализованный вектор матрицы попарных сравнений. Расчет компонент собственного вектора производили по формуле К. Пирсона.

На четвертом этапе сформировали матрицы значений всех функций принадлежности для всех показателей качества (рисунок 3), размерностью n на m . Результирующий вектор и является интегральной оценкой качества сортовой заготовки.

При выполнении заказа на определенную продукцию, с заданными показателями качества сортовой заготовки, необходимо чтобы по всем факторам значения параметров соответствовали требуемому уровню.

Библиографический список

1. Саати Т. Принятие решений. Метод анализа иерархий. - Москва: «Радио и связь», 1993- 278с.
2. Столяров А.М., Великий А.Б., Юречко Д.В. Повышение эффективности разливки стали на высокопроизводительных сортовых МНЛЗ: монография. - Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2009. – 126 с.

УДК 669.187.56

**Ю.О. Филиппов, Е. Н. Еремин,
В.К. Сумленников, О.С. Филиппов, А.Н. Кузнецв**
ФГБОУ ВПО «Омский государственный
технический университет»
г. Омск, Россия
E-mail: weld_techn@mail.ru

ЭЛЕКТРОШЛАКОВЫЙ ПЕРЕПЛАВ ОТХОДОВ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ ЛИТЕЙНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Аннотация

Рассмотрены особенности электрошлакового переплава отходов жаропрочных сплавов. Для повышения качества слитков предложено использовать комплексное модифицирование переплавляемого металла. Приведены результаты механических и металлографических исследований литого металла. Показаны преимущества новой технологии и возможность регенерации отходов в мерные шихтовые заготовки.

Жаропрочные никелевые сплавы широко используются для изготовления деталей ответственного назначения в авиационном

двигателестроении. К ним предъявляются высокие требования по точности размеров, чистоте поверхности и, особенно, качеству литого металла. Поэтому основным технологическим процессом изготовления таких деталей является литье по выплавляемым моделям в горячие керамические формы в вакуумных индукционных печах (ВИЛ). Но даже и в этом случае имеют место высокий процент брака, низкий выход годной продукции, что обуславливает незначительный коэффициент использования металла.

Забракованные отливки и различные элементы литниково-питающей системы в дальнейшем не используются и фактически являются безвозвратными потерями дорогостоящих и дефицитных сплавов. Поэтому максимальное использование отходов никелевых сплавов, образующихся как на стадии металлургического передела, так и при последующей обработке, перспективно и экономически выгодно. В тоже время вторичное использование забракованных отливок ограничивается рядом причин. Во-первых, из-за негабаритности и сложности конструкции такие бракованные заготовки не позволяют производить загрузку тигля вакуумной индукционной печи шихтой требуемой массы. Кроме того, организация производства мерной заготовки в вакууме на моторостроительных заводах вообще не экономична. Во-вторых, при других способах литья жаропрочные сплавы в результате переплавов загрязняются, что снижает механические и служебные характеристики литого металла.

Решением данной проблемы является организация регенерации отходов никелевых сплавов без применения вакуумно-индукционного литья с одновременным получением мерной шихтовой заготовки нужного размера, которую можно было бы использовать в дальнейшем.

Перспективным направлением в этом отношении является электрошлаковый переплав (ЭШП). Известно, что процесс ЭШП наряду со своей простотой и высокой производительностью обеспечивает и высокое качество литого металла [1]. Вместе с тем, традиционный электрошлаковый переплав жаропрочных сплавов имеет свои трудности. Это связано, прежде всего, с необходимостью обеспечения в литом металле строго заданного химического состава. В первую очередь не происходит полного усвоения легкоокисляющихся элементов – титана и алюминия, образующих γ' -фазу и определяющих основные свойства сплава. Кроме того, электрошлаковый металл имеет столбчатую крупнозернистую структуру с большой протяженностью первичных осей дендритов, что в совокупности с другими факторами не обеспечивает в полной мере требуемые механические свойства и служебные характеристики получаемых слитков. В связи с этим совершенствование

технологии ЭШП жаропрочных никелевых сплавов является актуальной задачей.

Одним из способов повышения качества литого металла является применение модифицирования [2]. В работе для модифицирования использовали ультрадисперсные порошки карбонитрида титана (TiCN), титана и иттрия. Выбор модификатора осуществляли согласно методике, изложенной в работе [3].

Эффективность действия данного модификатора была исследована при электрошлаковом переплаве отходов сплава ЖС6У, являющегося наиболее ярким представителем семейства высоколегированных жаропрочных никелевых сплавов, широко использующегося для изготовления деталей авиационной техники.

Переplав осуществляли в медном водоохлаждаемом кристаллизаторе, обеспечивающем стерильные условия плавки на установке А-550У с источником питания ТШС-3000-1. Расходуемый электрод собирали из стоек литниковой системы и забракованных отливок, сваренных в плетть. Плавку в кристаллизаторе начинали с жидкого старта. В качестве рабочего шлака использовали высокофтористый флюс АНФ-1П, нашедший наиболее широкое применение при электрошлаковой плавке высоколегированных сталей и сплавов. Модифицирование осуществляли переplавом трубчатого электрода-спутника из никелевого сплава, внутреннюю полость которого набивали порошкообразными компонентами. В результате переplавы получали мерную заготовку диаметром 60 мм и длиной 250 мм, из которой после очистки от гарнисажа и удаления донной и головной частей изготавливались образцы для испытаний и металлографических исследований. Часть слитков расплавлялась в вакуумно-индукционной печи, где по серийной технологии отливались образцы для сравнительных исследований химического состава и качества металла.

Сплав ЖС6У относится к группе литейных сложнолегированных многокомпонентных жаропрочных сплавов, в структуре которых наряду со значительным размером макрозерна и с большой разнотерностью кристаллов при кристаллизации образуются различные фазы: твердые растворы, эвтектические системы, карбиды, интерметаллические соединения. Основной упрочняющей фазой является γ' -фаза, представляющая собой интерметаллид $(\text{Ni}, \text{Co})_3(\text{Al}, \text{Ti})$. Поэтому свойства литого сплава, в первую очередь, определяются его химическим и фазовым составом.

Проведенный химический анализ свидетельствует о том, что состав немодифицированного никелевого сплава по большинству основных легирующих элементов в результате переplавы под флюсом АНФ-1П изменяется незначительно.

В тоже время, механические свойства и длительная прочность у слитков, химический состав которых соответствует марочному, не удовлетворяют техническим условиям. Сравнительные свойства слитков, полученных рассматриваемыми технологиями переплава, представлены в таблице.

Таблица

Свойства сплава ЖС6У

Объект исследования	Механические свойства			Жаропрочность
	σ_b , МПа	δ , %	Ψ , %	τ_{240}^{975} , час
Отходы ВИЛ	<u>945-1018</u> 981	<u>4,9-5,7</u> 5,4	<u>6,1-6,6</u> 6,3	<u>52-64</u> 59
Немодифиц. слитки ЭШП отходов	<u>921-978</u> 968	<u>2,5-3,2</u> 2,9	<u>2,9-3,4</u> 3,2	<u>16-25</u> 21
Модифицир. слитки ЭШП отходов	<u>1017-1036</u> 1028	<u>8,7-9,8</u> 9,3	<u>6,8-7,7</u> 7,2	<u>84-98</u> 92
ТУ на сплав	> 850	> 3,0	–	> 25

Это можно объяснить тем, что важными факторами, определяющими качество и служебные свойства жаропрочных сплавов, являются фазовый состав, состояние границ зерен, их величина, степень однородности и морфология и топография включений [4, 5].

Результаты исследования литого немодифицированного металла как электрошлакового так и отходов (рисунок 1) показывает, что макроструктура транскристаллическая, состоящая из крупных столбчатых кристаллов по периферии, протяженностью до 30 мм.

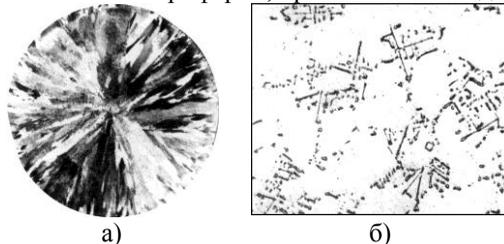


Рисунок 1. Структура литого немодифицированного металла сплава ЖС6У ЭШП: а – макроструктура ($\times 1$); б – карбидная фаза ($\times 140$)

Результаты микроструктурного исследования показали, что основные фазы в структуре сплава – карбиды и γ' -фаза. Включения

карбидов в виде каркасов сплошной скелетообразной формы, называемых «китайским шрифтом», располагаются преимущественно по границам зерен и имеют очень большую протяженность. Карбиды подобной морфологии оказывают отрицательное влияние на свойства никелевых сплавов [6].

Введение в металл при переплаве 0,5 % модификатора приводит к существенному изменению как получаемой структуры, так и морфологии и топографии карбидной фазы (рисунок 2). Происходит резкое измельчение макрозерна, устраняется столбчатость зерен и разнотернистость. Дендритная структура литого металла тонкая и однородная по сечению слитка. Карбиды приобретают компактную равноосную форму и равномерно распределены по объему зерна.

Образование большого количества компактных карбидов можно объяснить увеличением степени переохлаждения расплава при введении в него модификатора, дисперсные частицы которого являясь центрами кристаллизации, повышают скорость охлаждения металла. Такая морфология и топография карбидной фазы повышает химическую стабильность γ -матрицы путем связывания легирующих элементов, взаимодействующих с углеродом, и оказывает благоприятное воздействие на длительную прочность сплава.

На свойства никелевых сплавов большое влияние оказывает дисперсионное упрочнение матрицы за счет выделения γ' -фазы кубической морфологии. Она имеет близкие с γ -фазой значения параметра кристаллической решетки, что обуславливает их когерентную связь.

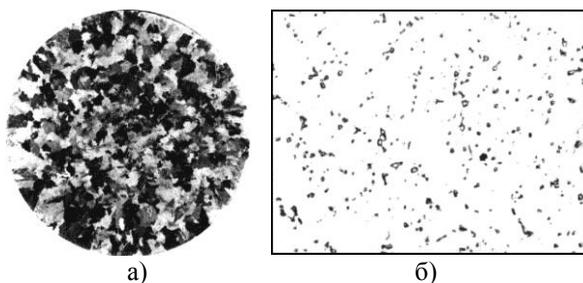


Рисунок 2. Структура литого модифицированного металла сплава ЖС6У
ЭШП: а – макроструктура ($\times 1$); б – карбидная фаза ($\times 200$)

Электронно-микроскопические исследования показывают (рисунок 3), что наблюдается сильная неоднородность дисперсности и морфологии частиц γ' -фазы, в масштабах дендритной ячейки литого немодифицированного сплава ЖС6У.

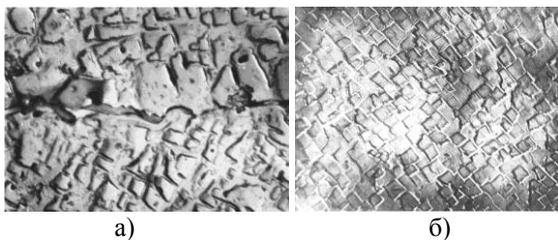


Рисунок 3. Упрочняющая γ' -фаза в сплаве ЖС6У ($\times 10000$):
а – немодифицированном; б – модифицированном

В осях дендритов выделяются мелкие и неоднородные по форме частицы, а в межосных пространствах – значительно более грубые частицы неправильной морфологии. Наряду с мелкими частицами (0,8 мкм) γ' -фазы наблюдаются крупные, скоагулированные выделения (свыше 4 мкм) по границам которых возникают и распространяются микротрещины.

Количество и морфология γ' -фазы в модифицированном сплаве значительно отличаются от таковых в немодифицированном. Модифицирование формирует более дискретные мелкодисперсные выделения γ' -фазы большей частью квадратной либо прямоугольной формы (рисунок 3 б). При введении 0,01 % карбонитрида титана размер выделений γ' - фазы составляет 0,8-1,2 мкм, при 0,02 % тугоплавких частиц – 0,4-0,6 мкм. При дальнейшем увеличении концентрации тугоплавких частиц γ' - фаза достигает размеров в 0,2-0,3 мкм с большой плотностью упаковки в матрице. Выделения γ' -фазы выравниваются по размерам, их форма после длительных испытаний не изменяется и располагаются они вдоль кристаллографических плоскостей с очень малым расстоянием между ними.

Таким образом, структура модифицированного сплава состоит из двух когерентно связанных фаз: γ -твердого раствора и дисперсной γ' -фазы кубической формы, однородных по составу, размеру и морфологии как в осях так и в межосных пространствах.

В целом свойства такого металла не уступают свойствам серийного сплава металлургического комбината. При этом по сравнению с металлом ВИЛ относительное удлинение увеличивается в 1,7 раза ($\delta = 9,3\%$), а время до разрушения более чем в 1,5 раза (92 ч).

Таким образом, проведенные исследования показали, что применение модифицирования при ЭШП обеспечивает получение из отходов жаропрочных сплавов слитков с высоким металлургическим качеством литого металла, что позволяет использовать их в дальнейшем в качестве мерной шихтовой заготовки при вакуумно-индукционном литье.

Библиографический список

1. Медовар Б. И. и др. Электрошлаковый металл. – Киев: Наук. думка, 1981. – 680 с.
2. Фаткулин О. Х., Офицеров А. А. Модифицирование жаропрочных никелевых сплавов дисперсными частицами тугоплавких соединений // Литейное производство. – 1993. – № 4. – С. 13-14.
3. Еремин Е. Н. Закономерности комплексного модифицирования литого электрошлакового металла // Анализ и синтез механических систем. – Омск: Изд-во ОмГТУ, 1998. – С. 131-134.
4. Химушин Ф. Ф. Жаропрочные стали и сплавы. – М.: Металлургия, 1969. – 752 с.
5. Логунов А. В. И др. Прогнозирование влияния структурных факторов на механические свойства жаропрочных сплавов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1987. – № 6. – С. 16-20.
6. Власова О. Н. и др. Оптимизация результатов термической обработки деформированных полуфабрикатов из среднелегированных жаропрочных никелевых сплавов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1993. – № 1. – С. 31-34.

УДК 621.746.047:621.86

А.О. Миронов, А.В. Нефёдов

Новотроицкий филиал НИТУ «МИСиС»
г. Новотроицк, Россия

В.В. Точилкин

ФБГОУ ВПО «МГТУ им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: toch56@mail.ru

РАЗРАБОТКА РАФИНИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ МОДЕРНИЗИРУЕМЫХ ПРОМЕЖУТОЧНЫХ КОВШЕЙ МНЛЗ

Аннотация

Рассмотрена возможность модернизации оборудования промежуточных ковшей сортовой и слябовой МНЛЗ.

В настоящий момент перспективным для РФ направлением является модернизация существующих, типовых ковшей МНЛЗ с учетом имеющихся у предприятий ресурсов [1]. Работы конструкторов, ведущиеся в этом направлении, связаны с интенсификацией процесса

рафинирования стали. Для этих целей применяются рафинирующие устройства.

В работе освещаются отдельные известные способы и устройства рафинирования металла.

Основными источниками загрязнения стали неметаллическими включениями (НВ) являются [2]: продукты раскисления стали, частицы шлака и огнеупоров футеровки, продукты вторичного окисления металла. НВ удаляются из расплава в промежуточном ковше за счет всплытия к поверхности и коагуляции [2]. При этом, покровный шлак, наводимый на поверхности стали, должен обеспечивать защиту металла от вторичного окисления атмосферным воздухом и ассимилировать всплывающие частицы.

Всплытие связано с действием на частицу Архимедовых сил, что обусловлено разными плотностями стали и НВ. Скорость всплытия зависит от размеров частицы, ее агрегатного состояния (жидкие НВ или твердые), формы и смачиваемости [2].

НВ, находящиеся в расплаве стали, принято разделять на крупные и мелкие [2]. К крупным относят включения размером более 20 мкм. Если размер частиц ≤ 20 мкм, их принято относить к мелким НВ.

Разделение НВ на крупные и мелкие связано с тем, что включения размером ≤ 20 мкм практически не удаляются из стали за счет всплытия. В работе [2] отмечается, что под воздействием межфазных поверхностных сил всплывание мелких НВ, под действием разности плотностей, полностью исключается, и они все попадают в затвердевающую заготовку.

Мелкие НВ удаляются из расплава за счет коагуляции. При этом возможно три вида коагуляции: путем коалесценции (слияние жидких частиц), коагуляции (слияние твердых частиц), адгезии (прилипание жидких частиц к твердым).

На коагуляцию влияют: концентрация НВ в расплаве, соотношение диаметров крупных $d_{>20}$ и мелких $d_{\leq 20}$ частиц и наличие внешних гидродинамических сил (турбулентное или электромагнитное перемешивание и пр.). Наиболее эффективно процесс укрупнения происходит при соотношении размеров $\frac{d_{>20}}{d_{\leq 20}} > 20$ [2].

Типовые конструкции модернизируемых промежуточных ковшей, с целью интенсификации процесса рафинирования стали, оснащают специальными рафинирующими устройствами. По механизм рафинирования [1] их можно разделить на газо-рафинирующие, гидродинамические и фильтрационные (рисунок 1).

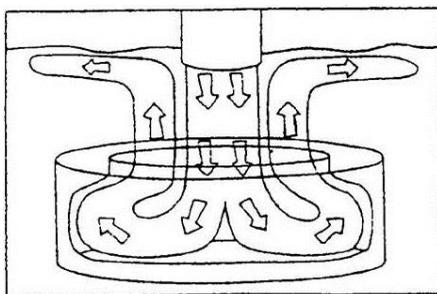


Рисунок 1 – Компоновка металлоприёмника

Газо-рафинирующие устройства рафинируют металл за счет продувки его инертным газом. К ним относятся различные сопла (цилиндрические или щелевые), пористые блоки, пористые пробки, фурмы и т.д. Флотация неметаллических включений газовыми пузырями и последующий вынос к покровному шлаку способствует удалению мелких частиц, которые самостоятельно не всплывают к поверхности [1]. Недостатками газо-рафинирующих устройств являются: возникающее переохлаждение металла из-за взаимодействия с “холодным” газом, необходимость оснащения площадки системой подготовки газа и, собственно, расход инертных газов.

В типовых фильтрационных устройствах происходит осаждение включений на керамических фильтрующих элементах, изготавливаемых из материалов, содержащих большой процент CaO [2]. Основным недостатком таких устройств, является зарастание фильтрующих элементов, при этом часть адсорбированных включений попадает в сталь.

К гидродинамическим устройствам можно отнести устройства, которые за счет своей формы и расположения в промежуточном ковше изменяют течение металла в нем, что способствует удалению неметаллических включений из расплава. К ним можно отнести различные перегородки, пороги, турбогасители, вихрегасители и т.д. [2]. Главным недостатком практически всех гидродинамических устройств, является небольшая эффективность удаления мелких неметаллических включений. В тоже время они не требуют затрат на эксплуатацию. Некоторые устройства просты в конструкции, что обеспечивает простоту изготовления и монтажа.

Чаще остальных гидродинамических устройств, применяются перегородки. Перегородки разделяют объем промежуточного ковша на две и более камеры. Камеру, в которую поступает металл из сталь-ковша, принято называть приемной, камеру, в которой происходит истечение металла из промежуточного ковша в кристаллизатор – разливочной

(раздаточной). В теле перегородок выполняют переливные отверстия, через которые происходит истечение металла в разливочные камеры. Затопленные струи, истекающие в разливочную камеру, за счет градиента давления от периферии к оси струи захватывают неметаллические включения, чем и достигается рафинирующий эффект перегородок.

Помимо перегородок в производстве часто применяются пороги [2]. Пороги позволяют создать восходящие потоки стали, обеспечивают прием первой холодной порции металла и, в много-ручьевых промежуточных ковшах, способствуют выравниванию времени перемешивания металла по ручьям ковша.

В последние годы на отечественных предприятиях начали применяться разработанные в США турбогасители [2]. Турбогаситель представляет из себя стакан с заплечиками (рисунок 1), в который ударяет падающая из сталь-ковша струя металла. Он выполняет следующие функции:

- рассеивается и гасится струя из стакана ковша;
- уменьшается затягивание покровного шлака;
- создаются благоприятные условия для всплытия неметаллических включений;
- улучшается эрозионная защита футеровки промковша и повышается его стойкость;
- уменьшаются всплески.

При истечении металла из сталеразливочных отверстий промежуточного ковша, в силу действия ускорения Кориолиса, над стаканами образуются вихри. Вихревые массы, генерирующиеся над разливочными стаканами, приводят к тому, что при падении уровня металла в промежуточном ковше образуются воронки с прорывом шлака в отверстия стаканов. На практике, для достижения максимального эффекта, промежуточный ковш оснащают не одним, а несколькими различными рафинирующими устройствами. Комбинации различных гидродинамических устройств образуют систему распределения потоков стали (СРП).

Конструкция промежуточного ковша должна учитывать следующие основные факторы [2].

Кроме этого, для эффективного рафинирования стали, промежуточный ковш должен быть разделен гидродинамическими устройствами на несколько камер: приемную и разливочные [2].

Вывод. Анализ конструкций рафинирующих устройств модернизируемых промежуточных ковшей МНЛЗ позволяет определить подходы к их проектированию и повысить качеством непрерывной заготовки.

Библиографический список

1. Вдовин К.Н., Точилкин В.В. Проектирование рафинирующих устройств современных промежуточных ковшей МНЛЗ // 60 лет непрерывной разливке в России: Сборник статей. Под ред. С.В. Колпакова, Е.Х. Шахпазова. – М.: Интерконтакт, Наука, 2007. – С. 349-364.
2. Непрерывная разливка стали: Монография / К.Н. Вдовин, В.В. Точилкин, И.М. Ячиков. - Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та, 2012. – 540 с.

УДК 621.5

Р.Н. Савельева, К.В. Чернов
ФБГОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: sav-r46@yandex.ru

ПОВЫШЕНИЕ СРОКА СЛУЖБЫ ОПОРНОГО-УПОРНОГО ПОДШИПНИКА ВОЗДУШНОГО КОМПРЕССОРА К-1500 И К-3000 КИСЛОРОДНОГО ЦЕХА ОАО «ММК»

Аннотация

Для повышения срока службы опорно-упорного подшипника воздушных компрессоров предлагается применение упорного подшипника, представляющего собой стальную подложку с нанесенным на нее полимерным покрытием – композитом на основе полиэфирэфиркетона с упрочняющими добавками (наполнителями) для повышения износостойкости. Проведено исследование влияния наполнителей на трибологические характеристики полимерного покрытия.

Компрессор К-1500 (К-3000) предназначен для сжатия и подачи атмосферного воздуха на установки разделения воздуха кислородного цеха.

Подшипник со стороны всаса компрессора - опорный, со стороны нагнетания компрессора – опорно-упорный.

Износ опорно-упорного подшипника – первая причина выхода из строя воздушных компрессоров К-1500 и К-3000, установленных в кислородном цехе ОАО «ММК». Повреждения опорно-упорных

подшипников скольжения происходят, главным образом, от увеличения осевых усилий вследствие:

- несоответствующего качества баббита, отличного от Б-83;
- неквалифицированной заливки баббитом подшипников;
- применения некачественного масла и забивки шламом каналов, подводящих смазочный материал в узел трения;
- дефектов упорно-упорных подшипников.

Опорно-упорный подшипник скольжения содержит обойму и сопряженный с ней по сферической поверхности вкладыш. Вкладыш (рисунок 1) содержит баббитовый слой, образующий опорную поверхность, и закрепленные на одном из его концов пакеты упорных (рабочих) колодок, взаимодействующие с упорным диском вала и воспринимающие осевое давление ротора компрессора, не разгруженное думмисом.



Рисунок 1. Верхний и нижний вкладыши опорно-упорного подшипника

Масло для смазывания упорных колодок опорной поверхности подшипников подается из маслосистемы в нижние половины вкладышей через дроссельные шайбы под давлением 70-85 кПа. Маслосистема агрегата принудительная, циркуляционная. Для смазывания применяется турбинное масло Т-22. Чтобы обеспечить правильную работу подшипника, между шейкой вала и вкладышем подшипника предусматривается зазор.

В подшипниках скольжения при смещении трущихся поверхностей реализуется режим гидродинамической смазки, т.е. полном разделении трущихся поверхностей слоем жидкого смазочного материала.

На рисунках 2 и 3 представлены схемы поведения деталей подшипника скольжения при изменении скорости вращения вала.

Чтобы не допустить сухого трения, поверхность шейки вала шлифуют, а расточки вкладыша шабруют. Неровности на этих

поверхностях недопустимы, так как они уменьшают толщину масляного слоя и могут привести к сухому трению.

Поверхность вкладыша, на которой образуется масляная пленка, должна быть гладкой, так как наличие канавок на ней приводит к резкому изменению давления масла и нарушает правильную работу подшипника, уменьшая его несущую способность.

Вкладыши турбинных подшипников заливают специальным высокооловянистым баббитом Б-83 следующего состава: 83% олова, 11% сурьмы и 6% меди.

К сожалению, баббитовая заливка очень подвержена абразивному изнашиванию, её долговечность невысока. Поэтому становится актуальным применение для упорных подшипников других материалов, а именно таких, которые предназначены для работы в усложненных условиях (абразивное изнашивание, ударные нагрузки, вибрации, сухое трение, высокие температуры и частота вращения).

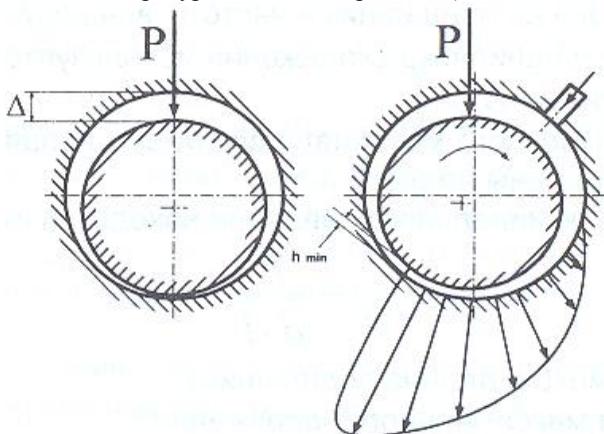


Рисунок 2. Схема возникновения масляного слоя в подшипнике:
а – отсутствие вращения вала; б – вращающийся вал

Для таких условий можно порекомендовать применение упорных подшипников, представляющих собой стальную подложку с нанесенным на нее полимерным покрытием. Сталь придает материалу высокую прочность и стабильность размеров, а полимерное покрытие обеспечивает приработку трущихся поверхностей и предотвращает повреждение поверхностей при нарушении целостности слоя граничной смазки.

Сочетание превосходных термомеханических свойств наряду с хорошими характеристиками трения и износостойкости приводит к тому, что незаменимыми трибоматериалами в условиях высоких

температур являются композиты на основе полиэфирэфиркетона (ПЭЭК). Испытания на стойкость к ударным воздействиям ПЭЭК показали, что композиты с содержанием ПЭЭК обладают большой ударной прочностью.

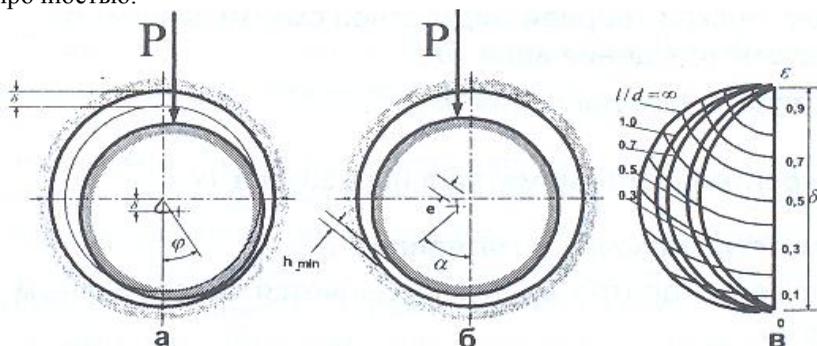


Рисунок 3. Положение вала в подшипнике:

а – момент трогания; б – установившийся режим;

в – изменение положения центра вала в подшипнике (полукруг Гюмбеля)

Для повышения износостойкости в ПЭЭК следует ввести упрочняющие добавки – наполнители. Необычной способностью уменьшать износ полимеров обладает политетрафторэтилен (ПТФЭ). К тому же ПТФЭ значительно снижает коэффициент трения. Такое же положительное влияние оказывает на ПЭЭК и другой наполнитель – карбид кремния.

Исследование влияния наполнителей на трибологические характеристики полимерного покрытия позволило сделать следующие выводы:

1. Увеличение содержания карбида кремния SiC приводит к постепенному уменьшению коэффициента трения материала. Самый низкий коэффициент трения наблюдается, когда содержание карбида кремния достигает 9,40%.

Однако было также обнаружено, при содержании карбида кремния в диапазоне от 1,06 до 3,3% интенсивность изнашивания достигает самого низкого значения и практически не меняется. Когда количество карбида кремния превышает 4,4%, интенсивность изнашивания начинает линейно возрастать.

Чтобы композит обладал наилучшим сочетанием коэффициента трения и интенсивности изнашивания, содержание карбида кремния должно быть равно 3,3%.

2. При содержании ПТФЭ ниже 5% интенсивность изнашивания материала резко уменьшается. Когда количество ПТФЭ находится в

пределах от 5 до 20%, интенсивность изнашивания уменьшается медленно по мере увеличения ПТФЭ. Наименьшая интенсивность изнашивания композита наблюдается при содержании ПТФЭ 20%, выше 20% - она возрастает, хотя и остается более низкой по сравнению с чистым ПЭЭК.

Когда небольшое количество ПТФЭ (1-5%) вместе с карбидом кремния (3,3%) добавляют к ПЭЭК, коэффициент трения композита SiC–ПТФЭ–ПЭЭК резко увеличивается. Однако, как только количество ПТФЭ превышает 5%, коэффициент трения SiC–ПТФЭ–ПЭЭК медленно уменьшается и достигает своего наименьшего значения, когда количество ПТФЭ равно 40%.

Наилучшие значения коэффициента трения и интенсивности изнашивания будут наблюдаться при содержании 20% ПТФЭ в композите ПТФЭ–ПЭЭК–SiC.

Материал SiC (3,3%)–ПТФЭ (20%)–ПЭЭК работоспособен в широком диапазоне температур (-100...+300°C), скоростей и нагрузок, работает без смазки, с традиционными смазочными материалами и с жидкостями, не обладающими смазочными свойствами (топливом, водой, растворителями). Материал фреттингоустойчив и не повреждает сопряженную стальную поверхность при тяжелых и аварийных режимах работы.

Таким образом, нанесение рассмотренного полимерного материала на стальное основание позволяет получить опорно-упорный подшипник, отличающийся более высоким сроком службы.

Библиографический список

1. Максимов В.А., Баткис Г.С. Трибология подшипников и уплотнений жидкостного трения высокоскоростных турбомашин. Казань: Изд-во "ФЭН" АН РТ, 1998. 429 с.
2. Баткис Г.С., Максимов В.А., Хайсанов В.К. Опорно-упорные подшипники высокоскоростных ЦКМ с коническими самоустанавливающимися подушками // Проектирование и исследование компрессорных машин: сб. науч. тр. / под ред. И.Г. Хисамеева. Казань: Изд-во ЗАО «НИИтурбокомпрессор», 1997. С.124–130.
3. Полимерные композиционные материалы в трибологии / Машков Ю.К., Овчар З.Н., Байбарацкая М.Ю., Мамаев О.А. М.: ООО «Недра-Бизнесцентр», 2004. 262 с.

**А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл),
М.Г. Слободянский, В.П. Анцупов, Н.Г. Сергеев**
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: momz-magtu@yandex.ru

ПРОЕКТНАЯ ОЦЕНКА ПОВРЕЖДАЕМОСТИ МАТЕРИАЛОВ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОБРАЗЦОВ ПРИ ИСПЫТАНИИ ИХ НА РАЗРЫВНОЙ МАШИНЕ

Аннотация

В статье представлена методика и алгоритм проектной оценки повреждаемости и долговечности образцов по кинетическому критерию прочности материалов, разработанная на основе структурно-энергетического описания кинетического процесса разрушения материалов.

В данной статье представлен алгоритм расчета скорости повреждаемости материалов и долговечности стандартных образцов, испытываемых на растяжение, составленный на базе методики проектной оценки надежности элементов механических систем по критериям объемной прочности, как решение краевой задачи для расчетной схемы, начальных и граничных условий эксперимента, описанного в предыдущей статье данного сборника.

Алгоритм сопровождается контрольным примером теоретического расчета указанных параметров для варианта №1 из таблицы 1 (образец из материала Сталь 25).

Таблица 1

Сравнительная оценка экспериментальных и расчетных данных

№ образца	Материал	σ , МПа	Δl , мм	T_i , °C	$\dot{\epsilon}_{e \max}^{\ominus}$, $\frac{Bm}{мм^3}$	\bar{t}_{np}^{\ominus} , с	$V_{кр}$, мм ³	$l_{кр}$, мм	\bar{u}_e , $\frac{Bm}{мм^3}$	\bar{t} , с	δ , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	Сталь 25	338,44	33,0	83,5	0,0488	192	4,28	0,089	0,046	195,4	1,75
2		382,92	39,5	82,0	0,0293	316	4,79	0,096	0,029	312,9	0,99
3		379,87	34,0	80,5	0,0482	193	4,56	0,093	0,048	189,2	1,98
4		366,46	36,5	81,0	0,0263	353	6,13	0,139	0,026	350,2	0,79
5	Сталь 40X	669,58	16,0	72,0	0,0069	1250	6,49	0,151	0,007	1186,5	5,08
6		532,26	13,2	84,0	0,0282	316	4,19	0,084	0,027	318,3	0,73
7		669,34	15,5	75,0	0,0165	531	6,01	0,128	0,016	538,0	1,3

Сформулируем алгоритм решения краевой задачи теории надежности образцов, выделяя из указанной в работах [1, 2] последовательности операций общего методологического подхода **I-VII** только те, число которых достаточно для расчета параметров \bar{u}_e и \bar{t} .

Исходные данные (отличительные признаки, параметры, характеризующие начальные и граничные условия исследуемого элемента).

Расчетная схема растягиваемого образца представлена рисунке 1.

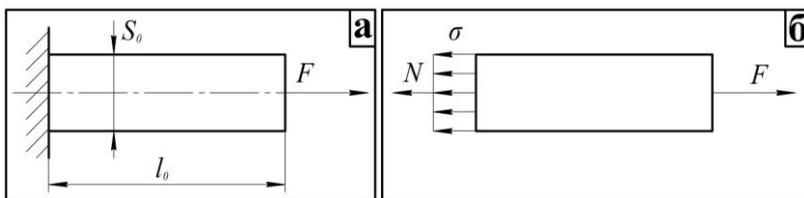


Рисунок 1. Расчетная схема нагружения

Принимаем допустимое значение вероятности безотказной работы, равное $[P(t)] = \gamma = 50\%$, для которого будем определять ожидаемый ресурс \bar{t} .

Формулируем краевые условия.

1 группа. Внешние и внутренние параметры элемента, рисунок 1:

S_0 и l_0 - площадь поперечного сечения и длина образца до деформации;
 $N = F$ - внутренняя продольная сила, возникающая в любом поперечном сечении стержня, растягиваемого внешней силой $F = E/\Delta l$; $\sigma = N/S_0$ - внутренние напряжения, возникающие в точках любого поперечного сечения образца.

2 группа. Физико-механические характеристики материала в исходном состоянии: E - модуль упругости; G - модуль сдвига; μ - коэффициент Пуассона; HV_0 - твердость материала по Виккерсу; ρ - плотность материала;

3 группа. Теплофизические характеристики материала: T - рабочая температура материала разрушаемого участка; ΔH_S - энтальпия плавления в жидком состоянии; c - удельная теплоемкость

материала (при температуре $T = 20 \div 100^\circ C$); α_0 - коэффициент линейного теплового расширения; U_0 - энергия активации процесса разрушения межатомных связей при $T = 0$ и $\sigma = 0$; ν - коэффициент неравномерности распределения внутренней энергии по объему (справочное значение);

4 группа. Основные физические константы: N_0 - число Авогадро; $h = 6,626 \cdot 10^{-34}$ Дж·с - постоянная Планка; R - универсальная газовая постоянная; k - постоянная Больцмана.

Постановка и решение краевой задачи.

I. На первом этапе в качестве параметра состояния образца, подверженного стационарному объемному нагружению принимаем среднее значение плотности потенциальной энергии дефектов структуры материала \bar{u}_{et} , которая со скоростью $\bar{\dot{u}}_e$ возрастает со временем в поле приложенных условных напряжений - $\sigma = F/S_0$.

II. На втором этапе формулируем уравнение состояний нагруженного образца в виде:

$$\bar{u}_{et} = u_{e0} + \bar{\dot{u}}_e \cdot t, \quad (1)$$

где $\bar{u}_{e0} = \frac{(0,071 \cdot HV)^{2,4}}{6 \cdot G \cdot (6,47 \cdot 10^{-6} \cdot HV + 0,12 \cdot 10^{-2})^2}$ - среднее

значение плотности скрытой энергии материала в исходном состоянии.

III. На третьем этапе формулируем один из упрощенных вариантов кинетического уравнения повреждаемости структуры локальных объемов материала образца и определяем скорость \dot{u}_e накопления в них энергии дефектов [1-5]:

$$\dot{u}_e = \frac{k_\sigma^2 \cdot A_0 \cdot \sigma^2}{6 \cdot G(T) \cdot \nu} \cdot M_R^{-2}, \quad (2)$$

где k_σ - коэффициент перенапряжения межатомных связей:

$$k_\sigma = 1 / (6,47 \cdot 10^{-6} \cdot HV + 0,12 \cdot 10^{-2}); \quad (2.a)$$

A_0 – коэффициент влияния напряжений и температуры на скорость повреждаемости:

$$A_0 = \frac{\nu \cdot U(\sigma, T)}{h \cdot N_0} \exp \left[-\frac{U(\sigma, T)}{R \cdot T} \right]; \quad (2.6)$$

$U(\sigma, T)$ – энергия активации процесса разрушения межатомных связей при данном напряжении σ и температуре T :

$$U(\sigma, T) = U_0 - \Delta U(T) - \left(\frac{M_R^{-2} \cdot k_\sigma^2}{18 \cdot \nu \cdot K(T)} \right) \cdot \sigma^2, \quad (2.в)$$

$\Delta U(T)$ – доля энергии активации, определяемая температурой наиболее нагретого участка образца T :

$$\Delta U(T) = (3 \cdot \alpha_0 \cdot K(T) \cdot T) / 2; \quad (2.г)$$

$K(T)$ – коэффициент всестороннего сжатия материала при температуре T :

$$K(T) = E(T) / (3 \cdot (1 - 2 \cdot \mu(T))); \quad (2.д)$$

$E(T)$ и $\mu(T)$ – модуль упругости и коэффициент Пуассона материала при температуре T ;

M_R^2 – коэффициент эквивалентности напряженного состояния:

$$M_R^2 = \left((1+r)^2 + (1-r)^2 \right) / 4; \quad (2.е)$$

$G(T)$ – модуль упругости материала при температуре T :

$$G(T) = E(T) / (2 \cdot (1 + \mu(T))). \quad (2.ж)$$

IV. На данном этапе (пропуская все промежуточные операции, не требуемые для решения задачи) оцениваем средний ресурс образца до его разрушения по выражению:

$$\bar{t} = \Delta u_{e_{кр}} / \bar{\dot{u}}_e = (\Delta H_S - u_{e0} - \Delta u_{T_{\max}}) / \dot{u}_e. \quad (3)$$

На рисунке 2 представлена графическая интерпретация процедуры оценки ресурса $\bar{t} = t_{np}$ до разрушения образца №1 (таблица 1), как решение задачи (1)-(3), по специально разработанным номограммам. Процедура заключается в следующем.

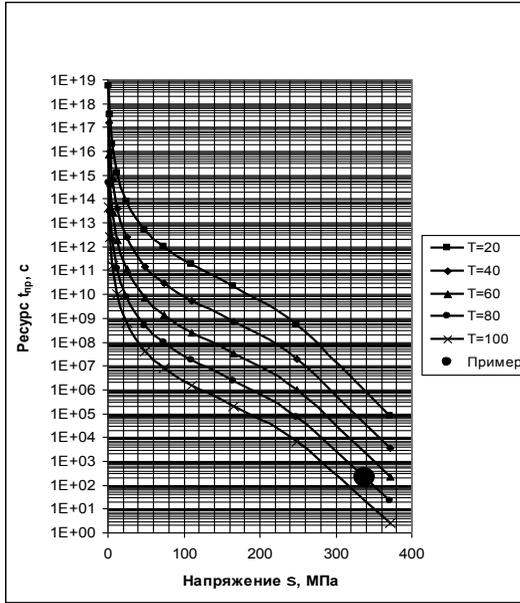


Рисунок 2. Номограмма для оценки ресурса образца №1 из таблицы 1

По рассчитанному значению напряжения $\sigma = 338,44 \text{ МПа}$, отложенному по оси абсцисс, и кривой, соответствующей заданному в исходных данных значению его рабочей температуры $T = 83,5^\circ \text{ C}$, необходимо по оси ординат найти (считать) значение искомого ресурса (см. ординату t_{np} выделенной точки). В данном случае он составит $t_{np} \approx 2 \cdot 10^2 \text{ с}$, что приблизительно совпадает с его расчетным значением по условию (3) $\bar{t} = t_{np} = 195,4 \text{ с}$, рисунок 2.

Результаты расчетов по алгоритму (1)-(3) для остальных, исследованных в эксперименте образцов, сведены в таблицу 1, столбцы №10 и №11.

Сравнение расчетных \bar{u}_e и \bar{t} и экспериментальных данных $\dot{u}_{e \max}^{\text{Э}}$ и $\bar{t}^{\text{Э}}$, представленных в таблице 1, показывает, что ошибка предсказания скорости повреждаемости материалов и среднего ресурса, испытанных образцов под нагрузкой, не превышает 7%

($\delta = (0,73 \div 5,08)\%$), что говорит о достаточно высокой достоверности предложенной расчетной методики и об истинности теоретических положений, на которых построена методология [3] проектной оценки элементов механических систем по критериям объемной кинетической прочности материалов.

Полученные результаты использованы для проектного анализа надежности промышленного привода вращающейся печи для производства клинкера и выполненной на его основе реконструкции с целью существенного повышения долговечности. Эти результаты рассматриваются в следующей статье данного сборника.

Библиографический список

1. Анцупов А.В. Методология аналитической оценки надежности технических объектов / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл), В.П. Анцупов, М.Г. Слободянский и др. // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 70-й межрегиональной научно-технической конференции. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. – С. 141 – 144.
2. Анцупов А.В. Оценка долговечности нагруженных деталей по кинетическому критерию прочности / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл), В.П. Анцупов, М.Г. Слободянский и др. // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 70-й межрегиональной научно-технической конференции. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. – С. 137 – 141.
3. Анцупов А.В. Методология прогнозирования надежности элементов машин по различным критериям / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл.), В.П. Анцупов // Надежность, 2013. – №3 (46).– С. 5-14.
4. Методология вероятностной оценки элементов машин по различным критериям / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл.), В.П. Анцупов и др. // Механическое оборудование металлургических заводов: Межрегион. сб. науч. тр. / Под ред. Корчунова А.Г. - Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. тех. ун-та, 2012.- С. 28-34.
5. Antsupov A.V. Designed assessment of machine element reliability due to efficiency criteria / A.V. Antsupov, A.V. Antsupov (jun), V.P. Antsupov // Vestnik Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2013.- №5 (45).- 62-66.

М.М. Примакович, Т.В. Степыко, Н.А. Чиченев
Новотроицкий филиал НИТУ «МИСиС»
г. Новотроицк, Россия
E-mail: chich38@mail.ru

МОДЕРНИЗАЦИЯ ОБОРУДОВАНИЯ И СИСТЕМ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО ПРИВОДА ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ

Аннотация

Рассмотрена возможность модернизации оборудования и систем гидравлического привода агрегатов сталеплавильного производства. Разработаны гидравлические схемы и отдельные конструкции оборудования дуговой сталеплавильной печи.

Объем выплавки стали в электродуговых печах и доля электростали в объеме ее производства в нашей стране за последние сорок лет непрерывно возрастали. Новые электросталеплавильные цехи будут сооружаться как в составе крупных металлургических заводов, так и в составе так называемых «минизаводов», которые включают электросталеплавильный и прокатные цехи и предназначены для удовлетворения потребностей отдельных регионов страны в прокате на основе использования местных ресурсов стального лома.

В ЭСПЦ ОАО «Уральская сталь» используются ДСП (рисунок 1) с отворачивающимся сводом, который подвешивают к Г-образной конструкции (полупорталу). Приподнятый свод вместе со стойками и полупорталом поворачивают в горизонтальной плоскости вокруг вертикальной оси на $75 - 90^\circ$, открывая рабочее пространство.

Все механизмы, за исключением механизма вращения корпуса, выполнены с гидравлическими приводами. Основная несущая конструкция печи (люлька) опирается на фундамент двумя сегментами. Свод жестко закреплен на полупортале, соединенном с корпусом печи. При работе печи нагрузка от свода, полупортала и электродержателей передается на кожух печи. Механизм подъема и отворота свода расположен на отдельном фундаменте и не связан с люлькой. Тяжелые условия эксплуатации электропривода отворота портала, который работает в условиях запыленности и повышенных динамических нагрузках, требуют применения систем гидравлического привода, исключая применение промежуточных элементов привода:

редуктора, муфт и т.п. Замена электромеханического привода на гидравлический позволят:

- увеличить надёжность и долговечность машины;
- придать исполнительному механизму высокую точность позиционирования;
- широкий диапазон регулирования скорости;
- возможность работы в динамических режимах при частых включениях, остановках.

Разработана принципиальная схема гидравлического привода на базе пропорциональных распределителей [1, 2].

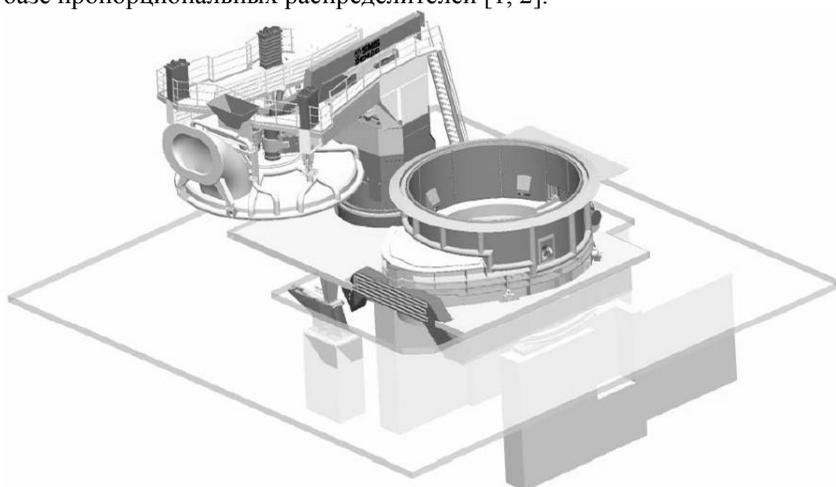


Рисунок 1. Компоновка ДСП

Выбор способа регулирования. Дроссельное регулирование скорости движения выходного звена гидродвигателя осуществляется за счет ограничения подачи жидкости к гидродвигателю путем введения в гидрوليнию дополнительного, в данном случае - регулируемого, гидравлического сопротивления - дросселя. При этом избыток рабочей жидкости, подаваемой насосом, через переливной клапан поступает непосредственно в сливную линию (минуя гидродвигатель). При выборе способа регулировки скорости следует учесть следующие особенности дроссельного регулирования. Оборудование гидропривода в этом случае в целом дешевле, чем при объемном регулировании: устанавливаются более простые, а именно – нерегулируемые, насос и (или) гидродвигатель.

КПД гидропривода существенно ниже, чем при объемном регулировании: в самом принципе заложены объемные и гидравлические

потери. В результате гидравлических потерь при дросселировании жидкость нагревается, что, при большой передаваемой мощности и ограниченности теплоотдающих поверхностей, потребует установки теплообменников (холодильников) [1]. По указанным выше причинам передаваемая мощность при этом способе регулирования ограничивается (примерно до 3 кВт - при длительном и до 5 кВт - при кратковременном режиме работы),

Скорость движения выходного звена определяется не только воздействием дросселя на поток жидкости, но и нагрузкой на выходном звене гидродвигателя: с увеличением нагрузки скорость уменьшается. Поэтому, если нагрузка существенно меняется, а скорость должна оставаться постоянной, необходимо предусмотреть установку регулятора скорости устройства, сочетающего дроссель и редукционный клапан.

В гидроприводе дроссель может быть установлен на входе в гидродвигатель, на выходе из него или на ответвлении – параллельно с гидродвигателем.

В первом случае регулирование дросселем возможно лишь при отрицательной нагрузке, то есть тогда, когда направление действия нагрузки не совпадает с направлением движения выходного звена. Кроме того, при положительной нагрузке (при совпадении указанных направлений) возможен разрыв потока в напорной полости гидродвигателя и падение груза - следствие отсутствия ощутимого сопротивления в сливной линии. При установке дросселя на входе жидкость поступает в гидродвигатель нагретой, что ухудшает условия работы последнего.

При установке дросселя на выходе регулирование возможно при любом направлении действия нагрузки. Преимуществом этого варианта перед первым является и то, что в гидродвигатель жидкость поступает менее нагретой: нагрев ее в дросселе происходит после гидродвигателя. Нагретая жидкость сливается в гидробак, где охлаждается.

При параллельном подключении дросселя регулирование, как и в первом варианте возможно лишь при отрицательной нагрузке. Точность регулирования скорости и ее стабильность при изменении нагрузки ниже, чем в первых двух случаях. Преимущество этого варианта – наименьший нагрев жидкости. Это связано с тем, что дросселируется лишь часть потока жидкости.

Объемное регулирование осуществляется за счет изменения рабочего объема насоса или гидродвигателя, или насоса и гидродвигателя вместе.

Отличительные особенности этого способ следующие. Более высокий КПД (до $0.65 \div 0.75$), чем при дроссельном регулировании. Значительно меньший нагрев рабочей жидкости. Нет необходимости

устанавливать гидрораспределители: реверсирование выполняется регулируемым насосом, причем этот процесс идет более плавно, чем при реверсировании гидрораспределителем. Значительно более широкий диапазон регулирования скорости.

Недостаток схем с объемным регулированием – необходимость установки более сложного и дорогого оборудования, а именно - насоса, и при вращательном движении – гидродвигателя.

Этот способ целесообразно использовать в гидроприводах средней и большой мощности, так как именно в этих случаях экономия энергии будет наиболее ощутима (за счет повышения КПД).

Выбор схемы циркуляции жидкости [1, 2]. При решении этого вопроса надо учесть следующие обстоятельства. В открытой схеме всасывающая линия насоса и сливная – гидродвигателя разомкнуты между собой. Наличие гидробака, содержащего запас жидкости, обеспечивает лучшие условия для отвода тепла из системы. Эта схема позволяет питать одним насосом несколько гидродвигателей. В целом, она проще закрытой. Однако, реверсирование насосом в этом случае осуществить нельзя – необходима установка гидрораспределителя. Разряжение во всасывающей линии насоса способствует возникновению кавитации и подосу воздуха в систему.

В закрытой схеме рабочая жидкость после гидродвигателя направляется непосредственно в насос. Таким образом основной контур циркуляции не связан с атмосферой, что защищает систему от загрязнений, например, при работе в запыленной среде. Кроме того наличие повышенного давления в низконапорной магистрали уменьшает возможность возникновения кавитации. В этой схеме реверсирование легко осуществляется регулируемым насосом. К недостаткам закрытой схемы следует отнести сложность охлаждения и необходимость установки дополнительного оборудования – системы подпитки – для компенсации утечки жидкости через неплотности во внешнюю среду.

Библиографический список

1. Гидропривод металлургических машин: Учеб. пособие / С.Н. Басков, С.А. Иванов, В.В. Точилкин и др. - Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ им. Г.И.Носова», 2006. - 169 с.
2. Основы функционирования гидравлических систем металлургического оборудования. Лабораторный практикум по гидроприводу и гидроавтоматике: Учеб. пособие / В.В. Точилкин, А.М. Филатов, В.Д. Задорожный и др. - Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2009. - 105 с.

АНАЛИЗ УПРУГОЙ ДЕФОРМАЦИИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОЙ КОЛОННЫ КОВОЧНОГО ПРЕССА

Колонны являются составной частью гидравлического ковочного пресса, а именно соединяют верхнюю поперечину с нижней поперечиной, которая устанавливается на фундамент, образуя станину пресса. А также они являются направляющими для перемещения подвижной траверсы, которая передает нагрузку на верхний боек в процессековки.

Посколькуковка – это высокотемпературная обработка различных металлов, нагретых до ковочной температуры, следовательно, значительную тепловую нагрузку испытывает и оборудование, в том числе и колонны. Результатом этого воздействия является перекос верхней поперечины вследствие неравномерного нагрева по сечению колонн и возникновения дополнительного изгибающего момента, вызывающего вероятность заклинивания колонн и увеличенный износ направляющих втулок.

Износ деталей существенно снижает срок службы пресса и требует проведения дополнительных ремонтов. Перекос подвижной поперечины при деформации заготовки приводит к клиновидности поковки и значительному увеличению расхода материала.

Поэтому целью исследования данного проекта является решение задачи уменьшения величины изгиба колонн ковочных прессов.

Изгиб колонны при нагреве происходит из-за того, что её сечение нагревается неравномерно и эпюры распределения температур по сечению будут выглядеть как показано на рисунке 1 [3].

Сторона колонны, обращенная к нагретой поковке (внутренняя) имеет температуру больше, чем обратная сторона, поэтому эта часть удлиняется больше, чем наружная, следовательно колонна изгибается.

С целью защиты колонн от воздействия лучистого тепла в литературе [2, 3] отмечен способ использования цепных завес, подвешенных к подвижной поперечине, как наиболее технологичный и экономичный. В целом цепные и сеточные завесы нашли широкое применение для защиты от излучения. Смачивание подобного типа завес значительно повысит их эффективность, но в тоже время необходима

разработка и обслуживание системы подачи воды. Также для защиты используются экраны в виде листового металла. Большая же часть прессов не имеет защиты колонн от воздействия нагретой заготовки.

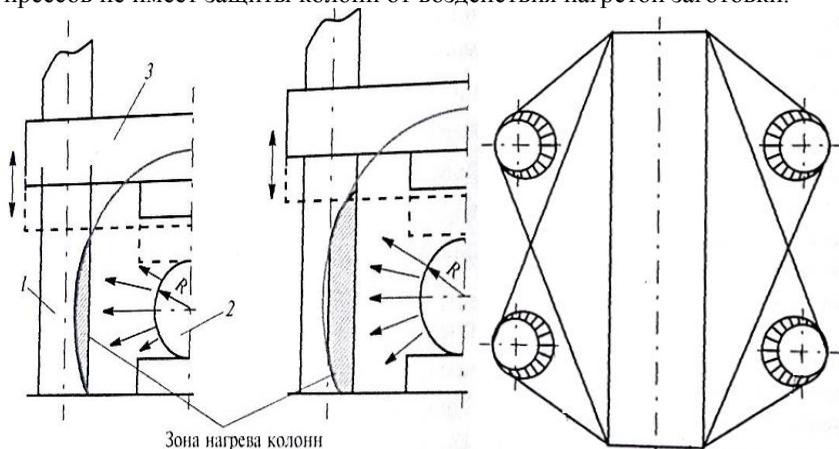


Рисунок 1. Схема нагрева колонн и эпюры распределения температур по сечению

1 – колонны, 2 – заготовка, 3 – подвижная поперечина

Поэтому необходимо внедрение конструкций, позволяющих уменьшить тепловое воздействие, приводящее к изгибу колонн.

Один из вариантов решения поставленной задачи является изготовление колонны из двух материалов с различным температурным коэффициентом линейного расширения (ТКЛР). Это позволит уменьшить её деформацию при нагреве до любой рабочей температуры.

Рассмотрим этот способ. Наиболее нагреваемую часть колонны необходимо изготовить из стали, имеющей ТКЛР меньше, чем у основного металла изделия. Каждый слой, в зависимости от распределения температуры, деформируется на определенную величину. Причем, внутренний слой, нагретый до более высокой температуры, удлинится меньше, чем внешний, из-за того, что ТКЛР его металла меньше на заданную величину по сравнению с ТКЛР основы. В результате этого, напряжения в сечении колонны снижаются, происходит их перераспределение и уменьшаются деформации.

Рассмотрим сечение биметаллической колонны (рисунок 2). Удлинения каждого слоя будут равны [4]:

$$\Delta l_1 = \Delta T_1 \cdot \alpha_1 \cdot l, \quad (1)$$

$$\Delta l_2 = \Delta T_2 \cdot \alpha_2 \cdot l, \quad (2)$$

где Δl_1 и Δl_2 , α_1 и α_2 , ΔT_1 и ΔT_2 – изменение длины, ТКЛР и изменение температуры материала с низким значением ТКЛР и основного материала соответственно;
 l – первоначальная длина участка.

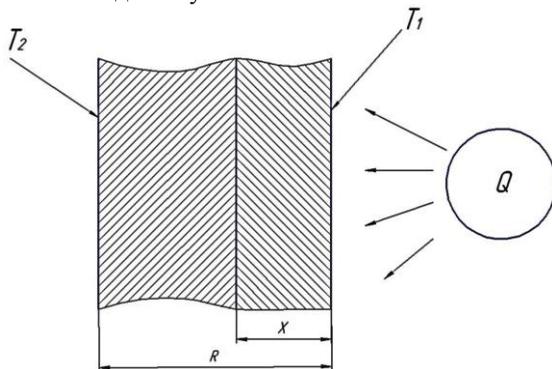


Рисунок 2. Продольное сечение колонны

Чтобы система была в равновесии, должно выполняться условие: $\Delta l_1 = \Delta l_2$. В результате получим зависимость:

$$\Delta T_1 \cdot \alpha_1 = \Delta T_2 \cdot \alpha_2. \quad (3)$$

Для нахождения толщины слоя металла с низким значением ТКЛР, выразим удлинения через продольные реакции N_1 и N_2 , возникающие при растяжении. Тогда удлинение каждого слоя можно найти по формуле:

$$\Delta l = \frac{N \cdot l}{E \cdot F} + \alpha \cdot \Delta t, \quad (4)$$

где N – продольная сила;

E – модуль упругости, МПа;

F – площадь поперечного сечения;

α – температурный коэффициент линейного расширения (ТКЛР).

Поскольку $\Delta l_1 = \Delta l_2$, приходим к равенству:

$$\frac{N_1 \cdot l}{E_1 \cdot F_1} + \alpha_1 \cdot l \cdot \Delta t_1 = \frac{N_2 \cdot l}{E_2 \cdot F_2} + \alpha_2 \cdot l \cdot \Delta t_2 \quad (5)$$

Используя (3), сокращая на l и заменяя $F_2 = \pi \cdot R^2 - F_1$, получим равенство:

$$\frac{N_1}{E_1 \cdot F_1} = \frac{N_2}{E_2 \cdot (\pi \cdot R^2 - F_1)}. \quad (6)$$

Для сохранения равновесия должно выполняться условие $N_1 = N_2$. Модуль упругости сталей примерно одинаков. Исходя из этого, приходим к равенству:

$$F_1 = \pi R^2 / 2 \quad (7)$$

Анализ формулы (7) показывает, что колонну нужно изготавливать наполовину из основного материала, наполовину из металла с более низким ТКЛР.

Одним из вариантов реализации этого решения является изготовление отливки из двух материалов или наплавка материала с низким значением ТКЛР на основной металл. Далее проводится механическая и термическая обработки по типовой технологии.

Выводы по работе:

1. Установлено, что в ковочных прессах возникает возможность перекоса верхней поперечины вследствие неравномерного нагрева колонн от лучистого тепла нагретой заготовки, что приводит к возникновению дополнительного изгибающего момента, вызывающего возможность заклинивания колонн и увеличенный износ направляющих втулок. Для обеспечения работоспособности пресса следует максимально уменьшить воздействие тепла на оборудование.
2. Предложенный способ изготовления колонны из двух материалов с различным температурным коэффициентом линейного расширения позволит уменьшить её деформацию при нагреве до любой рабочей температуры.
3. Расчетным путем найдена толщина слоя металла с более низким значением ТКЛР. Предложены способы реализации этого способа.

Библиографический список

1. Винокурский Х.А. Расчет колонн гидравлических прессов. М.: Машгиз, 1950.
2. Живов Л.И., Овчинников А.Г., Скрадчиков Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование. Учебник для вузов.- М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006.
3. Новиков В. И., Кадошников В.И., Куликова Е. В. влияние температуры нагретой заготовки на температурную деформацию деталей гидравлического ковочного пресса.//КШП. ОМД. 2012.№1.
4. Соппротивление материалов. Под ред. А. Ф. Смирнова. Учебник для вузов. М.: Высшая школа, 1975.

**А.В. Анцупов, В.П. Анцупов,
А.В. Анцупов (мл), М.Г. Слободянский, М.И. Щеголева**
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: momz-magtu@yandex.ru

ВЕРИФИКАЦИЯ МЕТОДИКИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ПРИ СИММЕТРИЧНОМ ЦИКЛЕ «РАСТЯЖЕНИЯ-СЖАТИЯ»

Аннотация

В статье представлены результаты теоретического расчета ресурса образцов подверженных усталостному разрушению при симметричном цикле «растяжения - сжатия» и оценка их достоверности.

В статье представлены итоги сопоставления теоретических результатов расчета ресурса t_i^T образцов по критериям объемной прочности с экспериментальными данными $t_i^Э$, полученными в работах [1, 2] при проведении исследований процесса повреждаемости и усталостного разрушения образцов при симметричном цикле «растяжения - сжатия».

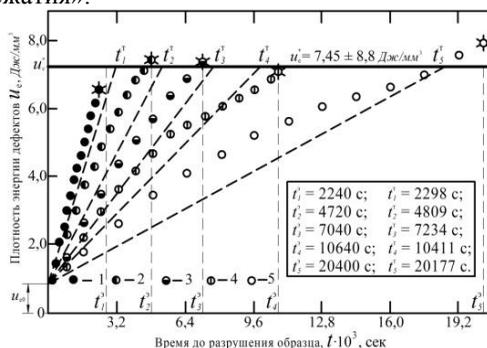


Рисунок 1. Кинетические кривые изменения в деформируемых объемах образцов скрытой энергии $u_e(t)$ во времени [1, 2]

На рисунке 1 точками отражены кинетические кривые повреждаемости материала цилиндрических образцов из отожженной

стали 45, подверженные действию переменных циклических напряжений с амплитудой цикла $\sigma_a = (225 \div 253) \text{ МПа}$, полученные в экспериментальных исследованиях [1, 2].

На том же рисунке для сравнения нанесены теоретические пунктирные прямые повреждаемости материала образцов, построенные по алгоритму (1)-(2), представленному в предыдущей статье данного сборника, для крайних условий описанного в работах [1, 2] эксперимента. Сопоставление теоретических и экспериментальных значений долговечности для всех исследованных образцов показано в таблице 1.

Таблица 1
Сопоставление экспериментальных и теоретических результатов

№ образца	Амплитуда цикла, $\sigma_a, \text{ МПа}$	Экспериментальный ресурс $t_i^Э, \text{ с}$	Теоретический ресурс, $t_i^T, \text{ с}$	Ошибка предсказания, $\delta_i, \%$
1	253	2240	2298	2,52
2	248	4720	4809	1,85
3	239	7040	7234	2,68
4	231	10640	10411	2,20
5	225	20400	20177	1,11

В качестве примера на рисунке 2 определен ресурс образца №1 из таблицы, который составляет $t_1^T = 2298 \text{ с}$ (см. ординату выделенной точки).

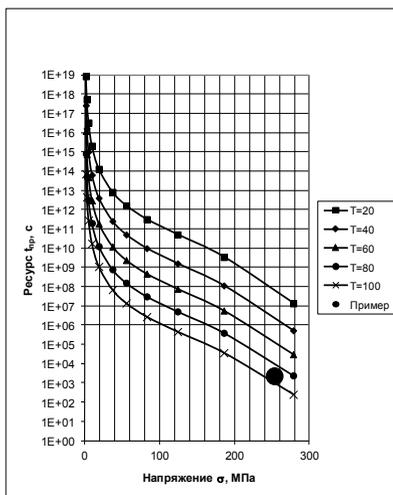


Рисунок 2. Номограмма для оценки ресурса образца №1 из таблицы 1

Диапазон ошибок предсказания ресурса по разработанной методике проектной оценки надежности нагруженных элементов по критериям объемной кинетической прочности составляет $\delta_t = (t^T - t^Э) \cdot 100 / t^T = (1,09 \div 2,68)\%$, что подтверждает ее достоверность при прогнозировании долговечности нагруженных элементов механических систем в условиях усталостного разрушения.

Библиографический список

1. Фёдоров В.В. Термодинамические аспекты прочности и разрушения твердых тел. – Ташкент: ФАН, 1979 – 168с.
2. Федоров С.В. Основы трибоэргодинамики и физико-химические предпосылки теории совместимости. – Калининград: КГТУ, 2003.- 409 с.

УДК 621.778.014

Г.Н. Гурьянов
ООО «Феникс +»
г. Белорецк, Россия

КРИТЕРИИ ДЛЯ ОЦЕНКИ ФОРМЫ ОЧАГА И НЕОДНОРОДНОСТИ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ СПЛОШНОГО КРУГЛОГО ПРОФИЛЯ

Аннотация

Предложены критерии для оценки формы очага деформации, которые в отличие от известных более просто определяются экспериментальными и расчётными методами и очевидно отражают отношение показателей сдвиговой и линейной деформации при волочении круглого сплошного профиля. Показана связь известных и предлагаемых критериев формы очага деформации. Предложены аналитические зависимости для оценки степени неоднородности деформации круглого сплошного профиля.

Неоднородность деформации при волочении может существенно снизить качество проволоки [1 - 4]. Для оценки неоднородности деформации необходимо определить деформированное состояние металла в очаге пластического формоизменения и на выходе волокна. Наиболее обоснованный метод определения деформированного

состояния круглого сплошного профиля приведён в работах [5, 6], где показана необходимость расчёта степени деформации сдвига для частиц металла в рабочем конусе волокна, движущихся по разным траекториям:

$$\Lambda = \int_0^{\tau} H(\tau) \cdot d\tau,$$

где $H(\tau)$ - интенсивность скоростей деформации сдвига в зависимости от времени τ деформирования. Величина результирующей деформации Λ в рабочем конусе выражена через составляющие Λ_1 и Λ_2 [4]:

$$\Lambda = \sqrt{\Lambda_1^2 + \Lambda_2^2};$$

$$\Lambda_1 = 2\sqrt{3} \cdot Ln(r_0 / r_k) = \sqrt{3}Ln\mu;$$

$$\Lambda_2 = 2 \cdot tg(\alpha) \cdot Ln(r_0 / r_k) \cdot (r_0' / r_0) = tg(\alpha)Ln(\mu)(r_0' / r_0)$$

где r_0, r_k – радиус заготовки соответственно на входе и выходе конуса; $\mu = (r_0/r_k)^2$ – коэффициент вытяжки; α - угол наклона образующей рабочего конуса к оси волочения; r_0' - координата (радиус) траектории для рассматриваемой частицы металла на входе в пластический очаг деформации. Первая составляющая Λ_1 вызвана компонентами линейной деформации, а вторая - Λ_2 деформацией сдвига в диаметральной плоскости r_{ocz} , которая значительно меньше первой.

При входе в очаг пластической деформации частицы металла получили деформацию сдвига, которая максимальна на поверхности и равна $tg \alpha$ [5, 6]. Центральный слой заготовки не испытывает сдвиг. Поэтому суммарная степень деформации сдвига поверхностного слоя на выходе очага деформации равна $tg \alpha + \Lambda$, а центрального слоя - $\Lambda = \sqrt{3} Ln \mu$. Степень неоднородности деформации в конце рабочего конуса при коэффициенте вытяжки μ оценим по величине отношения значений деформации поверхностного и среднего слоёв заготовки к величине деформации центрального слоя соответственно по формулам:

$$Nd_p = \frac{tg \alpha + \sqrt{\Lambda_1^2 + \Lambda_2^2}}{\Lambda_1} = \frac{tg \alpha + \sqrt{3(Ln\mu)^2 + (tg \alpha \cdot Ln\mu)^2}}{\sqrt{3}Ln\mu}; \quad (1)$$

$$Nd_c = \frac{tg(\alpha/2) + \sqrt{3(Ln\mu)^2 + (0,5Ln\mu \cdot tg(\alpha/2))^2}}{\sqrt{3}Ln\mu}, \quad (2)$$

где $tg \alpha$ и $tg(\alpha/2)$ – значения сдвиговой деформации металла на входе рабочего конуса для поверхностного и среднего слоёв заготовки. Если не учитывать малую составляющую Λ_2 в формулах (1) и (2), то имеем более простые выражения для оценки неоднородности деформации в поперечном сечении:

$$Nd_p = \frac{tg\alpha + \sqrt{3}Ln\mu}{\sqrt{3}Ln\mu}; Nd_c = \frac{tg(\alpha/2) + \sqrt{3}Ln\mu}{\sqrt{3}Ln\mu}.$$

Степень неоднородности деформации можно выразить в процентах. Например, на выходе рабочего конуса при коэффициенте вытяжки μ неоднородность деформации оценим по отношению значений деформации сдвига в среднем слое $tg(\alpha/2)$ и средней деформации $(2\sqrt{3}Ln\mu + tg\alpha)/2$ в поперечном сечении:

$$Nd = \frac{200 \cdot tg(\alpha/2)}{2\sqrt{3}Ln\mu + tg\alpha}, \% \quad (3)$$

Степень неоднородности деформации можно выразить также через сдвиговую деформацию поверхностного слоя, как это предусматривает формула (2). Тогда формула (3) примет вид:

$$Nd = \frac{200 \cdot tg\alpha}{2\sqrt{3}Ln\mu + tg\alpha}, \% \quad (4)$$

Из приведённых формул следует, что неоднородность деформации отсутствует при нулевой величине угла α , что наблюдается при безфильерном волочении заготовки (при однородном растяжении). Но такой способ волочения по ряду причин не нашёл практического применения. Степень однородности деформации Od при этом способе волочения равна 1 или 100 %, если её вычислять по соответствующим формулам:

$$Od_p = 1/Nd_p; Od_c = 1/Nd_c; Od = \frac{\sqrt{3}Ln\mu}{(2\sqrt{3}Ln\mu + tg\alpha)/2} 100\% \quad (5)$$

В числителе формулы (5) для расчёта показателя однородности деформации Od стоит величина степени деформации сдвига, вызванная линейными компонентами деформации, а в знаменателе - средняя деформации сдвига в поперечном сечении на выходе рабочего конуса с учётом сдвига металла на входе рабочего конуса.

С ростом обжатия в проходе волочения снижается различие степени деформации центрального и поверхностного слоя (1). При малом обжатии ($\mu < 1,1$ и $\delta < 8\%$) существенное влияние величины угла α на показатель Nd (рисунок 1, а, б). Зависимость степени неоднородности деформации (1) и (2) от критериев формы очага деформации представляется единой кривой ($e - e$) при разных значениях угла α .

На рисунке 1, в линия 5 представляет зависимость степени неоднородности (1) от критерия формы очага деформации Δ при разных значениях угла α , который определяется по формуле [7]:

$$\Delta = \frac{\alpha}{\delta} (1 + \sqrt{1 - \delta})^2, \quad (6)$$

где $\delta = (d_0^2 - d_k^2) / d_0^2 = (\mu - 1) / \mu$ - относительное обжатие.

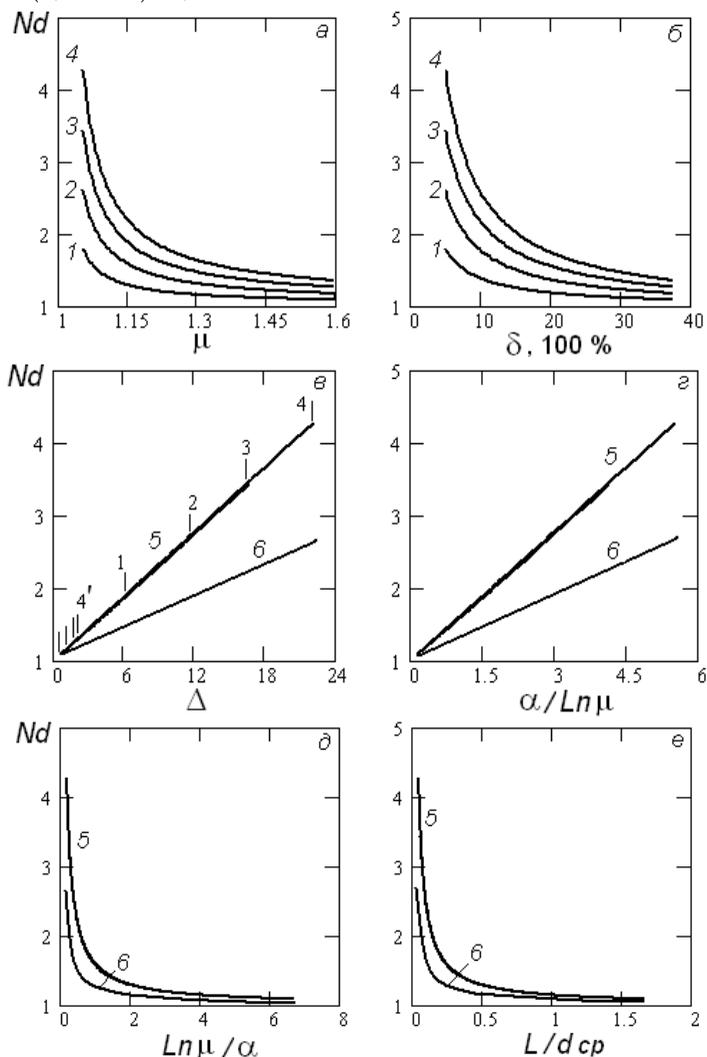


Рисунок 1. Зависимость показателей неоднородности деформации от коэффициента вытяжки (*a*), относительного обжатия (*б*) и критериев формы очага деформации (*в* - *е*): *a*, *б* – различие Nd_p степени деформации сдвига поверхностного и центрального слоя (1); 1 - $\alpha = 4^\circ$; 2 - $\alpha = 8^\circ$; 3 - $\alpha = 12^\circ$; 4 - $\alpha = 16^\circ$; 5 – расчёт по формуле (1); 6 – по формуле (2)

Значение показателя Nd при меньшем значении коэффициента вытяжки 1,05 указано соответствующей углу α цифрой без штриха, а при максимальном коэффициенте 1,59 – цифрой со штрихом. При большем значении угла $\alpha = 16^\circ$ наиболее широкий диапазон изменения величины показателя Nd . Величина показателя Nd (2) для центральных слоев заготовки (линия б) почти в два раза меньше, чем аналогичная величина (2) для поверхностного слоя. Зависимость показателя Nd от критериев Δ Бэкофена и $\alpha/Ln \mu$ линейная. Необходимо отметить, что в работе [7] отмечена также линейная зависимость фактора неоднородности деформации от критерия Δ , полученная экспериментально и в результате решения задачи определения деформированного состояния методом линий скольжения. С ростом критерия $Ln \mu/\alpha$ (δ) до единицы интенсивно снижаются показатели Nd , рассчитываемые по формулам (1) и (2). Аналогичное снижение наблюдается при увеличении критерия L/d_{cp} (e) до 0,25 (L, d_{cp} – соответственно длина и средний диаметр очага деформации). При $Ln \mu/\alpha > 2$ ($L/d_{cp} > 0,5$) можно принять линейное снижение показателей Nd (1) и Nd (2) с ростом критериев $Ln \mu/\alpha$ и L/d_{cp} . Необходимо обратить внимание, что в работе [8, 9] предложены формулы для расчёта осевого напряжения и оптимального угла α образующей кинического канала волокна от критерия формы очага деформации L/d_{cp} .

На рисунке 2 представлены зависимости показателя Nd (3) от коэффициента вытяжки (a), относительного обжатия в процентах (b), критериев $Ln \mu/\alpha$ (e) и Δ (z). Кривые неоднородности Nd (3) при разных значениях угла α лежат также вдоль единой кривой (рисунок 2, b, z), как и аналогичные зависимости для показателей неоднородности (1) и (2). Зависимости степени неоднородности от критерия $Ln \mu/\alpha$ рисунок 1, δ и рисунок 2, e показывают существенный рост показателя неоднородности при снижении этого критерия от 2. Но интервал значений критерия $Ln \mu/\alpha$ от нуля до 2 – x при производстве проволоки имеет меньшую значимость, так как в этом интервале существенная степень неоднородности деформации. Интервал значений от нуля до 2 – x для критерия Δ определяет параметры очага деформации, обеспечивающие приемлемую степень неоднородности деформации. Но в этом узком рабочем диапазоне значений 0...2 критерия Δ (рисунок 2, z) трудно выделить характерные его значения, обеспечивающие различный уровень неоднородности деформации. В рабочем интервале значений критерия $Ln \mu/\alpha$ от 2 – x до 7 более просто выделить 2 – 3 участка, условно обеспечивающих различную степень однородности деформации. Кроме

того, критерий Бэкофена Δ (3) включает показатель величины деформации – относительное обжатие δ , который недостаточно характеризует степень деформации проволочной заготовки [1]. Поэтому затрудняется оценка влияния формы очага деформации через критерий Бэкофена Δ на напряжённое состояние и степень неоднородности деформации в широком диапазоне изменения неаддитивной величины δ .

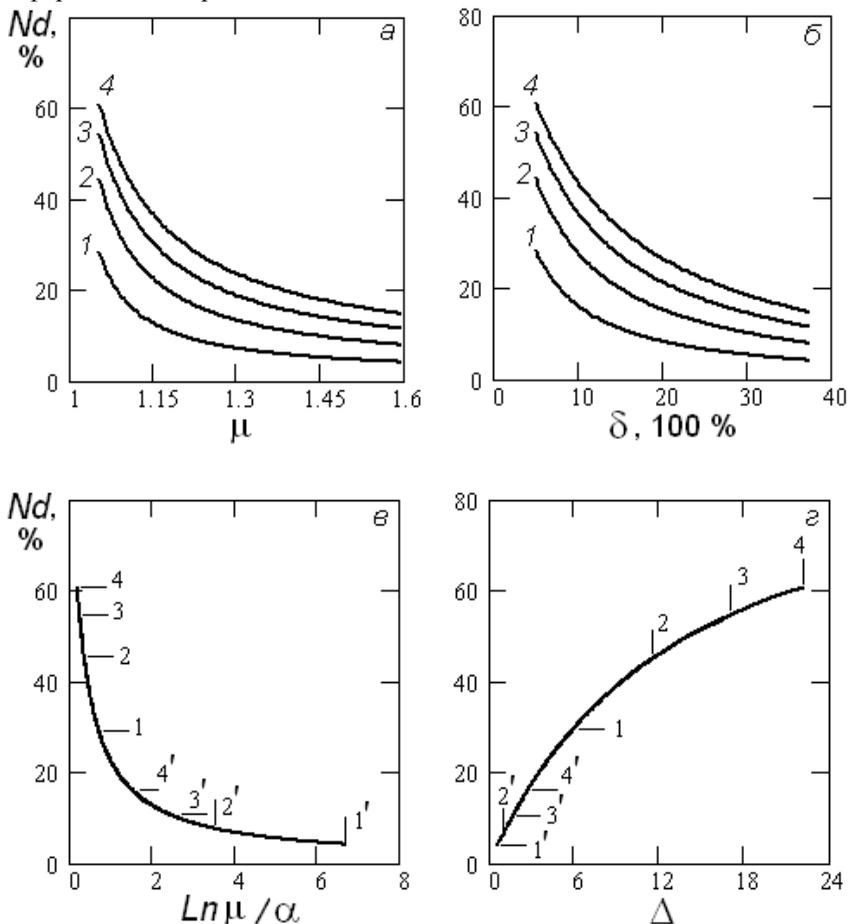


Рисунок 2. Зависимость показателя неоднородности деформации (3) от коэффициента вытяжки (а), относительного обжатия (б) и критериев формы очага деформации (в, г): 1 - $\alpha = 4^\circ$; 2 - $\alpha = 8^\circ$; 3 - $\alpha = 12^\circ$; 4 - $\alpha = 16^\circ$

На рисунке 3 показана зависимость критериев Δ и $Ln \mu/\alpha$ от коэффициента вытяжки при разных значениях угла α . С повышением степени деформации критерий Бэкофена Δ уменьшается, а показатель $Ln \mu/\alpha$ увеличивается.

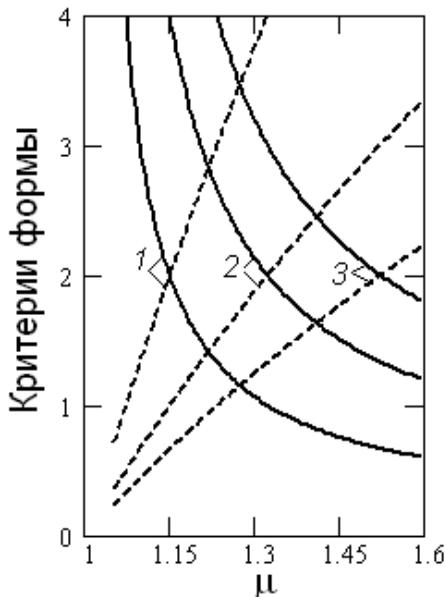


Рисунок 3. Зависимость критериев формы очага деформации Δ (сплошные линии) и $Ln \mu / \alpha$ (пунктирные) в зависимости от коэффициента вытяжки и угла α : 1 - $\alpha = 4^\circ$; 2 - $\alpha = 8^\circ$; 3 - $\alpha = 12^\circ$

Кривые для критериев Δ и $Ln \mu/\alpha$ для конкретного значения угла α пересекаются при определённом значении коэффициента вытяжки и ординате 2. При заданных значениях угла α и величине критерия $Ln \mu/\alpha > 2$ (при этом $\Delta < 2$) показатели неоднородности Nd (1) $< 1,3$, Nd (2) $< 1,14$ и Nd (3) $< 12,6$ %. Значения коэффициента вытяжки, при которых критерии Δ и $Ln \mu/\alpha$ равны 2, определяются из формулы:

$$\mu = e^{2\alpha}, \quad (7)$$

где e – основание натурального логарифма; α - угол волочения в радианах. По приведённой формуле коэффициент вытяжки равен 1,15; 1,32 и 1,52 соответственно при значениях угла α : 4° , 8° и 12° . Параметр однородности деформации $Ln \mu/\alpha$ больше 2, если выполняется неравенство:

$$\sqrt{3}Ln\mu = \Lambda_1 > 2\sqrt{3}\alpha,$$

которое представим в несколько иной форме:

$$\frac{\sqrt{3}Ln\mu}{tg\alpha} > 2\sqrt{3} \text{ или } \alpha < 0,29\Lambda_1. \quad (8)$$

Соотношения (8) получены при учёте приближённого равенства $tg\alpha \approx \alpha$.

Необходимо отметить, что критерии Δ и $\alpha/Ln\mu$ (или $Ln\mu/\alpha$) характеризуют форму очага деформации. Но это не показывают формулы для расчёта этих критериев. Математические преобразования позволили установить равенство для конического канала очага деформации:

$$\frac{(1 + \sqrt{1 - \delta})^2}{\delta} = \frac{d_0 + d_k}{d_0 - d_k}, \quad (9)$$

которое даёт возможность рассчитывать критерий Бэкофена Δ (6) по формуле

$$\Delta = \frac{\alpha(d_0 + d_k)}{d_0 - d_k}.$$

Преобразованный вид критерия Δ более очевидно отражает его связь с другим показателем формы очага деформации:

$$\frac{d_{cp}}{L} = tg\alpha \frac{d_0 + d_k}{d_0 - d_k}$$

Если принять $\alpha = tg\alpha$, то имеем связь критериев $\Delta = d_{cp}/L = (L/d_{cp})^{-1}$. Математические преобразования позволили установить приближённые равенства:

$$\frac{4\alpha}{Ln\mu} = \alpha \frac{d_0 + d_k}{d_0 - d_k} = \Delta; \quad (10)$$

$$\frac{Ln\mu}{\alpha} = \frac{4L}{d_{cp}} = \frac{4}{\Delta}. \quad (11)$$

Если в проходе волочения коэффициент вытяжки меньше 2,0 ($\delta < 0,50$), то величина отношения критериев Δ и $\alpha/Ln\mu$ равна 4,0. При коэффициенте вытяжки 4,0 ($\delta = 0,75$) это отношение равно 4,2. Но такая высокая степень деформации в проходе волочения на практике не применяется. Таким образом, предложенный показатель $\alpha/Ln\mu$, как и критерии Δ и d_{cp}/L характеризует геометрию очага деформации, относительную высоту очага деформации, уменьшенную в четыре раза. С другой стороны, известные критерии Δ и d_{cp}/L определяют величину

отношения сдвиговой деформации поверхностного слоя и однородной деформации на выходе рабочего конуса, увеличенную в четыре раза. С повышением значений показателей $1/\Delta$, L/d_{cp} и $Ln \mu/\alpha$ снижается доля сдвиговой деформации в общей деформации протягиваемой заготовки, что способствует уменьшению неоднородности деформации в поперечном сечении.

Если на неоднородность деформации не влияли бы интенсивность упрочнения протягиваемого металла и сила контактного трения, то в первом приближении величина 2 для критерия $Ln \mu/\alpha$ стала бы его нижним значением, а для критерия Бэкофена Δ - верхней его границей для обеспечения степени неоднородности Nd не более 12,6 % по формуле (3). *Однако в настоящий момент отсутствует общепризнанная методика численной оценки степени неоднородности деформации при волочении. Тем более, нет обоснованных данных о допустимой величине неоднородности деформации. Отсутствует связь степени неоднородности деформации, выраженной в числовом измерении, с конкретными показателями качества проволоки. Поэтому степень неоднородности деформации Nd , равная 12,6 % по формуле (3), как и другая численная её оценка по другой методике должны быть обоснованы соответствующими исследованиями и при необходимости скорректированы для эффективного практического применения. При оценке степени неоднородности по формуле (3) следует учитывать, что при безфильтрном волочении (однородном растяжении) величина Nd равна нулю. Если коэффициент вытяжки 1,01 ($\delta = 1\%$ - относительное обжатие) и значения угла $\alpha 3^\circ, 6^\circ, 9^\circ$ и 12° , то величина Nd соответственно равна 60,1 %; 75,0 %; 81,5 % и 85,0 %. При заданных значениях угла α критерии $Ln \mu/\alpha$ и (Δ) соответственно равны: 0,19 (21,0); 0,095 (42,1); 0,068 (63,1) и 0,048 (84,2). При высокой величине деформации для стальной проволоки в проходе волочения, характеризуемой коэффициентом вытяжки 1,6 ($\delta = 37,5\%$), при тех же значениях угла α волочения $3^\circ, 6^\circ, 9^\circ$ и 12° имеем значения степени неоднородности: 3,1 %; 6,0 %; 8,8 % и 11,4 %. А критерии $Ln \mu/\alpha$ и (Δ) соответственно равны: 8,98 (0,45); 4,49 (0,89); 2,99 (1,34) и 2,24 (1,79). Таким образом, возможные значения степени неоднородности деформации Nd по формуле (3) при волочении стальной проволоки находятся в интервале 3...85 %. На практике реализуется более узкий интервал значений неоднородности Nd .*

Необходимо отметить, что степень неоднородности оценивается также фактором неоднородности ФН [7], который определяется отношением разницы максимального на поверхности и минимального на осевой линии значений твёрдости к минимальному значению. Степень

неоднородности деформации равна нулю ($\Phi_H = 0$), если отсутствует различие твёрдости в поперечном сечении протянутой заготовки. В работе [7] не установлены характерные значения критерия Δ , по которым можно было бы делать заключение о степени неоднородности деформации (хотя бы качественно: малая степень неоднородности, средняя, высокая, сверхвысокая или допустимая, предельная и т.п.). *Отсутствие достаточных данных о закономерности упрочнения материалов при знакопеременной деформации и разных значениях напряжённого состояния не позволяет выполнить точную оценку степени неоднородности деформации при волочении по результатам замера микротвёрдости протянутой заготовки. Также известно, что на твёрдость металлов кроме степени деформации влияют другие факторы [4].* Только комплекс методов исследования неоднородности деформации при волочении может обеспечить получение достоверных данных об её особенностях в этом процессе ОМД [4].

Выводы.

За базу отсчёта степени неоднородности деформации при обычном волочении принято деформированное состояние проволоки при безфиллерном волочении (однородном растяжении). Для оценки неоднородности деформации использованы известные решения методами теории пластического течения [5, 6] для расчёта двух составляющих степени деформации сдвига ($\Lambda_1 = \sqrt{3} L_n \mu$ и $tg \alpha$), вызванных компонентами линейной деформации и деформацией сдвига от угла α рабочего конуса волокна. Степень неоднородности деформации предложено рассчитывать по зависимостям (1) – (5). Определена связь (10) и (11) критериев формы очага деформации. Критерий Бэкофена Δ , как и предложенный критерий $\alpha/L_n \mu$ характеризуют относительную высоту очага деформации. Показатель $\alpha/L_n \mu$ в отличие от критерия Бэкофена Δ более прост и очевидно отражает отношение параметров, влияющих на однородную деформацию от её линейных составляющих и сдвиговую деформацию, которая вызывает неоднородность деформации в поперечном сечении заготовки. Критерии L/d_p и $L_n \mu/\alpha$ характеризуют протяжённость очага деформации. Увеличение этих критериев способствует повышению однородности деформации при умеренных значениях коэффициента трения.

Если значения коэффициента вытяжки и угла α обеспечивают критерию $L_n \mu/\alpha$ величину 2, то в этом случае критерий Бэкофена Δ также равен 2, а показатели степени неоднородности: $Nd_p = 1,29$, $Nd_c = 1,15$ и $Nd = 12,6$ %. Степень неоднородности деформации 12,6 % по формуле (3), когда критерий $L_n \mu/\alpha$ равен 2, обеспечивается при

различных сочетаниях значений коэффициента μ и угла α , например, при $\mu = 1,15$ и $\alpha = 4^\circ$, $\mu = 1,52$ и $\alpha = 12^\circ$ и т. п. согласно равенству (7). Чтобы предложенный критерий $L_n \mu/\alpha$ был больше 2, то должно выполняться условие (8) ($\alpha < 0,29 \Lambda_1$).

Библиографический список

1. Перлин И. Л., Ерманок М. З. Теория волочения. - М.: Металлургия, 1971.- 447 с.
2. Гурьянов Г.Н. Расчёт, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки: Монография. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2008. 358 с.
3. Гурьянов Г.Н., Терских С.А. Неравномерность деформации при волочении как одна из причин расслоения холоднотянутой проволоки // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Межрегиональный сборник научных трудов. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2009. С. 178 - 187.
4. Гурьянов Г.Н., Ярёмченко В.Н. Технологические факторы формирования неоднородных физико-механических свойств в поперечном сечении холоднотянутой проволоки // Обработка сплошных и слоистых материалов: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. М.В. Чукина. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. Вып. 37. С. 151 – 162.
5. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. М.: Металлургия. 1970. 229 с.
6. Колмогоров В.Л., Орлов С.И., Колмогоров Г.Л. Гидродинамическая подача смазки. М.: Металлургия, 1975. 256 с.
7. Бэофен В. Процессы деформации. Пер. с англ. В.С. Берковского, Ф.И. Рузанова. М.: Металлургия, 1977. 288 с.
8. Должанский А.М. Определение тягового напряжения и оптимального угла волокна с учётом критерия формы очага деформации. Сообщ. 1 / Металлургическая и горнорудная промышленность. 2003. № 2. С 70 – 73.
9. Должанский А.М. Определение тягового напряжения и оптимального угла волокна с учётом критерия формы очага деформации. Сообщ. 3 / Металлургическая и горнорудная промышленность. 2003. № 4. С 61 – 63.

ПОИСК ДИАГНОСТИЧЕСКОГО ПАРАМЕТРА ДЛЯ ОЦЕНКИ СОСТОЯНИЯ ОПОРНОГО ПОДШИПНИКА МЕХАНИЗМА ПОВОРОТА СВОДА ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ ПЕЧИ

Аннотация

В работе приведены результаты исследований по оценке состояния опорного подшипника механизма поворота свода электродуговой печи при использовании давления в полостях приводного гидроцилиндра как диагностического параметра.

Оценка состояния опорного подшипника механизма поворота свода электродуговой печи представляет научный интерес и практическую ценность. Научный аспект связан с диагностированием крупногабаритных, тяжело нагруженных подшипников, работающих циклически с малыми частотами вращения, и не имеет в настоящее время апробированного методического обеспечения. Практическая ценность заключается в исключении внеплановых остановок и аварийных ремонтов, вызванных отказами опорного узла. Учитывая, что изготовление опорного подшипника требует индивидуального заказа, раннее предупреждение о возникших повреждениях позволяет своевременно выполнить заказ, принять упреждающие меры по снижению скорости развития повреждения и подготовиться к ремонту. Поэтому задача выбора диагностического параметра, однозначно отражающего состояние опорного подшипника, весьма важна. В статье приведены результаты исследований и опыт использования параметров гидравлического привода для оценки технического состояния опорного подшипника механизма поворота электродуговой печи.

Исследования выполнены на печи ДСП-50 фирмы STB, у которой в конструкциях механизма подъема и поворота свода, наклона печи, перемещения электродов используется гидравлический привод. Среди операций, проводимых на печи, отворот свода происходит наиболее часто - 2...3 раза на плавку. Основные технические характеристики механизма поворота свода: угол поворота свода – $\alpha=70...95^\circ$; скорость поворота свода – 5 °/с; масса свода – 20 т. Свод с механизмом подъема крепится к поворотной колонне (рисунок 1в). Для поворота колонны со сводом на

люльке установлен трехрядный опорный роликоподшипник (рисунок 1а, б). Поворот свода осуществляется при помощи гидроцилиндра двойного действия, закреплённого на цапфах (рисунок 1.г). Для отвода свода печи рабочая жидкость подается в штоковую полость, для наворота – в поршневую полость. Прουшина штока закреплена на рычаге поворотной колонны. При повороте свода одновременно поворачиваются электроды, рукава электрододержателей и механизм перемещения электродов.

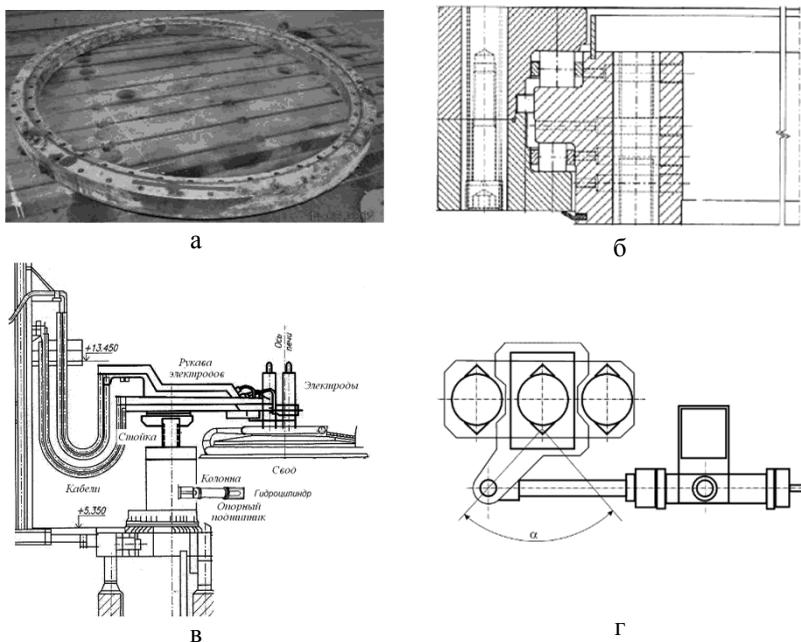


Рисунок 1. Механизм поворота свода:

- а) общий вид опорного подшипника; б) конструкция трехрядного опорного роликоподшипника; в) вид общий механизма поворота; г) установка гидроцилиндра

Опыт эксплуатации показывает, что внезапный отказ механизма поворота свода приводит к наиболее тяжёлым последствиям из-за длительности последующего ремонта. Надежная работа механизма поворота обеспечивается высоким уровнем безотказности опорного подшипника. Условия работы данного подшипникового узла характеризуются частыми поворотами (100...160 циклов в сутки) и односторонним воздействием высокой температуры раскаленного свода, а также консольной и вертикальной нагрузки. Существенное влияние на

состояние опорного подшипника оказывает вибрация от электрической дуги в начале плавки. В связи с этим, наличие диагностического параметра для оперативного контроля текущего состояния данного узла является необходимым.

В работе [1] предложено оценивать состояние опорного подшипника по степени износа. Выполнение измерений в данном случае проводится периодически, во время текущих ремонтов. На печи ДСП-50 ежемесячно в соответствии с рекомендациями [1] при идентичных условиях расположения свода относительно печи проводились измерения износа опорного подшипника. Закономерности износа для самой нагруженной точки приведены на рисунке 2.

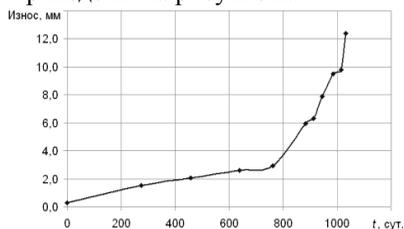


Рисунок 2. Износ опорного подшипника в наиболее нагруженной точке

Резкое увеличение скорости изнашивания опорного подшипника после 900 суток работы и предпринятые ремонтные воздействия, связанные с промывкой опорного подшипника и введением антифрикционной присадки в смазку, потребовали постоянного контроля его текущего технического состояния и поиска более оперативного диагностического параметра. Т.к. измерение вибрационных параметров для диагностирования тихоходных подшипников в настоящее время имеет лишь теоретическое решение [2], то практическое применение этого метода не представлялось возможным. Использование гидропривода в механизме поворота свода позволило учесть отдельные рекомендации работ [3, 4] для поиска новых параметров.

В руководстве [1] указано, что «срок службы подшипника заканчивается, когда сопротивление крутящему моменту постепенно увеличивается...», т.е. износ опорного подшипника сопровождается повышением момента сопротивления. Момент сопротивления повороту свода печи преодолевается моментом, создаваемым силой на штоке гидроцилиндра, которая при отводе свода обеспечивается давлением рабочей жидкости в штоковой полости цилиндра, а при навороте свода – давлением в поршневой полости. Поэтому изменение давления в полостях гидроцилиндра в процессе работы механизма свидетельствует об изменении момента сопротивления и соответственно, состояния

опорного подшипника.

Установленные датчики в гидравлической системе привода механизма поворота свода позволили проводить постоянный контроль значений давления в полостях гидроцилиндра (рисунок 3). Данные собирались системой автоматизированного управления и использовались для оперативного анализа состояния на протяжении 4 месяцев наблюдения. При этом рассматривалось изменение следующих диагностических параметров: среднее давление при отвороте свода (рисунок 4а); среднее давление при навороте свода (рисунок 4б); время отворота и наворота свода.



Рисунок 3. График изменения параметров гидропривода

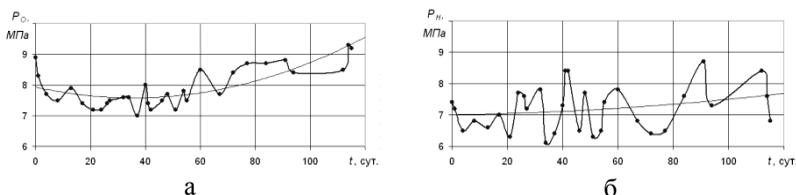


Рисунок 4. Графики изменения диагностических параметров:
а) давление при отвороте свода; б) давление при навороте свода
(« — » — линия тренда)

Рассмотрение времени срабатывания гидроцилиндра как диагностического параметра согласно рекомендациям [3] показало, что при отвороте свода время срабатывания стабильно и составляло в среднем 20 с, а при навороте свода время срабатывания имело два стабильных значения: 22 с в течение первых 25 суток наблюдения и 29 с на дальнейшем периоде наблюдения. В виду того, что в гидравлической системе используется сервопривод, то было принято решение отказаться от данного диагностического параметра.

Анализ графиков давления рабочей жидкости показал, что несмотря на стабильность значений давления в полостях гидроцилиндра в течение суток работы оборудования, изменение давления на более длительном периоде носит переменный характер. Причем при навороте

свода размах колебаний давления в поршневой полости в 1,5..2 раза выше. В первый месяц наблюдения при отвороте свода присутствовала тенденция уменьшения давления в штоковой полости, далее значения давления начали повышаться. В целом в обеих полостях гидроцилиндра значения давления имели тенденцию к возрастанию, причем скорость увеличения давления для штоковой полости в 2 раза выше. Все это указывало на развитие повреждений в опорном подшипнике.

Для более четкого распознавания технического состояния подшипника было решено в качестве комплексного диагностического параметра использовать отношение средних значений рабочей жидкости в штоковой и поршневой полостях гидроцилиндра в течение одного цикла движения – P_O/P_H (рисунок 5). Граничные значения и правила распознавания технического состояния опорного подшипника с использованием данного параметра были получены при анализе данных, полученных для подшипника до (рисунок 5а) и после (рисунок 5б) замены.

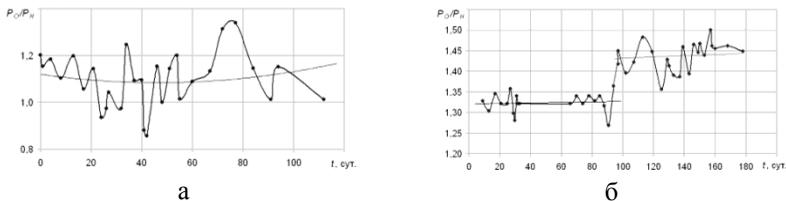


Рисунок 5. График изменения диагностического параметра P_O/P_H подшипника: а) перед заменой; б) после замены (« — » — линия тренда)

Теоретическое значение диагностического параметра P_O/P_H определяется соотношением площадей штоковой и поршневой полости гидроцилиндра и при хорошем состоянии элементов опорного подшипника, постоянных значениях коэффициента трения и нагрузках, соответствующих проектным, составляет 1,69 для привода механизма поворота ДСП-50. При дополнительных внешних нагрузках, вызванных отклонением поворотной колонны печи от вертикальной оси, происходит увеличение момента сопротивления при навороте свода и давления в поршневой полости гидроцилиндра, что приводит к снижению отношения P_O/P_H до 1,3...1,5. Стабильность данного параметра в указанном диапазоне является признаком хорошего состояния подшипника.

Износ беговых дорожек и тел качения, загрязнение смазки и, как следствие, увеличение коэффициента трения, при неизменности внешних нагрузок на механизм, приводит к перемене силовых параметров гидропривода при движении свода, что отражается в колебаниях давления в штоковой и поршневой полостях и изменении

отношения P_O/P_H .

Нахождение данного параметра в границах 1,2...1,3 при постоянстве значений (отклонения от тренда составляют $\pm 0,05$) определяет зону удовлетворительного состояния опорного подшипника. Снижение значения диагностического параметра (менее 1,2) и увеличение отклонений, т.е. потеря стабильности в отношении P_O/P_H , соответствует переходу подшипника в удовлетворительное состояние. Признаком перехода опорного подшипника в плохое состояние являются отклонения в значения диагностического параметра от тренда более $\pm 0,1$. Дальнейший рост отклонений в значениях отношения P_O/P_H свидетельствует о нахождении подшипника в аварийном состоянии.

Так, диагностический параметр P_O/P_H подшипника, зафиксированный до замены (рисунок 5а), имел среднее значение равное 1,11 и отклонение $\pm 0,1$, что соответствует плохому состоянию подшипника и подтверждает правильность выполненной замены, т.к. дальнейшая эксплуатация могла привести к аварийному отказу механизма поворота печи. После проведенной замены (рисунок 5 б) на протяжении первых 3-х месяцев эксплуатации среднее значение диагностического параметра было стабильным и составляло 1,32 с отклонением $\pm 0,03$, что отвечает приработке нового подшипника, при дальнейшей эксплуатации среднее значение диагностического параметра увеличилось до 1,44 с отклонением $\pm 0,03$. Такая картина соответствует хорошему состоянию опорного подшипника.

Следует отметить, что предложенный диагностический параметр является весьма оперативным при распознавании состояния подшипника механизма поворота свода электродуговой печи, но требует дальнейшего развития и дополнения, т.к. является чувствительным к состоянию элементов самой гидравлической системы механизма и изменению внешних нагрузок на опорный узел.

Библиографический список

1. Rothe Erde GmbH. D-44137. Dortmund. 2004. – 172с.
2. Барков А.В., Баркова Н.А., Азовцев А.Ю. Особенности диагностики низкооборотных подшипников качения. URL:<http://www.vibrotek.ru/russian/biblioteka/book14> (дата обращения 15.05.2013)
3. Алексеева Т.В. Техническая диагностика гидравлических приводов. / Т.В. Алексеева - М.: Машиностроение, 1989. - 256 с.
4. Правила технической эксплуатации гидроприводов на предприятиях черной металлургии / А.М.Июффе, О.Н.Кукушкин, В.А.Сергиени и др. – СПб.: Гектор, 1992. – 336 с.

**А.В. Анцупов, В.П. Анцупов,
А.В. Анцупов (мл), М.Г. Слободянский, Н.Г. Сергеев**
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: momz-magtu@yandex.ru

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПРИВОДА ВРАЩАЮЩЕЙСЯ ПЕЧИ АГРЕГАТА ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА КЛИНКЕРА

Аннотация

В статье представлено теоретическое обоснование возникновения внезапных отказов привода обжиговой печи по кинетическому критерию прочности фундаментных болтов и обоснован вариант его реконструкции для повышения долговечности, который рекомендован к промышленному внедрению.

Необходимость повышения долговечности привода вращения обжиговой печи ОАО «Магнитогорский цементно-огнеупорный завод» явилось возникновение внезапных отказов по критериям нарушения прочности и разрыва передних (расположенных ближе к печи) болтов крепления подшипниковых опор вала-шестерни открытой зубчатой передачи 4, рисунок 1, после примерно четырех лет безотказной работы.

Ниже представлено теоретическое обоснование объективности возникновения отказов привода по истечению указанного периода эксплуатации.

Общий вид привода печи обжиговой печи и его исходная кинематическая схема представлены на рисунке 1.

Особенностью действующей схемы является направление вращения печи, при котором масса клинкера при работе максимально отдалена от оси вращения ведущей шестерни, рисунок 1.

В стационарном режиме (с постоянной частотой вращения $n = const$) при передаче максимального крутящего момента M_{max} [1] от шестерни зубчатому венцу, рисунок 1, по третьему закону Ньютона, на оси зубчатого венца действует преодолеваемый двигателем момент сопротивления M'_C , равный по величине M_{max} , но противоположно ему направленный, т.е. $M'_C = M_{max}$, рисунок 2, а. Он приводит к возникновению окружного усилия F сопротивления вращению вала-

шестерни, рисунок 2, б, которое действует в контакте зубьев, приложено по касательной к делительной окружности шестерни и равно:

$$F = M'_C / (d_B / 2). \quad (1)$$

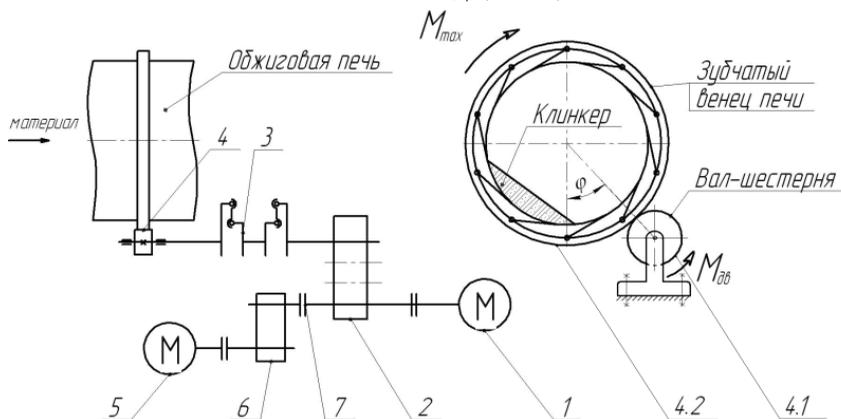


Рисунок 1. Кинематическая схема привода (исходный вариант)

- 1 – главный двигатель; 2 – редуктор; 3 – муфта Ивачева; 4 – открытая зубчатая передача; 5 – электродвигатель; 6 – редуктор; 7 – кулачковая муфта.

Данная сила F стремится повернуть шестерню по часовой стрелке (против вращения) и сместить ее вместе с подшипниками и их опорами в направлении своего действия. Это отражается эквивалентной схемой нагружения вала-шестерни, изображенной на рисунок 1, в.

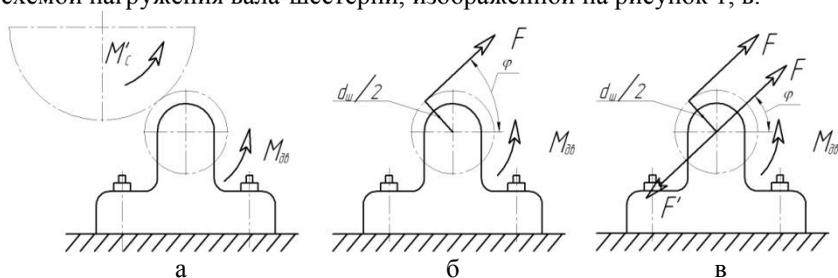


Рисунок 2. Эквивалентные схемы нагружения вала-шестерни открытой зубчатой передачи

На этой схеме сила F перенесена в центр вращения, а для сохранения схемы нагружения шестерни неизменной, в этой же точке приложена равная ей, но противоположно направленная сила $F' = F$.

Согласно рассмотренной эквивалентной схеме нагружения вала-шестерни, рисунок 2, в, действие окружной силы F может быть заменено двумя силовыми факторами:

моментом сопротивления на оси шестерни (парой сил F и F' с плечом $d_{ш}/2$)

$$M_c = \frac{F \cdot d_{ш}}{2} \quad (2)$$

и силой F , приложенной к оси вращений шестерни.

Момент сопротивления M_c при равномерном вращении шестерни компенсируется (равен) моменту вращения шестерни от двигателя $M_{об}$, рисунок 2. Действие силы F , приложенной в центре вращения шестерни, может быть заменено действием ее составляющих, рисунок 3:

вертикальной:

$$F_B = F \cdot \sin \varphi, \quad (3)$$

и горизонтальной:

$$F_G = F \cdot \cos \varphi. \quad (4)$$

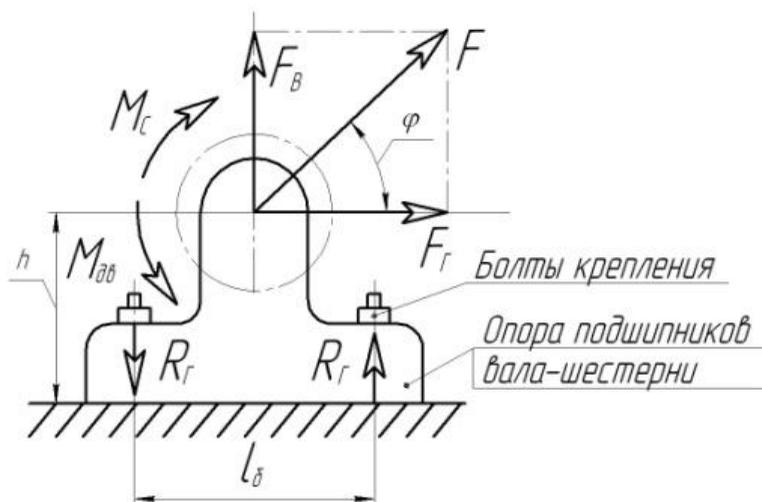


Рисунок 3. Схема нагружения элементов опор вала-шестерни

Вертикальная составляющая F_B пытается «оторвать» ведущую шестерню вместе с опорами подшипников от фундамента и вызывает в

четырёх болтах крепления опор растягивающие напряжения растяжения, равные:

$$\sigma'_p = \frac{F_B}{4 \cdot (\pi \cdot d_\sigma^2 / 4)}. \quad (5)$$

Горизонтальная составляющая F_Γ пытается «опрокинуть» опоры подшипников по часовой стрелке (рисунок 3) моментом $M_{онп} = F_\Gamma \cdot h$, где h - плечо действия силы F_Γ (расстояние от точки приложения силы до фундамента). Опрокидывающий момент равен:

$$M_{онп} = F_\Gamma \cdot h. \quad (6)$$

Этот момент уравнивается моментом $M_R = R_\Gamma \cdot l_\sigma$, создаваемым реакциями R_Γ в опорах. То есть, $M_{онп} = M_R = R_\Gamma \cdot l_\sigma$. Здесь l_σ - расстояние между левой и правой парами болтов крепления, рисунок 3. Опрокидывающий момент вызывает растяжение левой пары болтов крепления с силой:

$$F_M = R_\Gamma = \frac{M_{онп}}{l_\sigma}, \quad (7)$$

которая создает в теле каждого болта левой пары растягивающие напряжения, равные:

$$\sigma''_p = \frac{F_M}{2 \cdot (\pi \cdot d_\sigma^2 / 4)}. \quad (8)$$

Таким образом, для действующей схемы нагружения (рисунок 3), в левой паре болтов крепления подшипниковых опор возникают суммарные напряжения растяжения, равные:

$$\sigma_{\Sigma p} = \sigma'_p + \sigma''_p. \quad (9)$$

Выполнив расчет по методике (1) – (9) суммарные напряжения растяжения составят $\sigma_{\Sigma p} = 104,1 \text{ МПа}$ для условий обжиговой машины ОАО «МЦОЗ».

Предел текучести материала болтов – Ст3сп, равен $\sigma_T = 210 \div 240 \text{ МПа}$ [2].

Очевидно, что условие работоспособности левой пары болтов по критерию их статической прочности на растяжение выполняется:

$$\sigma_{\Sigma p} = 104,1 \text{ МПа} < \sigma_T = (210 \div 240) \text{ МПа}, \quad (10)$$

В этом случае коэффициент запаса надежности болтов по критерию статической прочности составит:

$$n_{\sigma} = \frac{\sigma_T}{\sigma_{\Sigma p}} = \frac{(210 \div 240) \text{ МПа}}{104,1 \text{ МПа}} = (2,01 \div 2,3) < [n_{\sigma}]_{cp} = 3,5, \quad (11)$$

а их ресурс, с указанным запасом надежности, равен:

$$t_{np} = \infty. \quad (12)$$

Очевидно, что практика не подтверждает этих выводов статического расчета: внезапные отказы привода появились после примерно четырехлетнего периода его работы.

Поэтому был выполнен расчет долговечности привода исходной конструкции по критерию кинетической прочности материалов болтов крепления подшипниковых опор вала-шестерни по теоретическому алгоритму (1)-(3) представленном в предыдущей статье [3, 4]. На рисунке 4 показана графическая интерпретация этого расчета в виде номограммы рисунок 4.а. По результатам расчета средний ресурс составил по номограмме (см. координату выделенной точки, рисунок 4.а) - $\bar{t} \approx 1,15 \cdot 10^8 \text{ с} = 3,65 \text{ года}$.

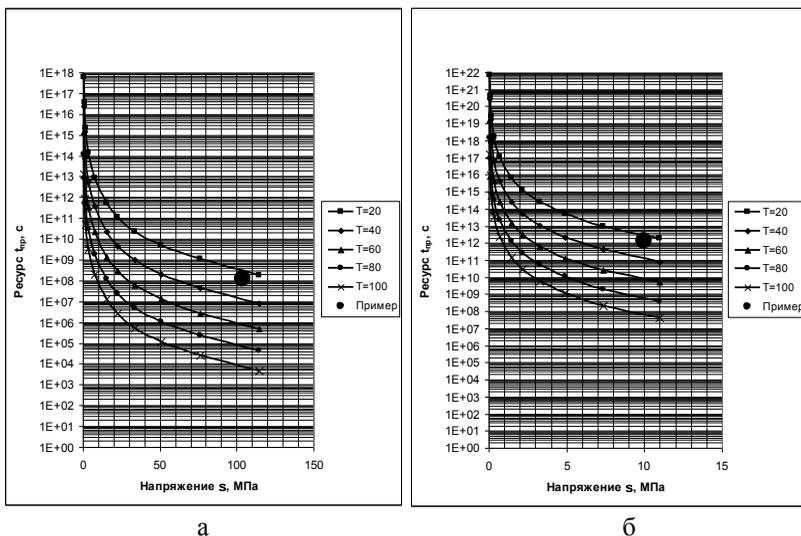


Рисунок 4. Номограмма для оценки ресурса фундаментных болтов

При средней эксплуатационной температуре болтов крепления подшипниковых опор $T = (25 - 30)^\circ\text{C}$ и уровне плановых простоев на

ТОиР $\Pi = 12\%$, средний расчетный срок их службы до отказа составляет

$$\bar{t}_{cn} = (1 + \Pi) \cdot \bar{t} = 1,12 \cdot (1,1 \dots 1,3) \cdot 10^8 \text{ с} = (3,49 \div 4,62) \text{ лет} \approx 4 \text{ года.}$$

Это результат подтвердила практика эксплуатации привода.

В связи с этим для устранения причин возникновения отказов предложены два эквивалентных варианта реконструкции привода печи – его перенос на противоположную от печи сторону, или смена направления вращения печи на противоположное. Экономически целесообразным оказался второй вариант.

Проектная оценка долговечности привода по новой схеме показала, что ожидаемый ресурс предложенной конструкции превышает $\bar{t} \approx 10^{12} \text{ с} \approx 4 \cdot 10^4 \text{ лет}$, рисунок 4.6, что исключает возникновение его внезапных отказов с вероятностью, близкой к единице.

Выполненное теоретическое обоснование положено в основу его реконструкции, которая была реализована 2013 году на ОАО «МЦОЗ» группы компаний ОАО «ММК».

Библиографический список

1. Гольдебаев В.П. Печь вращающаяся 4,5×125 м (мокрый способ) с последующей реконструкцией на печь 4,5×85 м (сухой способ). Расчеты прочностные. - ЗАО «Волгоцемсервис», Тольятти, 2006.-47с.
2. Сталь и сплавы. Марочник: Справ. изд. / В.Г. Сорокин, М.А. Герасьев, В.С. Палеев и др. – М.: Интермет Инжиниринг, 2001. – 608с.
3. Анцупов А.В. Методология аналитической оценки надежности технических объектов / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл), В.П. Анцупов, М.Г. Слободянский и др. // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 70-й межрегиональной научно-технической конференции. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. – С. 141 – 144.
4. Анцупов А.В. Оценка долговечности нагруженных деталей по кинетическому критерию прочности / А.В. Анцупов, А.В. Анцупов (мл), В.П. Анцупов, М.Г. Слободянский и др. // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 70-й межрегиональной научно-технической конференции. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. – С. 137 – 141.

УСТРАНЕНИЕ НЕГАТИВНЫХ ДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ ПУТЕМ КОРРЕКТИРОВКИ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ГЛАВНЫХ ПРИВОДОВ ШИРОКОПОЛОСНЫХ СТАНОВ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

Аннотация

Материалы данной статьи посвящены разработке и внедрению технических решений по корректировке систем управления главными автоматизированными приводами непрерывных широкополосных станов горячей прокатки за счет компенсации момента инерции, позволяющих снижать влияние негативных динамических и колебательных процессов на работу прокатных станов и повышать энергоэффективность процесса прокатки.

Проблемам повышения стабильности и снижения различных динамических эффектов в листопрокатном производстве последние 15-20 лет посвящено немало исследований в России и за рубежом [1-4]. Данная проблема выражена в колебаниях основных технологических и энергосиловых параметров в процессе прокатки, уровень и частота которых в определенные моменты приводит к возникновению вибраций, негативно влияющих на оборудование, качество прокатываемой полосы и может привести к возникновению аварийных ситуаций. Данные вибрации носят так называемый стохастический характер, который сложно, а зачастую невозможно отрегулировать существующими алгоритмами автоматизированных систем управления.

Причины существующих нестабильностей различны. К основным из них можно отнести разнотолщинность прокатываемых полос, влияющую на колебания момента прокатки, наличие зазоров в механической части линии привода рабочих клеток прокатных станов, некорректную работу систем автоматизированного управления, возникновение автоколебаний и резонансных вибраций (в англоязычной литературе описывается как явление «*chatter*»), инерционностью многомассовых систем.

Повышение технологической стабильности процесса листовой прокатки стало особенно актуально в задачах повышения энергоэффективности процесса прокатки.

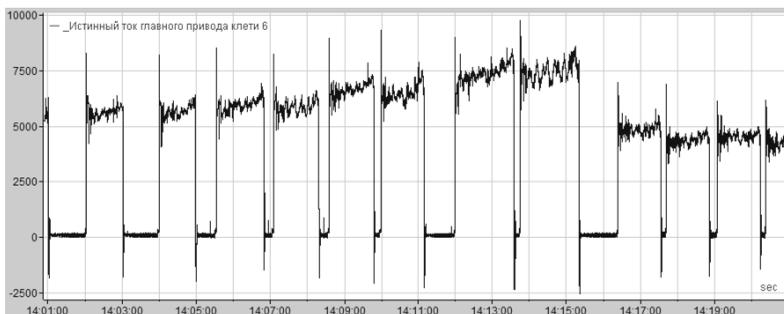


Рисунок 1. Диаграммы колебаний тока якоря двигателя главного привода рабочей клетки непрерывного широкополосного стана

Колебания момента прокатки, линии привода, высокий уровень динамических моментов приводят к возникновению существенных потерь электроэнергии и снижению полезной мощности двигателей главных приводов рабочих клеток.

Существующие отечественные и зарубежные исследования по моделированию и разработке технических решений в рамках обеспечения стабильности технологического процесса листовой прокатки и снижения уровня негативных динамических эффектов не предлагают вариантов снижения уровня негативных колебаний, повышения энергоэффективности работы прокатного оборудования без конструктивных изменений существующего прокатного оборудования.

В этом случае в рамках развития и повышения эффективности исследований в данной области следует особое внимание уделить автоматизированным электроприводам рабочих клеток прокатных станов, а именно применяющимся в настоящее время алгоритмам и способам управления двигателями главных приводов прокатных станов.

В настоящее время для автоматизированного управления двигателями приводов прокатных станов используется метод пропорционально-интегрально-дифференциального (ПИД) управления описываемый уравнением:

$$U(t) = Ke(t) + \frac{1}{T_i} \int_0^t e(t)dt + T_d \frac{d_e(t)}{dt}$$

где u – выходная величина регулятора, e – сигнал рассогласования, получаемый как разность заданной и фактической величины регулируемого параметра, t – время, K – пропорциональный коэффициент (безразмерный), T_i – постоянная интегрирования (размерность времени) и T_d – постоянная дифференцирования (размерность времени).

На практике постоянная дифференцирования чаще всего равна нулю, то есть используются только пропорциональная и интегральная составляющие регулятора в связи с тем, что дифференциатор усиливает высокочастотные помехи, короткие выбросы и шум.

На станах, где в процессе прокатки меняется скорость и направление вращения вала двигателя возникает динамический момент сил инерции, рассчитываемый по формуле [5]:

$$M_K = \sum_K m_K \frac{1}{4} D_K^2 \frac{1}{i_K^2} \frac{d\omega}{dt}$$

где D_K – приведенный диаметр инерции k -ой вращающейся массы; $\frac{d\omega}{dt}$ – угловое ускорение двигателя; i_K – передаточное отношение k -ой вращающейся массы.

Для получения полного динамического момента клетки кварто чистовой группы ШСГП необходимо учесть моменты инерции двенадцати тел. Обозначив сумму моментов инерции всех тел входящих в привод через J получаем:

$$M_{дин} = J \frac{d\omega}{dt}$$

Главный привод клетки ШСГП оборудован двигателем постоянного тока независимого возбуждения, математическое описание которого представляет собой следующую систему дифференциальных и алгебраических уравнений в абсолютных единицах:

$$U = E + RI + L \frac{dI}{dt}, M_{эм} = C_M \Phi I, E = C_\omega \Phi \omega, M_{эм} = M_{дин} + M_C$$

где U – напряжение на якорной обмотке двигателя; E – электродвижущая сила (ЭДС) якоря; I – ток якоря; Φ – поток, создаваемый обмоткой возбуждения; $M_{эм}$ – электромагнитный момент двигателя; $M_{дин}$ – динамический момент; M_C – момент сопротивления движению; ω – скорость вращения вала двигателя; R – активное сопротивление якорной цепи; L – индуктивность якорной цепи; C_ω – коэффициент связи между скоростью и ЭДС; C_M – коэффициент связи между током якоря и электромагнитным моментом (конструктивная постоянная).

Преобразуя данную систему, получаем выражение для тока якоря:

$$I = \frac{M_{дин} + M_c}{C_M \Phi} = \frac{J}{C_M \Phi} \frac{d\omega}{dt} + \frac{M_c}{C_M \Phi}$$

Рассмотрев полученную формулу, отмечаем, что все переменные входящие в состав первого слагаемого нам известны. Таким образом, можно использовать полученное выражение для точного задания тока якоря при ускоренном (замедленном) движении необходимого для компенсации момента инерции, что позволяет устранить или существенно сократить переходные процессы, возникающие при обычном ПИД-регулировании.

В системе моделирования *Matlab/Simulink* были сконструированы модели привода на базе двухякорных двигателей всех клеток чистой группы непрерывного широкополосного стана горячей прокатки «2000» ЧерМК ОАО «Северсталь».

Так как нет реальной возможности передачи значения тока компенсации момента инерции непосредственно в цепь якоря, то оно подается в виде добавки к заданию контура регулирования тока. То есть в системе подчиненного электропривода постоянного тока формируется определенный сигнал, зависящий от сигнала задания скорости вращения, усиливается с эмпирическим коэффициентом усиления и подается на вход сумматора контура тока.

Таким образом, выражение описывающее регулятор контура скорости принимает вид:

$$U(t) = Ke(t) + \frac{1}{T_i} \int_0^t e(t) dt + K_d \frac{dg(t)}{dt}$$

где g – сигнал задания, K_d – коэффициент усиления, расчет которого зависит от типа приводной машины и суммарного момента инерции всех звеньев привода.

На кафедре Электроэнергетики и электротехники Череповецкого государственного университета разработан способ компенсации момента, заключающийся в корректировке системы автоматизированного управления двигателем главного привода клетки таким образом, чтобы фактическое ускорение системы двигатель – клеть наиболее точно соответствовало заданному значению. Таким образом, снижаются броски тока якорей двигателей главных приводов стана, уровень и время перерегулирования при переходных процессах, что позволяет снизить потери электроэнергии и нестационарность прокатки.

Указанный способ был апробирован в реальных производственных условиях на клетях № 6 и 7 путем разгона двигателя до ползучей 0,9 м/с и рабочей 2,6 м/с скоростей при штатном режиме настройки системы

управления главными приводами и с учетом дополнительного коэффициента компенсации момента инерции.

Результаты промышленных испытаний представлены на рисунке 2.

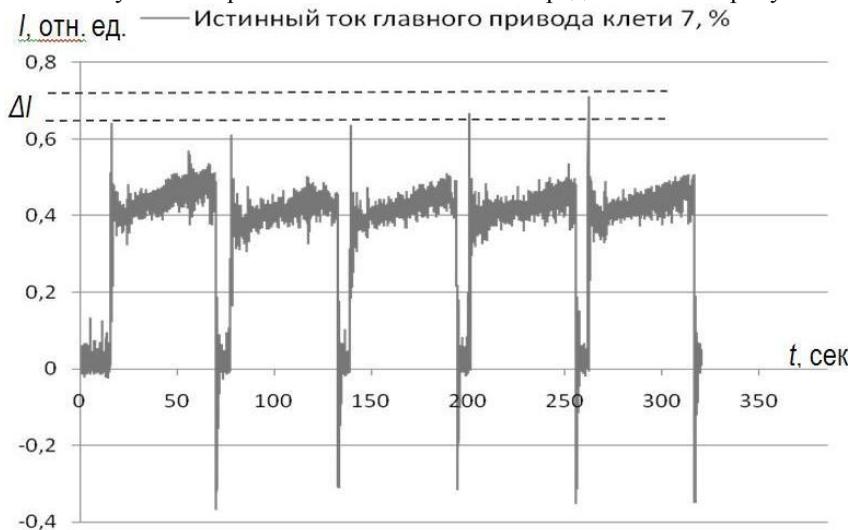


Рисунок 2. Результаты промышленных испытаний энергоэффективных режимов работы автоматизированных приводов стана «2000» ЧерМК ОАО «Северсталь»

При прокатке опытных режимов наблюдается снижение бросков тока в процессе прокатки до 15% при коррекции системы управления автоматизированных приводов, что снижает вероятность перегревов двигателей и повышает надежность оборудования (первые три заготовки прокатаны с компенсирующей добавкой к управлению главным приводом клетки). Также в результате промышленных испытаний выявлено улучшение соответствия заданной и истинной скорости клетки и уменьшение величины и времени перерегулирования, что позволяет снизить потери электроэнергии и нестационарность процесса прокатки.

Результаты оценки энергоэффективности разработанных технических решений сведены в табл. 1. В табл. 1 указан процент экономии в моменты переходных процессов (разгона двигателя до рабочей скорости).

При годовой производительности стана в 6 млн.т., удельном расходе электроэнергии – 46,6 кВт*час/т и стоимости электроэнергии – 1,7 руб/кВт*час, достигается экономический эффект в пересчете на 1 тонну проката более 4,5 млн. руб. в год.

В течение апреля-мая 2013 г. рекомендованные специалистами кафедры Электроэнергетики и электротехники ЧГУ режимы настройки главных приводов внедрены на все клетки чистовой группы стана «2000» ЧерМК ОАО «Северсталь».

Таблица 1

Результаты промышленных испытаний корректировок настройки систем управления автоматизированными приводами чистовой группы стана «2000» ЧерМК ОАО «Северсталь»

№	Клеть	Партия	Полная мощность, Вт	Масса металла, т	Удельная мощность, Вт	% экономии
1	6	554519	227737,2	34,992	6508,264	42,0
2			171484,5	34,816	4925,451	56,1
3			167571,4	35,036	4782,835	57,4
4			219942,4	34,766	6326,365	43,7
5	7	560366	185498,0	58,534	3169,064	16,4
6		560368	346583,9	25,881	13391,442	25,3
7			398191,1	25,750	15463,733	13,7
8			365133,4	25,988	14050,077	21,6

Библиографический список

1. Йепсен У.Н., Кнеппе Г.К., Роде В. Системное моделирование станов горячей и холодной прокатки на примере исследования вибраций в непрерывных станах холодной прокатки// Черные металлы. – 1996. – № 8. С. 17-25.
2. P.H. Hu, K.F. Ehmman Stability Analysis of Chatter on a Tandem Rolling Mill // International Journal of Manufacturing Processes. – 2000. – № 4. – P. 217 – 224.
3. Харахнин К.А., Кожевников А.В., Маслов Е.А. Разработка алгоритма идентификации вибраций в рабочих клетях станов холодной прокатки // Сталь. –2010. – № 10. – С. 38 – 40.
4. Кожевников А.В., Сорокин Г.А. Пути снижения потерь электроэнергии при работе автоматизированных приводов прокатных станов // Проблемы черной металлургии и материаловедения. – №4. – 2012. – С. 79-85.
5. Афанасьев В.Д. Автоматизированный электропривод в прокатном производстве. М.: Металлургия, 1977.

**Ю.В. Жиркин, Е.И. Мироненков,
Н.Л. Султанов, Н.Ш. Тютеряков,
Р.Р. Юсупов, А.А. Александров**
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: girkin@yandex.ru

**РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ КОНТАКТНО –
ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО РАСЧЕТА ПОДШИПНИКОВ КАЧЕНИЯ С
ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ
ХАРАКТЕРИСТИК НА СТАДИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ**

Аннотация

В работе рассмотрены решения по определению параметров для разработки математической модели контактно-гидродинамического расчета подшипников качения для станов холодной прокатки.

Изучение гидродинамики и значение гидродинамической теории смазки для современного производства актуально, так как она дает возможность к рациональному проектированию и использованию подшипников качения, которые в данное время широко используются в различных механизмах и агрегатах.

Первые попытки по развитию и изучению методик по определению теории контактно-гидродинамики были сформулированы в 1883 - 1886 гг. профессором Н. П. Петровым. В то время явления движения вязких жидкостей были мало исследованы, так как работы Осборна Рейнольдса, которые разъяснили сущность ламинарного и турбулентного режимов течения жидкости, были тогда еще мало известны, а следовательно, не было известно, когда возможно, применение уравнений движения вязкой жидкости Навье-Стокса. Ввиду этого Н. П. Петров посвятил значительную часть своей работы доказательству самой возможности применения упомянутых уравнений к вопросу о движении жидкости.

Одним из таких уравнений является определение параметра контактной гидродинамики ε [1], который по В.П. Петрову рассчитывается по зависимости:

$$\varepsilon = \frac{\mu \cdot U}{f \cdot P}, \quad (1)$$

где μ - динамическая вязкость смазочной жидкости, Па·с; U - скорость, м/с; f - коэффициент трения; P - давление на единицу поверхности, Па.

В зависимости В.П. Петрова степени скорости U , коэффициента трения f , давления на единицу поверхности P равны единице, а пьезокоэффициент вязкости и коэффициент изменения толщины масляной пленки не учитывались.

Существуют ещё несколько общеизвестных положений [2, 3] для определения толщины масляной пленки, рассмотренные в работах Эртель-Грубина, Хиггинсона, Хэмрок-Джекобсон, Доусона, Ратнера, где учтены вышеуказанные параметры и коэффициенты. На основании обобщения их работ предложена зависимость толщины масляной пленки, выраженная в безразмерных параметрах:

$$H = \kappa \cdot \bar{U}^a \cdot G^b \cdot q_H^c, \quad (2)$$

где κ – константа включающая модуль упругости, U - суммарная скорость качения, a – коэффициент, характеризующий суммарную скорость качения, G - приведенный радиус кривизны поверхностей, b - коэффициент, характеризующий радиусы кривизны поверхностей, q_H - эквивалентная статическая нагрузка на единицу длины контакта, c – коэффициент, характеризующий параметр нагрузки.

На рисунке 1 представлен контакт ролика с дорожкой в динамике совместно со смазочным материалом.

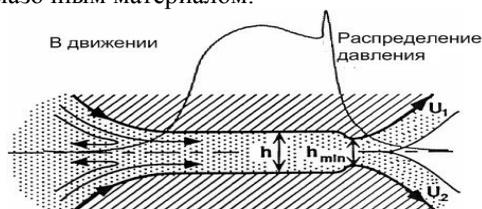


Рисунок 1. Контакт ролика с дорожкой в динамике совместно со смазочным материалом

При экспериментальных исследованиях данных ученых, были получены коэффициенты, представленные в таблице 1:

Таблица 1

Коэффициенты показателей для определения толщины масляной пленки при экспериментальных исследованиях

Авторы	К	a	b	c
Эртель-Грубин	1,95	0,727	0,727	-0,091
Хиггинсон	1,6	0,7	0,6	-0,13
Хэмрок-Джекобсон	3,07	0,71	0,57	-0,11
Доусон	2,65	0,7	0,54	-0,13
Ратнера	3,17	0,75	0,6	-0,15

Вследствие того, что рабочие условия редко бывают идеальными и на практике не всегда удается записать в явном виде полную систему уравнений, достаточно точно отражающую свойства объекта, и определить из нее критерии подобия возникает необходимость использования соотношений сил, действующих в объекте, так называемый метод подобия [4, 5, 6].

При использовании теории подобия и проведении экспериментальных исследований, для определения моментов сопротивления в подшипниках качения применяются различные подходы. Например, при определении коэффициента по толщине пленки смазочного материала m_{h_0} и контактных напряжений m_σ использовалась формула Ратнера (3), с коэффициентом, характеризующим суммарную скорость качения равным 0,75, коэффициентом, характеризующим радиусы кривизны поверхностей 0,4 и коэффициентом, характеризующим параметр нагрузки -0,15:

$$h_0 = 3.17(\eta \cdot U_\Sigma)^{0.75} \cdot \alpha^{0.6} \cdot \rho_{\text{пр}}^{0.4} \cdot q_H^{-0.15}, \quad (3)$$

где η – динамическая вязкость масла при атмосферном давлении и рабочей температуре, Па·с; U_Σ – суммарная скорость качения на контакте, м/с; α – пьезокоэффициент вязкости, Па⁻¹; $\rho_{\text{пр}}$ – приведенный радиус кривизны поверхностей трения, м; q_H – нагрузка на единицу длины контакта, Н/м.

Для более корректного описания изменения толщины масляной пленки в зависимости от скорости и усилий прокатки были проведены лабораторные исследования. Используя экспериментальную установку для моделирования процессов смазки в подшипниковых узлах рабочих и опорных валков выявлены закономерности.

Используя зависимость (3) комбинацию масштабных коэффициентов можно представить в виде:

$$m_{h_0} = (m_\eta \cdot m_{U_\Sigma})^{0.75} \cdot m_\alpha^{0.6} \cdot m_{\rho_{\text{пр}}}^{0.4} \cdot m_{q_H}^{-0.15}. \quad (4)$$

При использовании одного и того же смазочного материала, на реальных объектах и экспериментальных установках, можно определить, что масштабные коэффициенты динамической вязкости при атмосферном давлении и рабочей температуре $m_\eta = 1$ и пьезокоэффициента вязкости $m_\alpha = 1$. В связи с принятыми выше допущениями получим зависимость:

$$m_{U_\Sigma}^{0.75} \cdot m_{\rho_{\text{пр}}}^{0.4} \cdot m_{q_H}^{-0.15} = 1. \quad (5)$$

При использовании теории метода подобия для заданных условий масштабный коэффициент приведенного радиуса кривизны поверхностей трения $m_{\rho_{\text{пр}}}$ определяется из зависимости (5,6,7,8):

$$\rho_{\text{пр}} = \frac{D_W}{2} \cdot (1 + \gamma); \quad (6)$$

$$\gamma = \frac{D_W}{d} * \cos \alpha_0; \quad (7)$$

$$m_{\rho_{\text{пр.}}} = \frac{D_W^B}{D_W^M} \cdot \frac{(1+\gamma^B)}{(1+\gamma^M)}. \quad (8)$$

Масштабный коэффициент нагрузки на единицу длины контакта m_{qH} определяется из зависимостей:

$$m_{\delta} = \frac{m_{qH}}{m_b}; \quad (9)$$

$$m_b = (m_{qH} \cdot m_{\rho_{\text{пр.}}})^{0,5}. \quad (10)$$

Принимая равные контактные напряжения в подшипнике качения рабочих опорных валков стана-тандем 2000 холодной прокатки и в подшипнике качения экспериментальной установки, т.е. для $m_{\delta} = 1$ получим зависимость:

$$m_{qH} = (m_{qH} \cdot m_{\rho_{\text{пр.}}})^{0,5}. \quad (11)$$

Используя вышеперечисленные формулы зависимость (4) примет вид:

$$1 = m_{U_{\Sigma}}^{0,75} \cdot m_{\rho_{\text{пр.}}}^{0,4} \cdot m_{qH}^{-0,15}; \quad (12)$$

$$m_{U_{\Sigma}} = \frac{1}{m_{\rho_{\text{пр.}}}^{0,333}}. \quad (13)$$

Параметров нагруженности экспериментальной установки: нагрузки на подшипник P_M и угловую скорость ω_M определяют из условий :

$$q_H = \frac{4,6 \cdot P}{z \cdot i \cdot l}; \quad (14)$$

$$\omega = \frac{2 \cdot U_{\Sigma}}{\alpha_0 \cdot (i - \gamma^2)}; \quad (15)$$

$$m_{qH} = \frac{m_p}{m_z \cdot m_i \cdot m_e}; \quad (16)$$

$$m_{\omega} = \frac{m_{U_{\Sigma}} \cdot (1 - \gamma_H^2)}{m_{\alpha_0} \cdot (1 - \gamma_B^2)}. \quad (17)$$

Нагрузка P_B , действующая на подшипник рабочих валков, и их угловая скорость ω_B определяется из зависимостей:

$$\omega_B = \frac{V}{r}; \quad (18)$$

$$P_B = \sqrt{\left(\frac{P \cdot a}{2 \cdot A}\right)^2 + P_{\text{пр.}}^2}, \quad (19)$$

где P - давление металла на валки, Н;

a - величина смещения оси рабочего валка относительно оси опорного валка, м;

$P_{\text{пр.}}$ - усилие противоизгиба, Н;

V - скорость прокатки, м/с;

r - радиус рабочих валков, м.

Для того чтобы соответствовать угловым скоростям рабочих и опорных валков стана-тандем 2000 холодной прокатки, произведен расчет по теории подобия, полученные угловые скорости вала с подшипником качения на экспериментальной установке, приведены в таблице 2.

Таблица 2

Угловые скорости по всем клетям

№ клетки	1	2	3	4	5
ω_B	15,47	24,7	33,92	43,15	44,64

В дальнейшем была проведена серия лабораторных экспериментов, на экспериментальной установке для моделирования процессов смазки в подшипниковых узлах рабочих валков (патент РФ № 55130 на полезную модель), с различными классами вязкости (КВ) смазочного материала ($\text{мм}^2/\text{с}$), такими как: И 40 с КВ 68, И 100 РС, с КВ 100, Mobil 600 XP 220 с КВ 220, ТНК 460 с КВ 460. По итогам лабораторных исследований получены графики изменения вязкости и температуры от скорости рисунок 2.

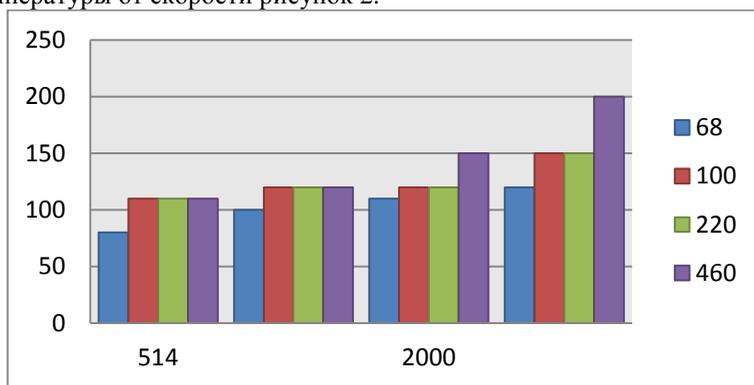


Рисунок 2. График изменения вязкости и температуры от скорости

Таким образом, учитывая полученные экспериментальные, лабораторные исследования была разработана программа для ЭВМ по контактно-гидродинамическому расчету подшипников качения, при различных режимах эксплуатации станов холодной прокатки, позволяющая выявлять отклонения от заданных параметров и своевременно изменять режимы смазки. В программе имеется возможность сохранения исходных условий и результатов расчета в базе данных и может быть использована как в учебном процессе, так и на

практике при решении вопросов продления ресурса подшипников качения.

Библиографический список

1. Петров Н.П. Гидродинамическая теория смазки. [Текст] / Петров Н.П. Издательство академии наук СССР, 1948. - 160 с.
2. Коднир, Д.С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин [Текст] / Д.С. Коднир. - М.: Машиностроение, 1976. - 304 с.
3. Коднир Д.С. Эластогидродинамический расчёт деталей машин [Текст] / Коднир Д.С., Жильников Е.П., Байбородов Ю.И., - М.: Машиностроение, 1988.-160с.: ил.
4. Веников, В.А. Теория подобия и моделирования [Текст] / В. А.Веников., Г.А. Веников. - М.: Высш. шк.,1984. – 439 с.
5. Эйгенсон, Л. С. Моделирование [Текст] / Л.С. Эйгенсон. - М.: 1952. – 230 с.
6. Седов, Л. М. Методы подобия и размерности в механике [Текст] / Л.М.Седов.- М.: Наука, 1987. - 432 с.

УДК 620.172.224.2

Д.А. Джемко, Е.Б. Блондинская, Ю.А. Пожидаев
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им. Г. И. Носова»
Г. Магнитогорск, Россия
E-mail: Yoran74@rambler.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДЕМПФИРУЮЩИХ СВОЙСТВ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

Аннотация

В данной статье рассмотрены демпфирующие свойства конструкционных сталей при пластическом деформировании, для определения которых разработан способ определения демпфирующих свойств.

Сделав обзор способов экспериментальных исследований реологических свойств конструкционных сталей [1 - 6], была разработана схема определения демпфирующих свойств материалов при пластическом деформировании.

Для исследования реологических свойств материалов была разработана экспериментальная установка (см. рисунок 1) в соответствии с нормативными документами [7, 8, 9, 10]. При проведении опытов оценивали изменение импеданса экспериментальной установки при разных напряженно-деформированных состояниях образца.

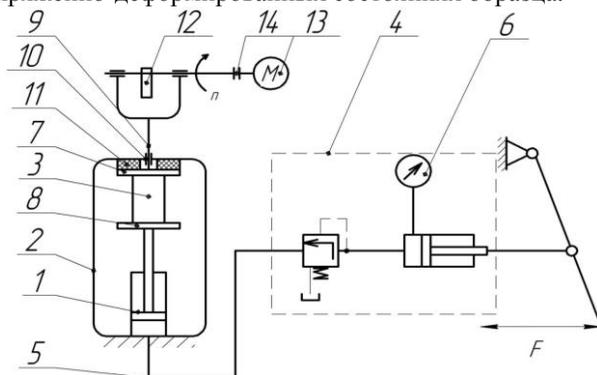


Рисунок 1. Схема экспериментальной установки

Экспериментальная установка имеет следующую структуру: гидравлический цилиндр 1, силовой контур 2, исследуемый образец 3, поршневой насос ручного привода 4, шланг высокого давления 5, манометр 6, пластины сверху 7 и снизу 8, шток 9, подшипники скольжения линейного типа 10, резиновая прокладка 11, эксцентричный груз 12, электродвигатель 13, трос 14.

Были изготовлены образцы из конструкционных марок стали: 20, 45 и У10. Габаритные размеры испытуемых образцов составляют: $L=18\text{мм}$, $D=10\text{мм}$. Из каждого материала изготовлено по 3 образца (см. рисунок 2).

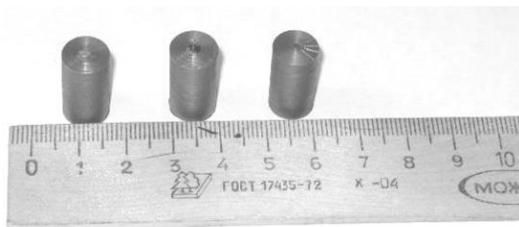


Рисунок 2. Исследуемые образцы

Каждый образец осаживали и нагружали внешним вибрационным полем, частота вибрации составляла 25Гц. Датчик, установленный на

верхней пластине 7 – диагностирует возмущения, а на нижней 8 – осуществляет запись демпфированных колебаний.

В результате обработки экспериментальных данных были построены графики и выведены аналитические зависимости для всех испытуемых образцов (см. рисунок 3 – прим.)

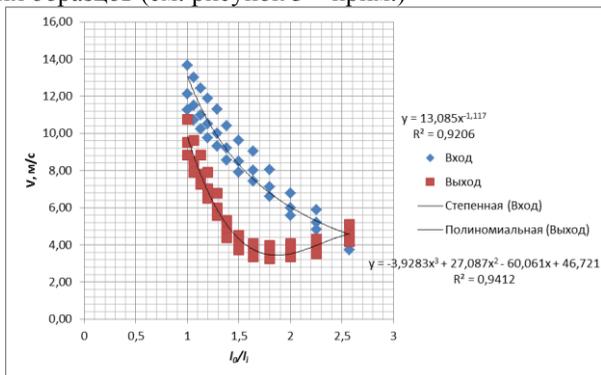


Рисунок 3 Графическая зависимость виброскорости при осаживании образца из стали 20 в контрольных точках

Демпфирующие свойства сталей зависят от вязкости разрушения (трещиностойкости), что предопределяет дальнейшие исследования. Изменения демпфирующих свойств сталей при пластическом деформировании говорит о склонности конкретной детали к появлению микротрещин и возможности её разрушения.

Библиографический список

1. Железнова Г.С. Оценка средней скорости пластической деформации при резании металлов. Известия вузов. Машиностроение, 1996. – № 4.
2. Маркман Я.Б. Огородников Г.Л. Расчет податливостей двухсекторных плоских пружин. - В кн.: Информ. обеспечение, адаптации, динамика и прочность систем. Куйбышев: Куйбышев, кн. изд-во. 1976. – С. 476-479.
3. Динамика станков: Тезисы докладов всесоюзной научно-технической конференции 4 июня 1980 г. Куйбышев: 1980. – 347 с.
4. Сорокин Е.С. К теории внутреннего трения при колебаниях упругих систем. М.: Стройиздат, 1960. – 131 с.
5. Прочность, устойчивость, колебания / Под ред. И.А. Биргера, Я.Г. Пановко. М.: Машиностроение, 1968. – т. 3. – 567 с.
6. Каширин А.И. Исследования вибраций при резании металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1944. – 262 с.

7. ГОСТ ИСО 10846-1-2002 [ГОСТ Р ИСО 10846-1-99] Вибрация. Измерения виброакустических передаточных характеристик упругих элементов конструкций в лабораторных условиях. Часть 1. Общие принципы измерений и руководство по их проведению.
8. ГОСТ ИСО 7626-1-94 Вибрация и удар. Экспериментальное определение механической подвижности. Основные положения.
9. ГОСТ ИСО 7626-2-94 Вибрация и удар. Экспериментальное определение механической подвижности. Измерения, использующие одноточечное поступательное возбуждение присоединенным вибровозбудителем.
10. ГОСТ ИСО 7626-5-99 Вибрация и удар. Экспериментальное определение механической подвижности. Измерения, использующие ударное возбуждение возбудителем, не прикрепляемым к конструкции.

УДК 621.73

К.Н. Соломонов
Воронежский филиал ФГБОУ ВПО «Московский
государственный университет путей сообщения»
г. Воронеж, Россия
E-mail: konssol@list.ru

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ И КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЗАГОТОВОК В ПРОЦЕССАХ КОВКИ И ШТАМПОВКИ

Аннотация

Дано описание математической модели, позволяющей моделировать формообразование поковок в процессахковки и штамповки. Рассмотрено компьютерное моделирование картины течения металла по полотну заготовки в процессах пластического формоизменения.

В последнее время действенным средством решения множества прикладных задач становится графическое компьютерное моделирование, что связано с совершенствованием CAD/CAM-систем и графических пакетов программ, а также повышением возможностей компьютерной техники.

Некоторые из них допускают использование «поверхностных» аналогий, когда распределение какого-либо параметра по площади (или

объему) тела представляется в виде поверхности некоторой пространственной эпюры. При моделировании реальных процессов такие поверхности представляют собой весьма сложные геометрические объекты, и изображение их на плоскости встречает существенные затруднения. Вместе с тем, нередко задача состоит не только в том, чтобы показать контуры такой поверхности, но, что гораздо важнее, построить линию пересечения ее отдельных участков.

В процессах обработки давлением тонкого слоя металла пространственную эпюру контактных давлений можно моделировать предельной песчаной насыпью, образованной на пластине, сходной по форме с контуром заготовки. Очевидно, что такая насыпь является поверхностью одинакового ската. Поскольку любой многосвязный контур с достаточной степенью точности можно аппроксимировать отрезками прямых и дугами окружностей, можно считать, что указанная поверхность состоит из плоских и конических участков. Линии их пересечения образуют ребра (так называемые гребни).

Проекция этих ребер на плоскость контакта инструмента и заготовки дают возможность решать некоторые задачи пластического формоизменения материала, а именно: а) фронтальная и профильная проекции позволяют определять объем эпюры контактных давлений, а, следовательно, и силы, необходимые для деформирования заготовки; б) горизонтальная проекция представляет собой линию раздела течения металла (ЛРТМ), которая характеризует распределение потоков металла на контактной поверхности. Очевидно, что ЛРТМ представляет собой эквидистанту, т.е. геометрическое место точек, равноудаленных от контура заготовки.

Для решения задач формоизменения материалов применяются различные методы (способы) моделирования. Деление на способы моделирования весьма условно и не имеет четких границ, т.к. нередко один способ является базой или включает в себя другой. Так, сложно однозначно разделить компьютерное моделирование на численное и изобразительное (графическое). Строго говоря, геометрическое моделирование является частью математического и выделено здесь в отдельный вид лишь потому, что составляет основу множества графических программных пакетов. В общих чертах способы моделирования технологических объектов и процессов изложены в монографии [1]. Значительную долю в общем объеме изготавливаемых заготовок, получаемых в процессах ОМД, составляют заготовки с развитым «тонким» полотном и ребрами жесткости.

Математическая модель, которая позволяет описать деформирование тонкого слоя металла, следует из теории течения тонкого пластического слоя (ТТПС) [2]. В силу ряда допущений эта теория дает приближенную картину течения металла. Она весьма удобна

для построения наглядной картины течения металла, когда надо получить, в первую очередь, не количественные, а качественные характеристики процесса.

Суть упомянутых допущений определяют два условия: условие полной пластичности, в соответствии с которым касательные напряжения равны нулю, а также кинематическое условие, заключающееся в равенстве поперечных скоростей течения частиц по толщине слоя. Тогда пространственная эпюра контактных давлений (ПЭКД) представляет собой поверхность одинакового ската (ПОС), все образующие которой наклонены к плоскости контакта под одинаковым углом. Остается добавить граничные условия и условия трения, и систему уравнений можно считать замкнутой.

В том случае, когда контур простой (например, квадрат) и граничные условия однородные (например, свободная осадка), эпюра граничных давлений представляет собой бортик одинаковой высоты. Чтобы получить ПЭКД, на этом бортике надо построить ПОС, которая в данном случае представляет собой пирамиду. Проекции гребней ПЭКД на плоскость контакта – это линии раздела течения металла, в данном случае диагонали квадрата. Проекции линий ската – линии тока (ЛТ). Тогда на ЛТ лежат точки, равноудаленные от границ (контура) поковки.

В случае, когда граничные условия неоднородные, линии тока ортогональны не действительному, а условному контуру, форма которого зависит от величины граничных давлений.

Для деталей сложной формы, которые используются в машиностроении, построение ЛРТМ – непростая задача. Она требует большого опыта и значительных затрат времени.

В аналитическом виде задача построения ЛРТМ может быть поставлена средствами *дифференциальной геометрии*. Однако найти аналитическое решение в общем виде весьма сложно. Нами решение получено только для частных случаев. Например, для контура в форме эллипса.

Если строить ЛРТМ средствами *аналитической геометрии* как проекцию гребней ПЭКД, то и в этом случае получаем те же результаты, т.е. линия пересечения двух конических поверхностей представляет собой либо эллипс, либо гиперболу, что следует из решения системы алгебраических уравнений.

Представленную задачу можно решить методами *начертательной геометрии*, используя способ вспомогательных секущих плоскостей, и получить идентичное решение. Исследование формы линий пересечения поверхностей одинакового ската показывает, что это кривые второго порядка. Следовательно, решая графическими методами задачу о построении линии пересечения поверхностей

многогранников и тел вращения, можно определить некоторые параметры процессов обработки металлов давлением.

С целью моделирования течения металла по полотну поковки нами разработан программный комплекс PARSHTAMP, базирующийся на ТТТПС. Он позволяет построить: контур поковки, ЛРТМ, картину течения металла, профиль ребра жесткости, ПЭКД, а также решить задачу оптимизации технологических вырезов, с помощью которых можно управлять течением металла. Последние три блока находятся в стадии доработки.

Ввод данных о геометрии поковки осуществляется так: сначала контур реальной поковки аппроксимируют прямыми и дугами окружностей, затем их нумеруют, после заносят информацию во входной файл в произвольной последовательности. Указывают шаг расчета, начальную точку, для каждого отрезка прямой – координаты начала и конца отрезка, для каждой дуги окружности – координаты центра, радиус и угол раствора. Время получения результата занимает несколько секунд.

Чтобы использовать PARSHTAMP для моделирования реальных процессов, нужны его модификация и доработка. А чтобы PARSHTAMP имел современный, удобный, интеллектуальный интерфейс, нужны дополнительные программные блоки, о которых говорилось выше.

Однако моделирование ПЭКД, базирующейся на аналогии с ПОС, возможно более простым способом, а именно использованием одной из CAD/CAM-систем, например КОМПАС. Следует, между прочим, заметить, что видимая простота объясняется двумя обстоятельствами: во-первых, один из приемов получения твердотельных моделей в КОМПАСе называется «выдавливанием», которое представляет собой построение ПОС на заданном контуре, что вполне соответствует идеям ТТТПС; во-вторых, простой рассматриваемая задача является лишь для нас – пользователей КОМПАСа, а для разработчиков этого программного продукта задача построения пространственной модели была вряд ли проще той, что ставил перед собой автор PARSHTAMP.

Для моделирования ПЭКД и ЛРТМ известный программный продукт КОМПАС достаточно удобен тем, что, во-первых, он прост в освоении; во-вторых, выдавливание твердотельной модели на плоском контуре происходит так, что все образующие получаемой поверхности наклонены под одним углом к плоскости контура. Следовательно, твердотельная модель – это поверхность одинакового ската, аналогичная по форме ПЭКД. При переходе к чертежу горизонтальная проекция этой модели отображает ЛРТМ.

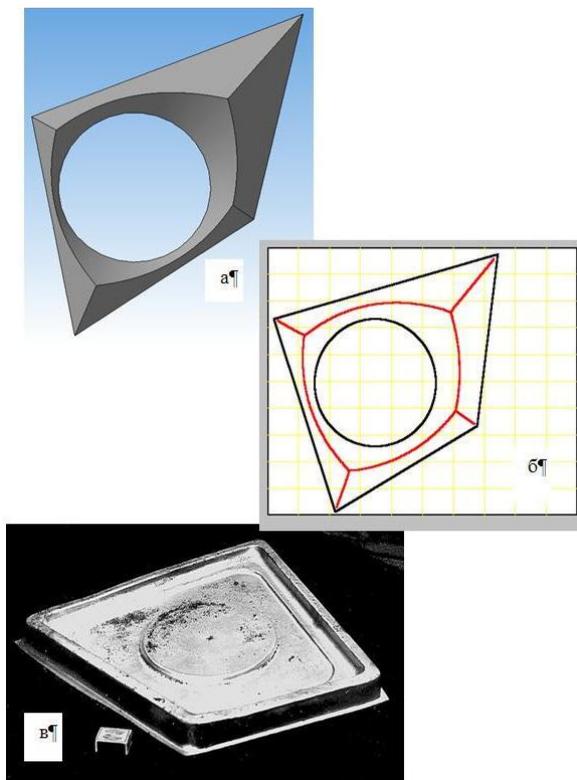


Рисунок 1. Результаты моделирования:
 а) в КОМПАСе; б) в PARSHTAMP; в) в промышленных условиях

Если рассмотреть две знакомые модульные задачи: осадка прямоугольной пластины с двумя круглыми вырезами и круглой пластины с круглым вырезом, – то для них в КОМПАСе нетрудно получить решение. Твердотельная модель представляет собой ПЭКД. На проекционном чертеже видно, как расположены ЛРТМ. Такой подход проще, чем использование PARSHTAMP, т.к. не требует численного задания элементов контура.

Твердотельную модель, получаемую в КОМПАСе, удобно использовать для наглядного изображения ПЭКД. Это позволяет оперативно сравнивать потребные усилия пресса для широкого набора контуров.

В промышленных условиях для полного формирования поковки нередко не хватает усилий пресса, используемого на конкретном

предприятии. Одним из способов решения данной проблемы служит технологический вырез. Технологические вырезы используют также для управления потоками металла по полотну заготовки в процессах обработки давлением. Они позволяют предотвращать ряд дефектов («прострел», неудовлетворительная завязка волокон, «утяжина»), а также регулировать распределение объемов металла по площади заготовки. Обычно такие вырезы выполняют в форме круга.

Как видим на моделях, полученных в КОМПАСе (рисунок 1, а), объем модели ПЭКД для заготовки с вырезом намного меньше, чем без выреза. Поэтому и усилий пресса требуется меньше. Кроме этого, использование технологического выреза существенно влияет на картину течения металла, как видно из результатов моделирования в PARSHTAMPe (рисунок 1, б). Технологический вырез делает формирование ребер жесткости более равномерным. Показанная здесь поковка была отштампована на прессе 150 МН на одном из предприятий России. В ходе штамповки технологический вырез «захлопнулся», что видно на фото (рисунок 1, в).

Сравнение результатов, полученных в КОМПАСе и PARSHTAMPe, с данными промышленного эксперимента показывает, что качественная картина течения металла отражена с помощью этих пакетов прикладных программ достаточно точно.

ВЫВОДЫ:

1. Таким образом, в зависимости от поставленной задачи целесообразно использовать те или иные методы моделирования.
2. Когда необходим экспресс-анализ качественной картины течения металла, выгодно применять PARSHTAMP. Если нужно более детальное исследование количественных характеристик формообразования заготовки, необходимо применять более сложные САМ/САЕ-системы, например DEFORM.
3. Для моделирования пространственных объектов целесообразно применять различные САД-системы: от простых к сложным, от COMPAS до UNIGRAPHICS.

Библиографический список

1. Соломонов К. Моделирование формообразования поковок: исследования, гипотезы, разработки. – Saarbrücken (Germany): LAMBERT Academic Publishing, 2011.
2. Ильющин А.А. Пластичность. – М.: Гостехиздат, 1948.

А.Г. Корчунов, Д.В. Константинов
ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный
технический университет им Г.И. Носова»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: agkorchunov@mail.ru

ВЛИЯНИЕ НЕСТАЦИОНАРНОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ НА ХАРАКТЕР НДС В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ ПРОВОЛОКИ

Аннотация

Получена аналитическая зависимость коэффициента граничного трения от температуры проволоки по проходам процесса волочения. Приведена базовая методика учета нестационарности трибологических процессов. Проведен сравнительный анализ напряженно-деформированного состояния проволоки в очаге деформации при постоянном и изменяющемся значениях коэффициента трения. Представлен сравнительный анализ величин гидростатического давления и критерия Кокрафта-Латама в очаге деформации при неизменном и изменяющемся в зависимости от температуры на контактной поверхности коэффициенте граничного трения.

При моделировании процесса волочения, как правило, не учитывается тот факт, что в реальных условиях значения коэффициента трения зависят от различных факторов, например, усилие и скорость процесса, наличие и вид смазочного материала и др. При этом также не принимается во внимание сложность трибологических процессов на контакте проволоки и инструмента, что приводит к несоответствию результатов моделирования действующему процессу волочения. Если при моделировании не учитывать изменение коэффициента трения на контактной поверхности, это может привести к значительному расхождению результатов теоретических и экспериментальных исследований. В значительной степени это проявляется для больших диаметров проволоки (более 10 мм). Поэтому повышение адекватности моделирования процесса волочения проволоки больших диаметров за счет использования зависимости коэффициента трения от условий волочения является актуальной задачей.

В качестве объекта исследования приняли маршрут волочения проволоки из стали марки 80 с использованием в качестве исходной заготовки катанки диаметром 16,0 мм, который используется при

производстве высокопрочной арматуры для железобетонных шпал нового поколения [1]. Моделирование проводили с использованием программного продукта Deform-3D. В настоящей работе рассмотрен пример применения зависимости коэффициента трения от температуры поверхности проволоки. Для модели были приняты следующие условия:

1. Волочение катанки диаметром 16,0 мм осуществляется по маршруту 14,78→13,48→12,38→11,46→10,68→9,98. Скорость волочения в последнем проходе - 2,1 м/с.

2. Волоку принимали идеально жестким телом. Геометрия волочильного инструмента соответствует ГОСТ 9453 для форм 15 и 13. Рабочий угол волоки принят равным 13° с уменьшением по маршруту до 10°, длина калибрующей зоны 20-30 % от диаметра рабочего канала.

3. Волочение осуществляется с противонатяжением, которое составляет 15 - 20% от усилия волочения. На поверхности контакта металла и инструмента принимали закон трения Кулона-Амонтона $\tau_k = f\sigma_n$.

4. Диаграмма деформирования стали марки 80 была построена по результатам выполненных ранее экспериментальных исследований [2].

5. Использовалась сетка, состоящая из 4000 4-х угольных конечных элементов, размер стороны 4-х-угольника – 0,21 мм.

Особое внимание при моделировании было уделено более точному описанию процессов теплообмена на контактной поверхности. Для этого в производственных условиях на прямоточном волочильном стане RI 120/8 были проведены замеры температуры проволоки. При скорости волочения 2 - 4 м/сек температура проволоки на выходе из волоки составляет 121-131°C, на выходе проволоки с барабана - 33,5-41°C. Температура окружающей среды: 15°C; температура воды охлаждения в системе: 13°C. Охлаждение проволоки осуществляется конвективным способом посредством взаимодействия с охлаждающимися водой вытяжными барабанами и волоками. Количество витков проволоки на барабанах варьируется от 15 до 20. Исходя из этого, при моделировании была уточнена температура окружающей среды и инструмента. Охлаждение проволоки между проходами моделировалось следующим образом: в модели процесса проволока для охлаждения останавливалась между проходами на время, эквивалентное ее прохождению между волоками на стане.

При волочении проволоки больших диаметров в настоящее время применяется технологическая смазка Tescnolubre FM/501, которая представляет собой высокоадгезивный и пластичный стеарат кальция. Согласно паспортным данным с сайта производителя указанная смазка обладает технологическим параметром *melting point* (температура размягчения), численно равным 180-220°C. Следовательно, коэффициент

граничного трения будет варьироваться относительно температуры размягчения. То есть до полного размягчения смазки коэффициент трения будет иметь относительно высокие значения ($\sim 0,14$), чем при температуре размягчения $180-220^{\circ}\text{C}$ ($\sim 0,08$). Однако также следует учесть, что абсолютно любая смазка на мыльной основе не в состоянии обеспечивать допустимые для приемлемого хода процесса условия граничного трения при температурах выше 350°C по причине полного ее выгорания и образования на поверхности проволоки слоя из продуктов горения, создающих дополнительный барьер, который способствует росту коэффициента трения до относительно высоких значений $0,15 - 0,16$. Детальный подход к моделированию температурных условий позволил применить в модели уточняющую характеристику условий граничного трения. Предложенная аналитическая зависимость представлена на рисунке 1.

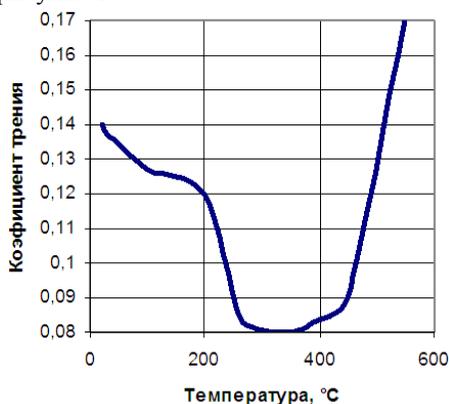


Рисунок 1. Аналитическая зависимость коэффициента граничного трения от температуры проволоки

Для выявления изменений, обусловленных подобным характером условий граничного трения, был проведен сравнительный анализ полученных значений показателей НДС относительно результатов моделирования при постоянном коэффициенте граничного трения. Известно, что на пластичность металлов оказывает влияние не только схема главных напряжений, но и абсолютная величина их, характеризующаяся средним (гидростатическим) давлением. Чем больше абсолютная величина среднего давления сжатия (отрицательное гидростатическое давление), тем выше пластичность. Чем меньшую роль в схеме главных напряжений играют растягивающие напряжения и чем большую роль играют сжимающие, тем большую способность к пластической деформации проявляет металл. В качестве исследуемого

параметра было выбрано распределение гидростатического давления по проходам маршрута волочения (рисунки 2 - 5). Поврежденность при волочении оценивалось по критерию Коккрафта-Латама.



Рисунок 2. Среднее значение гидростатического давления на поверхности проволоки при входе в очаг деформации

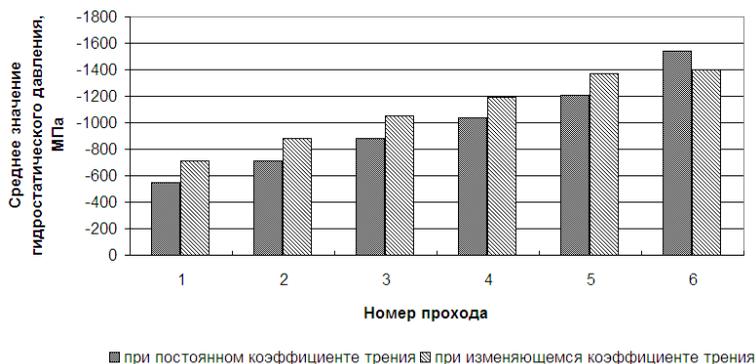


Рисунок 3. Среднее значение гидростатического давления на поверхности проволоки в очаге деформации

Результаты моделирования показали, что характер изменения гидростатического давления на поверхности проволоки при входе в очаг деформации и непосредственно в очаге деформации не изменился. Однако значения гидростатического давления при изменяемом в зависимости от температуры коэффициенте граничного трения имеют более высокие значения. Особенно это заметно на поверхности проволоки при входе в волоку на первых проходах маршрута волочения, когда разница между значениями может составлять от 25 до 40%.

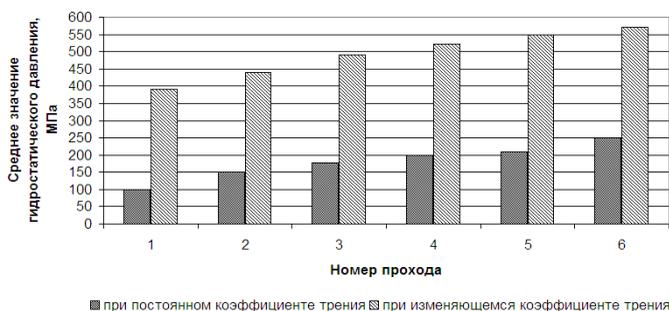


Рисунок 4. Среднее значение гидростатического давления на поверхности проволоки в калибрующей зоне волокна

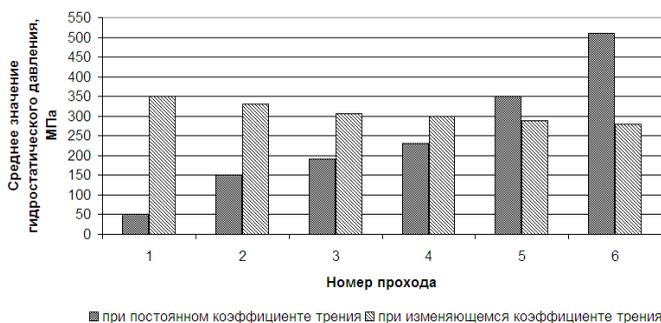


Рисунок 5. Среднее значение гидростатического давления в центре проволоки в очаге деформации

Анализ результатов моделирования показал, что значения гидростатического давления на поверхности проволоки в калибрующей зоне волокна отличаются более чем в 2 раза. Подобная разница в оценке напряженного состояния в проволоке может не позволить достичь высокой степени достоверности на этапе прогнозирования конечных свойств продукта и стабильности процесса. Завышенные значения положительного гидростатического давления на поверхности проволоки в калибрующей зоне волокна приведут к увеличению усилия волочения, чрезмерному нагреву и износу инструмента. Разница между значениями гидростатического давления на поверхности проволоки в очаге деформации свидетельствует о более высокой способности к деформированию металла в данной области.

При этом отдельно стоит отметить еще одно принципиальное отличие напряженного состояния при изменении коэффициента граничного трения, заключающееся в том, что зона повышенного

положительного гидростатического давления также появляется в центре проволоки. Обозначенная зона имеет иной характер развития: при неизменном коэффициенте граничного трения среднее гидростатическое давление в данной области постепенно растет из прохода в проход. Однако при изменении коэффициента трения в зависимости от температуры поверхности проволоки рассматриваемая область уже в первом проходе испытывает высокое гидростатическое давление и при дальнейшей обработке изменяется лишь незначительно. Результаты моделирования, полученные при изменяемом в зависимости от температуры коэффициентом граничного трения, согласуются с результатами ранее проведенных работ [3].

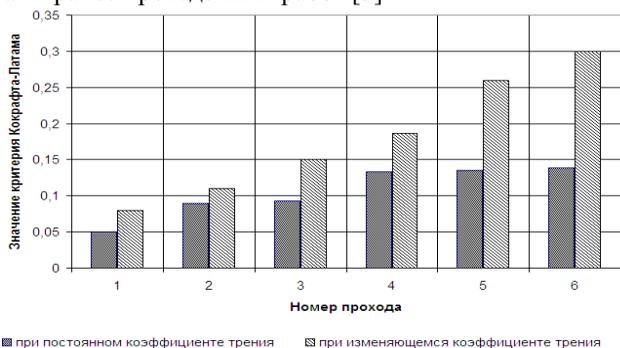


Рисунок 6. Значение критерия Коккрафта-Латама на поверхности проволоки

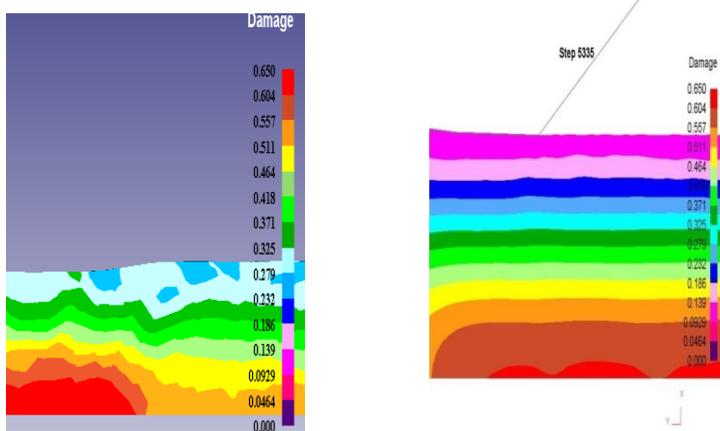
Анализ полей поврежденности проволоки в очаге деформации (рисунки 6 и 7) показал, что при моделировании при изменении коэффициента граничного трения критерий Коккрафта-Латама на поверхности проволоки достигает более высоких значений и изменяется интенсивнее.

Аналогичная сравнительная тенденция наблюдается по всем промежуточным слоям проволоки.

Однако принципиально иная картина складывается в центре проволоки, а именно, в области, находящейся в калибрующей зоне.

Если при постоянном коэффициенте трения в продольных сечениях проволоки значения критерия Коккрафта-Латама распределяются равномерно, то при изменении коэффициента трения от температуры из прохода в проход формируется локальная зона постоянно увеличивающихся значений критерия поврежденности (рисунок 7). Причиной подобной тенденции может служить значительно возрастающее в данном участке проволоки максимальное главное

растягивающее напряжение. Данное напряжение в совокупности со снижающейся интенсивностью напряжений определяет локальную зону высоких значений критерия поврежденности.



Изменяющийся коэффициент трения

Постоянный коэффициент трения

Рисунок 7. Поля поврежденности металла в очаге деформации

Таким образом, проведенные исследования доказывают, что нестационарный характер трения при волочении проволоки большого диаметра приводит к более ярко выраженной неравномерности напряженного состояния и значений критерия поврежденности. Установлены ранее не наблюдаемые при моделировании обозначенного маршрута зоны проволоки с высокими концентрациями гидростатического давления и завышенными значениями критерия Кокрафта-Латама.

Библиографический список

1. Lebedev V.N., Korchunov A.G., Chukin M.V. Production of stabilized high-strength reinforcement steel for the new generation of ferroconcrete railroad ties. / Metallurgist. - 2011. - Т. 55. - № 1-2. - С. 54-58.
2. Lebedev V.N., Korchunov A.G., Chukin M.V. Manufacture of high-strength stabilized reinforcement for reinforced-concrete ties of new generation. / Metallurgist. - 2011. - № 1. - С. 75-79.
3. Снигирев Д.П. Напряженное состояние при осесимметричном волочении медного прутка / Известия Томского политехнического университета. - 2008. - Т. 313. - № 2. - С. 21-27.

ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ШТАНГИ МАНИПУЛЯТОРА ДЛЯ ВВОДА ОТСЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Аннотация

Приведены описание лабораторного комплекса и порядок проведения экспериментов по определению температур в штанге манипулятора для реализации отсечки шлака при выпуске стали из кислородного конвертера. Приведены результаты проверки адекватности математической модели температурного поля штанги манипулятора.

Для обеспечения высокого качества конвертерной стали необходимо использовать современные способы уменьшения попадания конечного технологического шлака в сталеразливочный ковш [1]. Одним из таких способов является использование специальных устройств – манипуляторов для ввода отсечных элементов поплавокотого типа в кислородный конвертер во время выпуска стали [2]. Принцип работы манипулятора (рисунок 1) заключается в следующем. После начала выпуска стали из кислородного конвертера в его ванну, с помощью манипулятора, вводится специальный огнеупорный элемент, установленный на полой штанге. Этот элемент в заключительной стадии выпуска стали перекрывает сталевыпускное отверстие, тем самым оставляя шлак в конвертере. Далее штанга манипулятора выводится из конвертера. Этот процесс повторяется при каждом выпуске стали из сталеплавильного агрегата.

В процессе работы манипулятора все его структурные звенья в той или иной мере подвержены тепловому воздействию. В наиболее неблагоприятных условиях в момент ввода в конвертер отсечного элемента находится полая штанга, в теле которой возникают значительные температурные и механические напряжения. Для повышения стойкости полой штанги необходимы оптимизация ее конструкции, правильный выбор материала и метода упрочнения, которые могли бы способствовать повышению сопротивляемости изделия циклическим тепловым изменениям и обеспечить требуемую жесткость системы.

Авторами [3] разработана математическая модель температурного поля для исследования напряженно-деформированного состояния звеньев манипулятора с учетом реальных нагрузок, действующих на элементы во время работы. Определяющим фактором напряженно-деформированного состояния штанги манипулятора является ее температура, поэтому правильность выполненных расчетов возможно оценить с помощью проверки адекватности математической модели температурного поля.



Рисунок 1. Лабораторный образец манипулятора для ввода отсечных элементов в ванну кислородного конвертера

Так как в производственных условиях конвертерного цеха провести измерения температур в штанге манипулятора для ввода отсечных элементов не представлялось возможным, то проверку адекватности математической модели температурного поля выполняли в лаборатории на физической модели. В качестве физической модели штанги была выбрана труба из нержавеющей стали со следующими геометрическими параметрами: наружный диаметр 32 мм, толщина стенки 6 мм, длина 250 мм.

Нагрев трубы выполнялся в электропечи СНОЛ-1, 6.2, 0.0, 8/9– М1, обеспечивающей температуру внутренней печной среды 900°C. Охлаждение трубы происходило на открытом воздухе при комнатной температуре.

Длительности периодов нагрева и охлаждения были найдены с

соблюдением критерия Фурье:

$$F_{0_{mp}} = F_{0_{шт}}$$

где $F_{0_{mp}}$ и $F_{0_{шт}}$ – критерии Фурье для трубы и штанги манипулятора соответственно, вычисляемые по формуле:

$$F_0 = \frac{a \cdot \tau}{R^2}$$

где a – коэффициент температуропроводности стали;

R – радиус трубы (штанги);

τ – время.

Для условий работы манипулятора с учетом того, что длительность нагрева штанги составляет $\tau_{нагр} = 40 \text{ с}$, длительность охлаждения $\tau_{охл} = 40 \text{ мин}$, критерий Фурье для штанги соответственно равен:

$$F_{0_{шт.нагр}} = 0,038; \quad F_{0_{шт.охл}} = 2,3.$$

Тогда, для трубы в условиях лаборатории длительности периодов нагрева и охлаждения должны составлять:

$$\tau_{тр.нагр} = 10 \text{ с}; \quad \tau_{тр.охл} = 10 \text{ мин}.$$

Таким образом, получена схема термического воздействия на трубу в условиях физического эксперимента (рисунок 2).

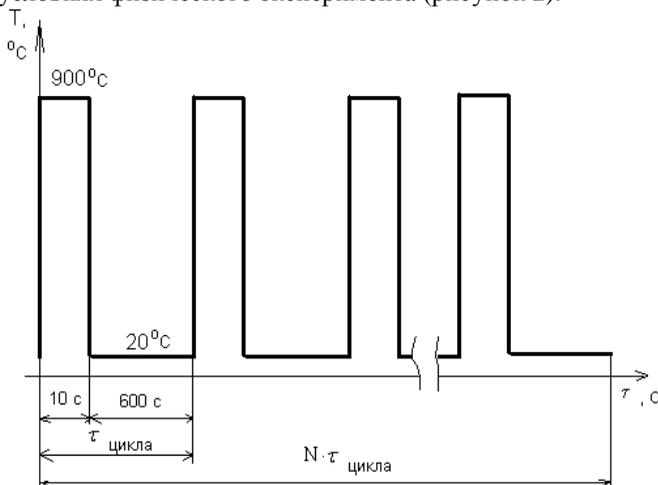


Рисунок 2. Схема термического нагружения трубы при физическом эксперименте

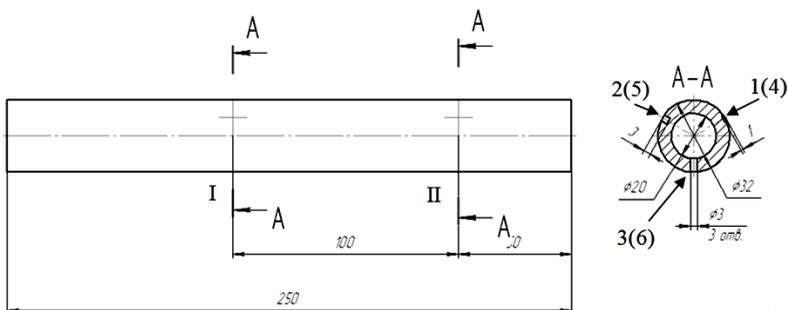


Рисунок 3. Схема расположения термопар в физической модели штанги (№1,2,3 – точки установки термопар в сечении I, №4,5,6 – тоже для сечения II)

Измерения температуры выполняли 6 термопарами типа ТХА с помощью регистрирующих приборов. Погрешность измерения ± 1 °С. Измерения выполнялись в двух сечениях трубы, при этом термопары были заделаны в стенку на разную глубину. Схема расположения термопар приведена на рисунок 3. Фотография лабораторного комплекса показана на рисунок 4.

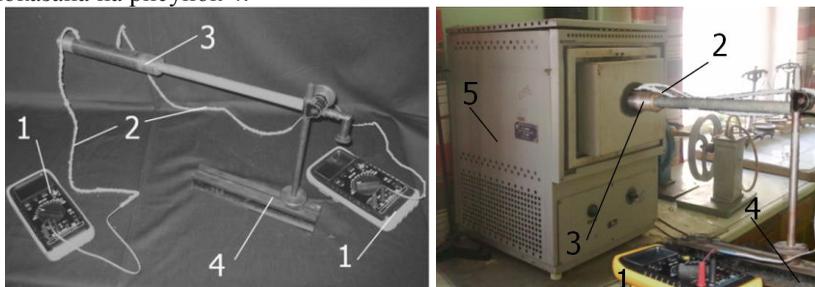


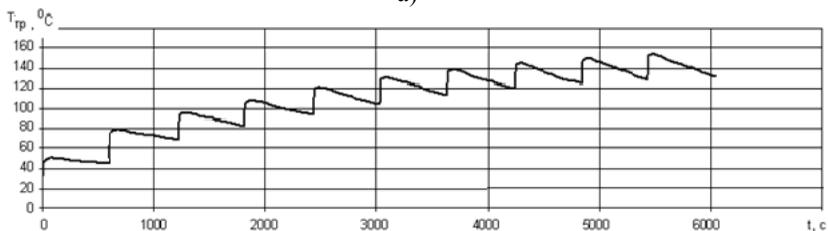
Рисунок 4. Фотографии штанги с заделанными термопарами, установленной на штативе, (а) и лабораторного комплекса (б):
1 – измерительный прибор; 2 – термопары; 3 – труба, имитирующая штангу манипулятора; 4 – штатив; 5 – электропечь

Эксперимент проводился в следующем порядке. Труба с заделанными термопарами устанавливалась на штативе с помощью держателя. Выполнялся разогрев электропечи до температуры 900 °С и печь переводилась в режим выдержки. Участок трубы длиной 180 мм через загрузочное отверстие печи заводился в нагревательную камеру, где выдерживался в течение 10 с. При этом каждые 2 с выполнялась регистрация температуры с помощью измерительных приборов.

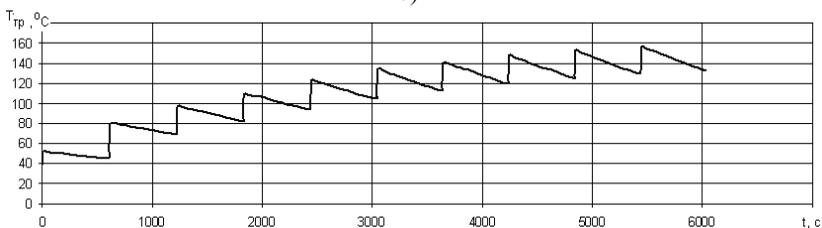
Далее труба выводилась из нагревательной камеры, и происходило ее остывание на открытом воздухе в течение 10 мин. Регистрация

температуры в контрольных точках выполнялась каждую минуту.

а)



б)



в)

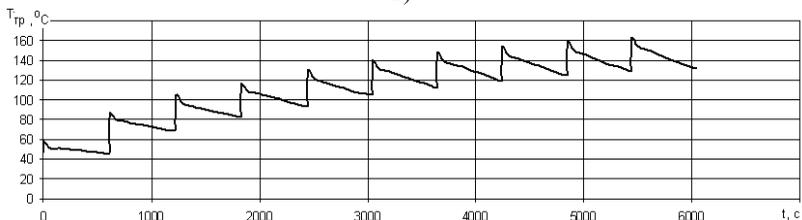


Рисунок 5. Графики изменения температуры в контрольных точках

Такая схема термического воздействия повторялась до тех пор, пока относительное отклонение температур в контрольных точках для соседних циклов стало менее 5%, что соответствовало установлению квазистационарного состояния. На рисунке 5 приведены графики изменения температур в трех контрольных точках №1 (рисунок 5 а), №2 (рисунок 5 б), №3 (рисунок 5 в). Видно, что квазистационарный режим наступил после 10 цикла нагружения. При этом максимальная температура на поверхности трубы для периода нагрева составила 163 °С, а для периода охлаждения температура снизилась до 132 °С.

После проведения лабораторных исследований были проведены расчеты температурного поля трубы с помощью разработанной математической модели [3]. При этом данные о теплофизических

свойствах материала трубы приняли по [4]. В результате моделирования получено распределение температуры по поперечному сечению трубы. Для трех контрольных точек №1 (рисунок 6 а, б), №2 (рисунок 6 в, г) и №3 (рисунок 6 д, е) показано сравнение рассчитанных и измеренных значений температуры при квазистационарном режиме (10 цикл нагружения в физическом эксперименте). Относительное отклонение измеренных и расчетных значений для периода нагрева и периода охлаждения составило 3,6 - 6,4 %.

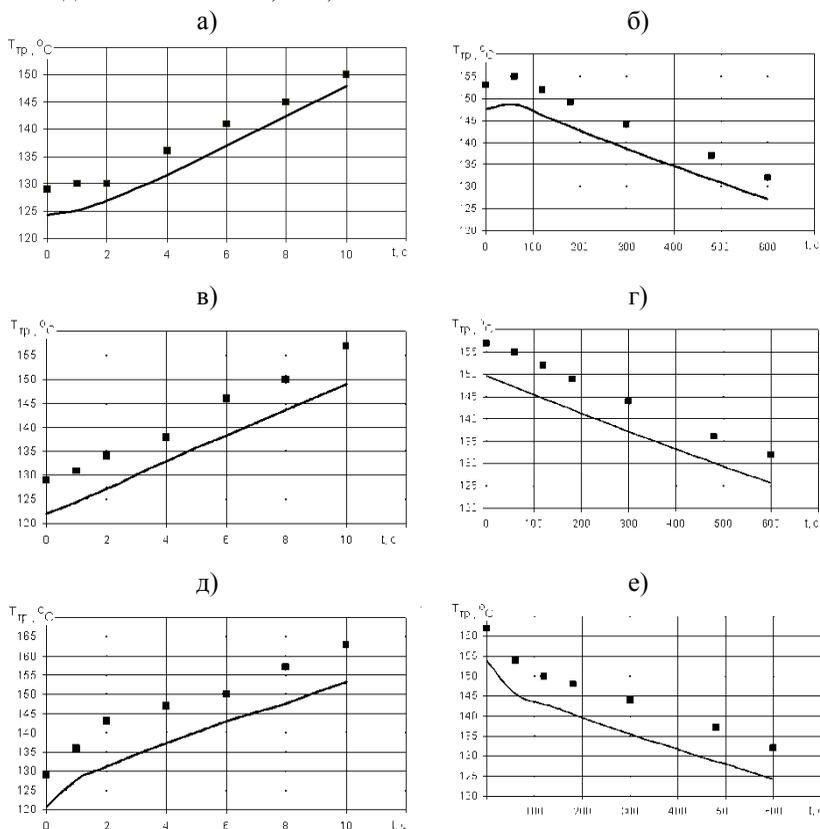


Рисунок 6. Сравнение рассчитанных (—) и измеренных (■) значений температуры для периодов нагрева и охлаждения в контрольных точках

Таким образом, проведенные исследования подтверждают адекватность математической модели температурных полей, и позволяет использовать ее для расчетов при проектировании манипуляторов для ввода отсечных элементов в ванну кислородного конвертера во время

выпуска стали. Разработанный лабораторный комплекс и методы исследования позволяют изучать влияние температур на элементы металлургических машин подверженных тепловому воздействию.

Библиографический список

1. Опыт разработки систем отсечки шлака для сталеплавильных агрегатов / С.П. Еронько, А.Ю. Цупрун, С.А. Бедарев, С.В. Мечик // «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия», 2007.– вып. 9, – С. 81 – 87.
2. Новые устройства для реализации технологии бесшлакового выпуска стали из кислородного конвертера / С.П. Еронько, А.Н. Смирнов, С.А. Бедарев, С.В. Мечик, А.Ю. Цупрун. // Процессы литья. – 2007. – №4. – С. 16 – 21.
3. Исследование напряженно-деформированного состояния звеньев манипулятора для ввода отсечных элементов в выпускной канал конвертера / Еронько С.П., Ошовская Е.В., Бедарев С.А., Мечик С.В. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2007.– №5. – С. 107 – 111.
4. Теплофизические свойства веществ. Справочник / Под ред. Н.Б. Варгафтика. – Л.: Гос.энергетическое изд-во, 1956. – 367 с.

УДК 534-16:620.22

**Е.Н. Ерёмин, Д.А. Негров,
В.Ю. Путинцев, Р.И. Ильясов, С.А. Бородихин**
ФГБОУ ВПО «Омский государственный
технический университет»
г. Омск, Россия
E-mail: weld_techn@mail.ru

ПОВЫШЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ДЕТАЛЕЙ УЗЛОВ ТРЕНИЯ ИЗ МОДИФИЦИРОВАННОГО ПОЛИТЕТРАФТОРЭТИЛЕНА

Аннотация

Изучено влияние параметров ультразвукового прессования на структуру, механические и триботехнические свойства полимерного композиционного материала на основе политетрафторэтилена.

Срок эксплуатации современных машин и механизмов во многом зависит от механических и триботехнических свойств материалов узлов

трения. В настоящее время детали узлов трения, изготовленные из различных металлов и сплавов, постепенно заменяются полимерами и полимерными композиционными материалами, в частности на основе политетрафторэтилена.

Механические и триботехнические свойства политетрафторэтилена (ПТФЭ) позволяют применять его в узлах трения без смазки. В тоже время недостаточная износостойкость политетрафторэтилена требует разработки новых способов и методов повышения механических и триботехнических свойств, для работы при высоких удельных нагрузках и скоростях скольжения.

Повысить механические и триботехнические свойства политетрафторэтилена можно физическими методами на стадии их получения или в процессе переработки полимера в готовое изделие.

В этом отношении перспективно применение энергии ультразвуковых колебаний при прессовании порошкообразных или гранулированных полимеров и полимерных композиций, находящихся в твердом состоянии или претерпевающих переход в высокоэластическое или вязкотекучее состояние, обуславливающее уплотнение материала, сопровождающееся удалением газовой фазы.

Указанный эффект обусловлен тем, что при воздействии вибрационных импульсов отдельным частицам материала сообщаются индивидуальные скорости и ускорения, в результате чего разрушаются арочные образования и происходит равномерная укладка частиц порошка.

Если в процессе ультразвукового прессования порошковый полимер переходит в вязкотекучее состояние, то периодические импульсы вызовут в текучей фазе беспорядочную вибрацию отдельных молекул, сопровождаемую их скручиванием и взаимным переплетением, в результате чего происходит интенсивная дегазация, перемешивание и сплавление отдельных частиц в однородную, без пористую массу, обладающую высокой структурной монолитностью и прочностью.

Стационарное давление, производимое на прессуемую массу, будет способствовать концентрации звуковой энергии и более эффективному ее использованию. Наилучших, с точки зрения эффективности и энергоемкости, результатов можно добиться при ведении процесса ультразвукового прессования в резонансном режиме, сопровождаемым образованием в формирующей полости стоячих волн.

Целью данной работы является исследование влияния ультразвуковых колебаний при прессовании композиционного материала на основе политетрафторэтилена на его структуру, механические и триботехнические свойства.

Объектом исследования являлся композиционный материал на основе политетрафторэтилена с комплексным наполнителем-модификатором: 8% - скрытокристаллический графит, 6% - углеродное волокно, 2% - MoS_2 . Для исследования образцы изготавливались холодным прессованием (т.е. без наложения ультразвуковых колебаний), и прессованием с наложением ультразвуковых колебаний. Методика исследования включала два этапа. На первом этапе исследовалась тонкая структура изделий из полимерного композиционного материала. На втором этапе методикой предусматривалось исследование влияния режимов ультразвукового прессования на механические свойства (предел прочности, модуль упругости) и триботехнические характеристики (скорость изнашивания, коэффициент и момент трения) исследуемого композиционного материала.

Для изготовления изделий из полимерных композиционных материалов методом ультразвукового прессования, была разработана и изготовлена специальная установка на базе гидравлического пресса МТ – 50. В качестве источника ультразвуковых колебаний был взят магнестрикционный преобразователь ПМС 15-А-18, с ультразвуковым генератором УЗГ 3 – 4, имеющим входную мощность 5 кВт и работающим в частотном диапазоне от 17,5 до 23 кГц. Механические свойства образцов при растяжении определяли на разрывной машине Р 0,5 со скоростью деформации 20 мм/мин. Триботехнические исследования образцов проводили на стенде МДС – 2 при скорости скольжения $V=0,75$ м/с и давлении $P=2$ МПа без смазки.

Для изучения тонкой структуры в данной работе был использован микроскоп JEM – 6460 LV (разрешение 3 нм), при этом для создания на поверхности скола электропроводящего покрытия применялось напыление золота в условиях высокого вакуума.

Установлено, что введение наполнителя приводит к измельчению исходной структуры для всех образцов, изготовленных по обеим технологиям. Данное воздействие можно определить как геометрическое модифицирующее воздействие на матрицу: исходная ленточная структура ПТФЭ разбивается частицами наполнителя, внедряющимися в матрицу.

В образцах изготовленных ультразвуковым прессованием обнаруженные структурные элементы в наполненном ПТФЭ идентифицированы как сильно дефектные сферолиты неправильной формы. Образование сферолитов обнаружено вблизи частиц разных размеров, но наиболее сильное - вблизи крупнодисперсного наполнителя (рисунок 1). При этом центрами кристаллизации выступают участки поверхности частиц наполнителя и углеродного волокна.

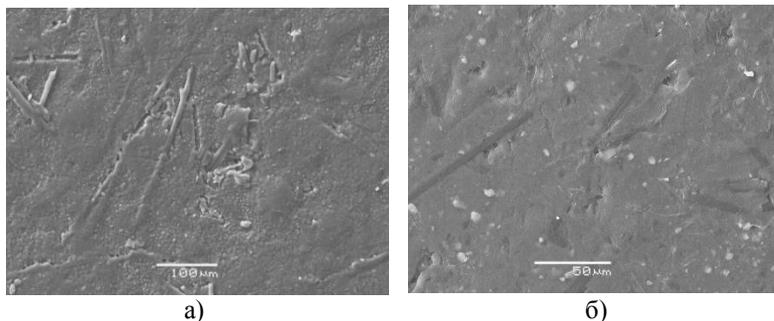


Рисунок 1. Микрофотографии сколов образцов композиционного материала, изготовленных холодным (а) и ультразвуковым прессованием (б)

В результате проведенных исследований метод электронно-микроскопического анализа скола образцов, изготовленных холодным прессованием, показал, что на поверхности скола наблюдаются явно выраженные раковины и пустоты. Концентрация пустот выше около углеродного волокна, то есть при обычном способе прессования полимерная матрица плохо облегает углеродное волокно и в дальнейшем это сказывается на механических свойствах материала. На поверхности скола образцов, изготовленных ультразвуковым прессованием, пустот и раковин не наблюдается. Углеродное волокно находится внутри полимерной матрицы. Полимерный композиционный материал более равномерно пропрессован и разлом происходит по полимерной матрице.

В результате проведенных механических испытаний установлено, что оптимальное время прессования составляет 90 секунд. При этом у образцов изготовленных методом ультразвукового прессования предел прочности выше на 8 %, а модуль упругости на 12 %, по сравнению с образцами, изготовленными по технологии без применения ультразвука (рисунок 2).

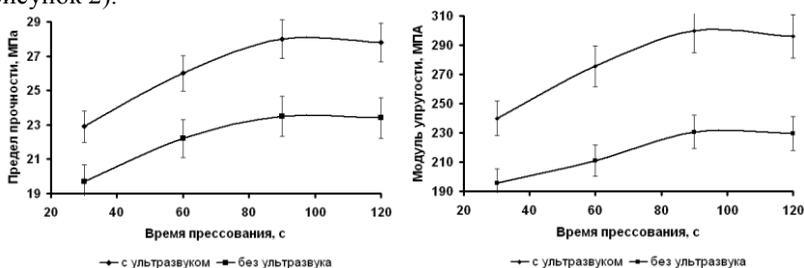


Рисунок 2. Зависимость предела прочности (а) и модуля упругости (б) от времени прессования

Триботехнические испытания показали, что скорость изнашивания образцов, изготовленных ультразвуковым прессованием, снижается на 23 %, а коэффициент трения – на 15 %.

На основании проведенных исследований установлено, что прессование изделий из полимерных композиционных материалов с применением ультразвуковых колебаний, является активным технологическим приемом, повышающим эффективность модификации структуры матрицы и оказывающим существенное влияние на процессы ее структурообразования. Применение ультразвукового прессования позволяет повысить предел прочности и модуль упругости полимерного композиционного материала, при существенном снижении его скорости износа и коэффициента трения.

УДК 621.778.1.06

А.Ю. Столяров
ООО «Специальные технологии»
г. Магнитогорск, Россия
E-mail: Aleksey_Stolyarov@uralcord.ru

СОВРЕМЕННОЕ ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА МЕТАЛЛОКОРДА

Аннотация

В статье рассмотрены основные тенденции развития волочильного, термического и свивочного оборудования, используемого для производства металлокорда, проанализированы некоторые его функциональные и технические характеристики. Рассмотрены приоритетные направления модернизации производственных мощностей, выбранные ведущими производителями металлокорда и бортовой проволоки.

Отличие металлокорда от других видов метизной продукции состоит не только в том, что при его изготовлении используется глубокая переработка высокоуглеродистой катанки до проволоки тонких диаметров (0,15-0,35 мм) с последующей свивкой, но и в том, что к данному виду продукции постоянно меняются требования. Металлокорд изготавливается, в основном, по специально согласованным спецификациям между поставщиками и потребителями. Единых стандартов на него в мире не существует. Учитывая динамику развития автомобильной промышленности и повышающиеся требования по

качественным характеристикам пневматических шин, производители металлокорда вынуждены постоянно менять конструкции корда, повышать его эксплуатационные характеристики. Основная тенденция развития кордового производства - уменьшение количества структурных элементов (проволок), повышение их прочности и диаметра в витом изделии. Это приводит к необходимости постоянно искать пути изменения технологии производства металлокорда, а также проводить модернизацию действующего оборудования. Ниже представлены основные направления совершенствования оборудования для производства металлокорда по технологической схеме его изготовления.

Волоочильное оборудование

На сегодняшний день на европейском рынке станы для грубо-среднего волочения представлены основными производителями: «GCR Eurodraw SPA», «Mario Frigerio SPA », «Team Meccanica» (Италия) «Ernst KOCH GmbH @ Co» (Германия). В основном находят применение тринадцати-четырнадцати кратные станы, позволяющие осуществлять волочение катанки диаметром 5,50 мм на проволоку диаметром 1,35-1,85 мм.

Принципиальных отличий между станами данных производителей не много. На станах используются размоточные устройства либо «flyer type» (устройство приводится в горизонтальное положение с помощью гидравлического цилиндра для подачи бунта, а затем в вертикальное и через систему верхних обводных роликов производится размотка катанки), либо «flipper type» по типу традиционно существующих размоточных консольных устройств, ранее использующихся на вооружении отечественных заводов.

Внешняя поверхность волочильных барабанов имеет упрочнённый индукционной закалкой слой глубиной 3-4 мм твёрдостью 56-60 ед. HRC, внутренняя система охлаждения блоков предусматривает защиту от коррозии. Мощность двигателей главного привода 45-50 кВт. Как правило, на станах используются системы автоматического контроля и управления фирмы «Siemens» (Германия).

Сегодня на рынок выходят новые производители волочильного оборудования из Индии и Китая. В частности интерес представляет оборудование индийской фирмы «Swaraj Technocrafts Pvt.Ltd», которая обеспечила волочильными станами ряд заводов, как на территории самой Индии, так и на территории Таиланда. Волоочильные станы «Swaraj Technocrafts Pvt. Ltd» по техническим характеристикам не только не уступают ведущим мировым производителям, но и по некоторым превосходят их. Так, например, на индийских станах используются волочильные барабаны из легированной стали с поверхностным азотированием, что обеспечивает твёрдость до 70 ед. HRC. На станах

применена новая концепция поддержания и плавного регулирования натяжения «Viscous Fluid Non-Wearing De-winding», когда вместо традиционных фрикционных материалов используется высоковязкая среда, работающая по принципу «Fluid Flywheel» (жидкостного маховика).

Самым крупным производителем волочильного оборудования в мире на сегодняшний день является Китай. Достаточно взглянуть на обзор волочильных машин, представленный китайскими компаниями [1], чтобы убедиться в этом. По техническим характеристикам эти машины практически не уступают европейским. Разумеется, основным преимуществом станов из Индии и Китая является их стоимость, которая обычно в полтора-два раза ниже итальянских и немецких.

Станы для тонкого волочения латунированной проволоки представлены сегодня на рынке наиболее известными европейскими производителями «M+E Machine + Engineering S.r.l» (Италия), «Kieselstein Group» (Германия), а также новой австрийской фирмой «CRA Wire Technologies GmbH», выпускающей волочильные машины под торговой маркой «LINNOX». Последние интересны тем, что на них используется аэрозольная система подачи смазки в очаг деформации, обеспечивающая снижение трения и повышения эффективности охлаждения проволоки.

Оборудование для термической обработки проволоки и нанесения покрытия

При изготовлении металлокорда в качестве термической обработки стали используется операция патентирования, а также диффузионный отжиг латуни на поверхности проволоки. Между этими двумя операциями на проволоку наносится послойно медное и цинковое покрытие.

Нагрев проволоки до температур 900 - 920° С осуществляется, как правило, в газовых печах в малоокислительной среде (газо-воздушная смесь). При этом высокая эффективность нагрева достигается за счёт:

- автоматизированной системы смешения и подачи в горелочные узлы газо-воздушной смеси;
- низкого удельного расхода газа; мировым лидером в производстве таких печей бельгийской фирмой «FIB Belgium S.A.» нормируется расход газа приблизительно 340000 ккал/тонну проволоки (40 м³ газа на тонну).

Существует также несколько альтернативных способов нагрева проволоки: методом прямого пропускания электрического тока, в «кипящем слое» (нагревательные печи фирмы «QED Wire lines, Vandreuil-Dorion», Канада), но такого широкого применения, как газовый нагрев они не нашли [2].

Этого нельзя сказать о способах охлаждения (изотермической выдержки) проволоки. Помимо традиционных способов заковки проволоки после аустенизации в расплавах солей или свинца, в западной практике нашли широкое применение другие методы контроля температуры проволоки в процессе изотермической трансформации аустенита в перлит: заковка проволоки в воде, в «кипящем слое», с помощью принудительной конвекции и т.д. [2].

Особого интереса заслуживает технология заковки стали (сорбитизации) «Liquid Quenchant Fluidized Bed Technology (LQF)», разработанная фирмой «Thermcraft incorporated» (США) [3]. Технология заключается в охлаждении проволоки в водном растворе особого состава при интенсивном конвективном перемешивании (обычно для этого используются концентраты американской фирмы «Richard Apex»). Водная стадия охлаждения чередуется с воздушной стадией. Необходимый режим термической обработки обеспечивается интенсивностью циркуляции жидкости и чередованием водно-воздушных этапов. Эффективность данной технологии достигается за счёт:

- возможности изменения коэффициента конвективного теплообмена в широком диапазоне;
- низкой энергоёмкости (раствор специально не подогревается) и высокой экологичности процесса.

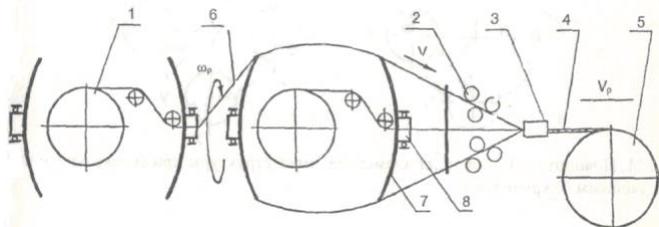
На сегодняшний день бельгийская фирма «FIB Belgium S.A.» активно ведёт работы в данном направлении и планирует в 2014 году представить первый коммерческий проект по системе сорбитизации проволоки в воде. Австрийская фирма «CPA Wire Technologies GmbH» уже обеспечила два завода в Китае по производству металлокорда подобными линиями под торговой маркой «АЕОХ».

Наиболее распространённые способы диффузионного нагрева проволоки: в среде псевдооживленных частиц и с помощью токов высокой частоты. Последний способ имеет преимущества, поскольку с помощью частоты можно регулировать глубину проникновения тока.

Современные линии покрытия проволоки, выпускаемые фирмами «GCR Eurodraw SPA», «Coseco Srl», «Sirio Wire s.r.l.», «Varedo/Milano» (Италия), «CPA Wire Technologies GmbH» (торговая марка «CELLRAC», Австрия), обеспечены современными системами автоматической дозировки технологических растворов, управлением силой тока на каждую нитку и каждую ванну, контроля напряжения, характеризующего выработку анодов, автоматического поддержания натяжения на линии и др.

Оборудование для свивки металлокорда

Основное направление развития оборудования для свивки металлокорда - повышение кратности свивки. На сегодняшний день широкое применение находят канатные машины двойного кручения вместо одинарного [4]. На рисунке 1 показана схема свивки металлокорда одинарным кручением.



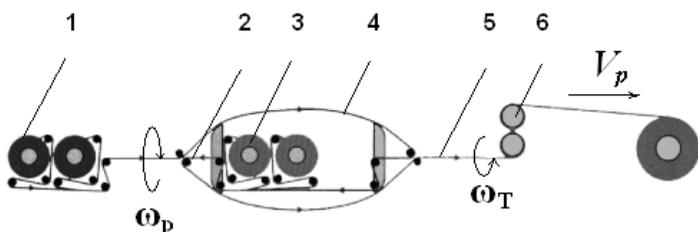
1 – питающая катушка; 2 – деформатор; 3 – плашки; 4 – витая структура;
5 – вытяжной шкив; 6 – проволока.

Рисунок 1

Схема включает размотку проволоки с питающих катушек (1), деформацию в узле (2) с целью придания им спиральной формы, формирование их в узле свивки (3) в витую структуру (4) за счёт вращения вокруг оси свивки с угловой скоростью ω_p и вытяжку витого изделия с линейной скоростью V_p .

Метод двойного кручения (см. рисунок 2) отличается тем, что после размотки проволока первоначально свивается с шагом спирали $2t$ (в два раза большем конечного шага свивки) в узле свивки (2) за счёт вращения петли (4) вокруг питающих катушек (3) со скоростью ω_p и вытяжки металлокорда со скоростью V_p . Затем в точке (5) металлокорд получает подкрутку до шага t . Таким образом, для получения одного и того же шага свивки t при двойном кручении необходимо протягивать витую структуру со скоростью, в два раза большей скорости протяжки при одинарном кручении. Это создаёт огромное преимущество метода двойного кручения при свивке витых структур с точки зрения производительности процесса.

В кинематике свивки витой структуры методом двойного кручения важное место занимает подкрутка её в торсионном устройстве (6) до шага $t_T < t$, которое вращается навстречу свивочному со скоростью ω_T . Торсионное устройство служит для исключения раскручиваемости металлокорда (упругой отдачи). На выходе из торсиона металлокорд откручивается до требуемого шага свивки t . Современные производители канатного оборудования особое внимание уделяют конструкции торсионных устройств, поскольку от них во многом зависит качество готового корда.



1 – отдающая стойка; 2 – первичная свивка; 3 – питающая катушка; 4 – петля (баллон); 5 – вторичная свивка; 6 – торсионный узел.

Рисунок 2

Оборудование для свивки металлокорда методом двойной крутки на рынке в основном представлено немецкими производителями: фирмой «BVEEngineering GmbH», которая изготавливает канатные машины под маркой «Oerlikon Barmag» и фирмой Sket Verseilmaschinenbau GmbH», а также итальянской фирмой «GCR Eurodraw SPA».

Производители канатного оборудования стараются конструировать машины по модульному принципу, т.е. главные узлы машины, в том числе корпус ротора, защитные устройства, механизм скрутки, а также тяговое и приёмное устройство являются всегда одинаковыми, при этом каретки питающих катушек и отдающие стойки адаптированы в зависимости от конструкции свиваемого металлокорда.

Современные тенденции развития свивочного оборудования для металлокорда заключаются в использовании сдвоенных машин двойного кручения типа «тандем», изготовлении машин модульного типа «трансформеры» с единой системой наблюдения, а также в разработке модульных машин повышенной кратности кручения (до четырёх) [5].

Несмотря на широкий спектр предлагаемого на рынке оборудования для производства металлокорда, мировые лидеры по производству армирующих материалов для автомобильных шин идут не пути его приобретения, а по пути его собственного изготовления. Например, компании «Bekaert» (Бельгия) и «Michelin» (Франция) производят волочильное, термическое и свивочное оборудование на своих машиностроительных заводах, внедряя собственные инновационные разработки. Их столетнее мировое лидерство на рынке армирующих материалов для автомобильных шин служит самым убедительным доказательством правильности выбранной стратегии развития. Действительно, металлокорд - это одно из самых затратных и наукоёмких изделий метизного производства, требующее постоянного обновления производственных мощностей не столько физически, сколько морально. Поэтому развитие собственной машиностроительной базы на основе внедрения своих инновационных идей, является приоритетной

задачей для компаний, производящих армирующие материалы для автомобильных шин.

Библиографический список

1. [Электронный ресурс].- Режим доступа: http://www.made-in-china.com/products-search/find-china-products/0b0nolimit/Wire_Drawing_Machine-2.html
2. Столяров А. Ю. Формирование однородной перлитной структуры патентованной заготовки при производстве высокопрочного шинного корда / А.Ю. Столяров, Н.В. Токарева // Метиз.- 2011.- №1.- С.18-24.
3. [Электронный ресурс]. - Режим доступа: <http://www.thermcraftinc.com/LQF.html>
4. Бирюков Б.А. Расчёты параметров свивки металлокорда / Б.А. Бирюков, Ю.В. Феоктистов, С.Н. Игнатьев. - Минск: Белорганкинопромиздат.-1996.-128 с.
5. Веденеев А.В. Современные тенденции развития оборудования для металлокорда / А.В. Веденеев, В.С. Панизович// Литъё и металлы.- 4(36).-2005.-С. 81-85.

УДК 621.791.92.04

**А.С. Лосев, Е.Н. Еремин,
А.С. Гуржий, А.Е. Маталасова**
ФГБОУ ВПО «Омский государственный
технический университет»
г. Омск, Россия
E-mail: weld_techn@mail.ru

УПРОЧНЕНИЕ НОЖЕЙ ДЛЯ РЕЗКИ МЕТАЛЛОПРОКАТА

Аннотация

Разработана новая порошковая проволока, обеспечивающая получение наплавленного металла типа мартенситно-старееющей стали системы легирования Fe-Ni-Mo-Mn-Si-V-Ti-Cr-Al-B. Предложена технология упрочнения и восстановления ножей для резки строительной арматуры. Приведены результаты производственных испытаний упрочненных ножей.

Прочный металлический прокат давно стал неотъемлемой частью промышленных и строительных процессов. При производстве большинства металлических, железобетонных и иных конструкций арматура, квадрат и стальная полоса являются, чуть ли не основным, несущим материалом. Высокая прочность данных изделий гарантирует качество и долговечность службы изготавливаемых с их применением конструкций, но, как известно чем прочнее материал, тем труднее его обрабатывать. Поэтому проблема повышения стойкости металлообрабатывающего инструмента занимает одно из первых мест.

Объектом исследований были ножи для резки арматуры, изготовленные из инструментальной стали 6ХВ2С. Резку производили на станке СМЖ-172 БН с силой 350 кН. Раскрою подвергали прокат диаметром 4...20 мм из легированных сталей марок СтЗсп, 18Г2С, 35ГС, 23Х2Г2Т и др.

Ножи при резке арматурной стали, находятся в сложнапряженном состоянии, подвержены большим давлениям (достигающие 2500 МПа), высоким динамическим и циклическим нагрузкам. Такие тяжелые условия эксплуатации ножей предопределяют их низкую работоспособность и стойкость. Характерными причинами выхода из строя являются смятие и сколы режущих кромок (рисунок 1).

Одним из технологичных способом упрочнения рабочих поверхностей ножей для резки металла является износостойкая восстановительная наплавка. Процессы наплавки позволяют изготавливать не только новые ножи, но и дают возможность многократно ремонтировать изношенные инструменты при минимальных материальных затратах [1].

В настоящее время наиболее перспективными являются наплавочные материалы с эффектом вторичного твердения (мартенситно-стареющие и дисперсионно-твердеющие стали), которые по эксплуатационным свойствам значительно превосходят инструментальных стали.



Рисунок 1. Вид изношенного ножа для резки арматуры

Однако в большинстве случаев данные материалы легированы дефицитными дорогостоящими элементами (кобальтом, вольфрамом), общее содержание которых достигает 20%, что обуславливает их высокую стоимость и ограничивает применение [2-4].

С целью исключения острodefицитных, дорогостоящих элементов (W и Co) из состава износостойких наплавочных материалов с эффектом вторичного твердения авторами разработан состав порошковой проволоки 0Н7М3Г2СФТЮ, дополнительно легированный боридами (B_4C , TiB_2 , CrB_2). Наплавленный металл, полученный разработанной проволокой, в исходном состоянии обладает твердостью 32...35 HRC и имеет структуру пересыщенного легирующими элементами твердого раствора железо-никелевого мартенсита с грубой карбоборидной эвтектикой, имеющей скелетный характер, так называемой эвтектики ванадиевого типа (рисунок 2, а). После отпуска при 500 °С в течение 1-2 часов происходит повышение твердости до 52...54 HRC, за счет выделения мелкодисперсных карбоборидных и интерметаллидных фаз ($Me_{23}(C,B)_6$, $Me_7(C,B)_3$, и Ni_3Ti) (рисунок 2, б).

Для проведения испытаний наплавленного металла в эксплуатационных условиях производили наплавку изношенных ножей разработанной порошковой проволокой. Наплавку осуществляли порошковыми проволоками диаметром 2,4 мм в среде инертного газа на следующих режимах: ток 300 А, напряжение 22...24 В, скорость наплавки 20 м/ч. Толщина рабочего слоя наплавленного металла равнялась 3...5 мм, плюс 1,5...2 мм припуск на последующую механическую обработку (рисунок 3, а).

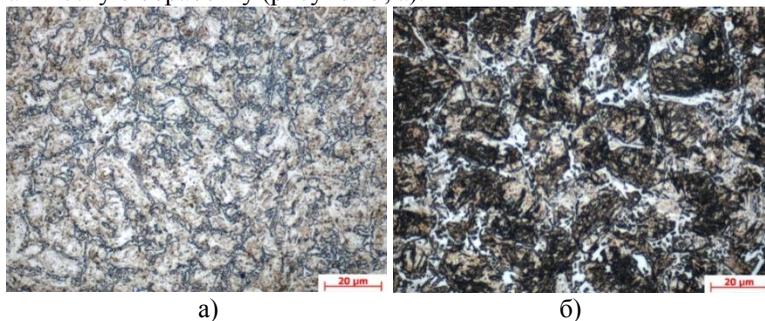


Рисунок 2. Микроструктура наплавленного металла 0Н7М3Г2СФТЮ с боридами: после наплавки (а); после старения при 500 °С, 2 ч. (б)

Так как материалом ножей является высокоуглеродистая сталь 6ХВ2С, то с целью предотвращения образования трещин в зоне термического влияния температура предварительного подогрева перед наплавкой составляла 250...300°С, а охлаждение после наплавки

происходило на спокойном воздухе в асбестовом полотне. Наплавленный металл хорошо обрабатывается режущим инструментом, поэтому дополнительной термической обработки не требовалось. После окончательной механической обработки наплавленные ножи термообработывались при 480...500°С в течение 1-2 часов с последующим охлаждением на спокойном воздухе для придания необходимой твердости наплавленному слою (рисунок 3, б).



Рисунок 3. Общий вид ножей для резки арматуры: после наплавки (а); после механической обработки (б)

Проведенные производственные испытания на предприятии ЖБИ №5 (г. Омск) показали, что наплавленные ножи превосходят по стойкости ножи из инструментальной стали 6ХВ2С в 1,5...1,7 раз. Если учитывать, что стоимость наплавки составляет 40% от стоимости новых ножей (при их цене 850 руб.), то в условиях серийного производства использование наплавленных ножей при резке арматурной стали, позволит добиться существенного экономического эффекта.

Библиографический список

1. Рябцев, И. А. Механизированная электродуговая наплавка деталей металлургического оборудования / И. А. Рябцев, И. А. Кондратьев. – Киев : Экотехнология, 1999. – 62 с.
2. Перкас, М. Д. Высокопрочные мартенситно-старееющие стали / М. Д. Перкас, В. М. Кардонский. – М. : Металлургия, 1971. – 224 с.
3. Потак Я. М. Высокопрочные стали / Я. М. Потак. – М. : Металлургия, 1972. – 208 с.
4. Сопrotивляемость мартенситно-старееющей стали Н18К9М5Т ударным циклическим нагрузкам / А. Я. Малолетнев [и др.] // Материаловедение и термическая обработка материалов. – 1975. – № 7. – С. 37–41.

ОСНОВНЫЕ ПОКАЗАТЕЛИ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ И СТЕПЕНЬ НЕОДНОРОДНОСТИ ДЕФОРМАЦИИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ КРИТЕРИЕВ ФОРМЫ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ ПРОВОЛОКИ

Аннотация

Показано влияние степени неоднородности деформации на осевое напряжение, абсолютный запас прочности, коэффициент запаса прочности по И.Л. Перлину и относительное осевое напряжение на выходе волокна. Минимальная степень неоднородности деформации при заданном запасе прочности зависит не только от критериев формы очага деформации, но и условий контактного трения и интенсивности упрочнения протягиваемого материала.

В статье² приведены разные критерии для оценки формы очага деформации. Покажем зависимость основных показателей напряжённого состояния и степени неоднородности деформации по предлагаемой методике её расчёта в зависимости от критериев формы.

Расчёт осевого и радиального напряжений выполнили по следующей методике. Приняли степенную зависимость предела текучести от коэффициента вытяжки [1]:

$$\sigma_{sk} = \sigma_{s0} \cdot \mu^k, \quad (1)$$

где σ_{s0} , σ_{sk} – предел текучести соответственно на входе и выходе очага пластической деформации; k - коэффициент упрочнения.

При простой зависимости предела текучести в виде (7) удобно пользоваться формулой для расчёта прироста осевого напряжения в рабочем конусе [1, 2]:

$$\sigma_{z1} = \frac{\sigma_{s0}}{k} \cdot (\mu^k - 1) \cdot (1 + f \cdot \operatorname{ctg} \alpha), \quad (2)$$

где f – коэффициент трения. Уравнение (2) позволяет учитывать при расчете напряженного состояния изменение предела текучести металла вдоль очага пластической деформации в соответствии с зависимостью

² Статья в настоящем сборнике Г.Н. Гурьянова «Критерии для оценки формы очага и неоднородности деформации при волочении сплошного круглого профиля»

(7). В работе [3] приведена методика расчёта прироста осевого напряжения на основе аналитической зависимости (2) при других моделях упрочнения протягиваемого материала в отличие от принятой кривой упрочнения (1). Прирост осевого напряжения от деформации сдвига металла на входе и выходе рабочего конуса рассчитывали по известной формуле:

$$\sigma_{z2} = 4 \cdot \sigma_s \cdot \operatorname{tg} \alpha / (3 \cdot \sqrt{3}),$$

где $\sigma_s = (\sigma_{so} + \sigma_{sk}) / 2$ - средний предел текучести металла в очаге деформации. При принятой модели упрочнения (4) прирост равен [3]

$$\sigma_{z2} = \frac{2\sigma_{s0} \operatorname{tg} \alpha (1 + \mu^k)}{3\sqrt{3}}.$$

Осевое напряжение на выходе волокна определено с учётом составляющих σ_{z1} и σ_{z1} :

$$\sigma_z = \sigma_{z1} + \sigma_{z2}.$$

По величине осевого напряжения и текущему пределу текучести, изменяющемуся согласно зависимости (1), из упрощённого уравнения пластичности рассчитывали модуль радиального напряжения, который равен абсолютному запасу прочности:

$$\sigma_r = \sigma_{s0} \mu^k - \sigma_z.$$

Запас прочности оценивали также по коэффициенту запаса прочности γ [4]:

$$\gamma = \sigma_{s0} \mu^k / \sigma_z.$$

Относительную величину осевого напряжения рассчитывали по формуле:

$$\bar{\sigma}_z = \sigma_z / \sigma_{s0} \mu^k,$$

где $\sigma_{s0} \mu^k$ - текущий предел текучести. Если относительное осевое напряжение равно единице, то радиальное напряжение и абсолютный запас прочности равны нулю, а коэффициент $\gamma = 1$.

Выполнили расчёт напряжений и степени деформации, характеризуемой коэффициентом вытяжки и относительным обжатием, в зависимости от степени неоднородности деформации Nd^3 (3) при допустимых её значениях до 12,6 % (рисунок 1). Верхней величине Nd (3) соответствует значение 2 критериев $Ln \mu/\alpha$ и Δ^* .

Для расчёта приняли: исходный предел текучести 1000 МПа, коэффициенты упрочнения 0,25 и 0,75, трения 0,075, 0,10 и 0,15. Угол α равен 4°, 8°, 12° и 16°. Исходный диаметр заготовки 4,0 мм. Диаметр

³ формулы для расчёта приведены в предыдущей статье настоящего сборника

заготовки после обжатия задали в интервале 3,9 мм ... 3,17 мм. Коэффициент вытяжки при этом находится в пределах от 1,05 до 1,59, а относительное обжатие δ от 4,9 % до 37,2 %. Кривые для напряжений и показателей величины деформации при $\alpha = 16^\circ$ начинаются при степени неоднородности Nd (3) более 12,6 %, поэтому отсутствуют на рисунок 1.

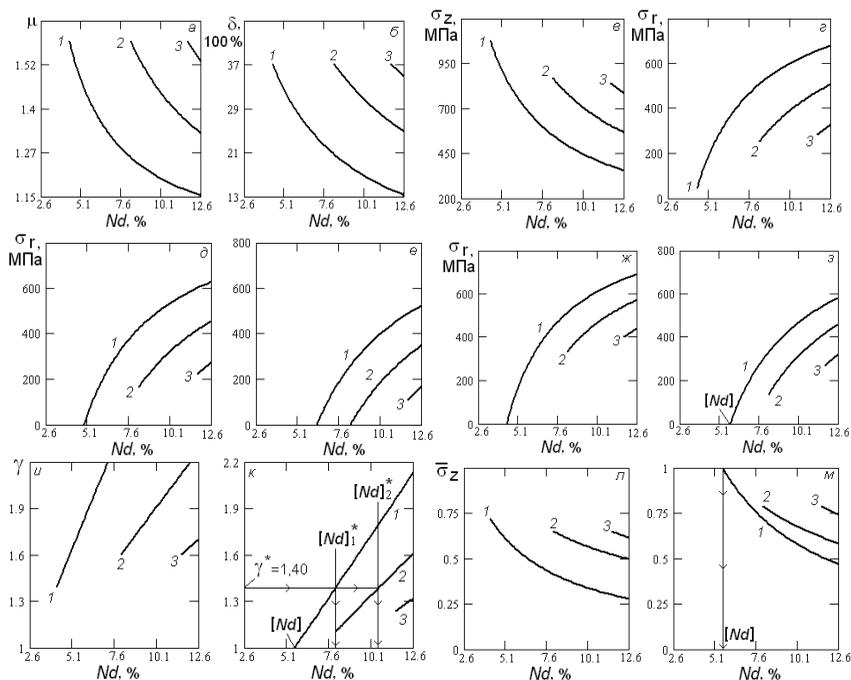


Рисунок 1. Коэффициент вытяжки (а) и относительное обжатие (б), осевое напряжение (в) и модуль радиального напряжения (г - ж), коэффициент запаса прочности γ (и, к) и относительное осевое напряжение $\bar{\sigma}_Z$ (л, м) в зависимости от степени неоднородности деформации Nd : (в, г) - $f = 0,075$; $k = 0,25$; д, ж - $f = 0,10$; е, з, к, м - $f = 0,15$; и, л - $f = 0,05$; д, е - $k = 0,25$; ж, з, и, к - $k = 0,75$; 1 - $\alpha = 4^\circ$; 2 - $\alpha = 8^\circ$; 3 - $\alpha = 12^\circ$

Для уменьшения неоднородности деформации необходимо повышать обжатие в проходе волочения и уменьшать угол α (а, б). Но с уменьшением показателя Nd становится больше осевое напряжение и снижается модуль радиального напряжения или абсолютный запас прочности (рисунок 1, в, г). Увеличение коэффициента трения, например,

от 0,075 до 0,10 (кривые z в сравнении с кривыми d) и от 0,10 до 0,15 (кривые d в сравнении с e) при коэффициенте упрочнения 0,25 привело к снижению модуля радиального напряжения. При коэффициенте трения 0,10 и $\alpha = 4^\circ$ (d) модуль радиального напряжения или абсолютный запас прочности равны нулю при величине $[Nd]$, равной 5,1 %. При коэффициенте трения 0,15 и том же коэффициенте упрочнения 0,25 (e) величина $[Nd]$ при $\alpha = 4^\circ$ составляет 6,0 %, а при $\alpha = 8^\circ$ величина $[Nd]$ равна 8,1 %. Повышение коэффициента упрочнения от 0,25 до 0,75 вызвало уменьшение значения предельной минимальной величины неоднородности. При $k = 0,75$ и $f = 0,10$ минимальная величина $[Nd] = 4,1$ % ($ж$), а при $f = 0,15$ ($з$) $[Nd] = 5,6$ % только при одном значении угла $\alpha = 4^\circ$. Снижение минимальной величины неоднородности $[Nd]$ с увеличением коэффициента упрочнения вызвано повышением предельной величины коэффициента вытяжки [2]. Зависимости коэффициента запаса прочности γ (u , κ) и относительного осевого напряжения $\bar{\sigma}_z$ (l , m) построены при коэффициенте упрочнения 0,75 и коэффициенте трения 0,05 (u , l) и 0,15 (κ , m). При коэффициенте трения 0,05 отсутствует предельная величина $[Nd]$. Абсциссы крайних точек линий 2 и 3 одинаковы при коэффициенте 0,05 и 0,15, так как величина Nd согласно формуле (3) не зависит от коэффициента f . Но ординаты этих точек разные при коэффициенте трения 0,05 и 0,15 (коэффициент f влияет на относительное напряжение $\bar{\sigma}_z$ и запас прочности γ). Точка пересечения линии Nd и абсциссы определяет минимально возможную степень неоднородности $[Nd]$, которая определяется не только формой очага деформации, но и параметрами кривой упрочнения протягиваемого материала и величиной коэффициента трения.

Для повышения запаса прочности и уменьшения осевого напряжения в проходе волочения необходимо снижать обжатие, что повышает неоднородность деформации. Поэтому с ростом показателя Nd коэффициент γ увеличивается, а осевое напряжение снижается. По предельным значениям абсолютного запаса прочности или модуля радиального напряжения ($\sigma_r = 0$), коэффициента запаса прочности ($\gamma = 1$) и относительного осевого напряжения ($\bar{\sigma}_z = 1$) определена минимальная величина неоднородности деформации $[Nd] = 5,6$ % при коэффициентах упрочнения 0,75 и трения 0,15 и $\alpha = 4^\circ$ ($з$, κ , m). Из рисунка 1, u , κ по необходимому запасу прочности определяется величина неоднородности Nd , которая больше предельной величины $[Nd]$, если такова существует. При коэффициенте запаса прочности $\gamma^* = 1,40$, при котором обеспечивается удовлетворительный запас прочности

переднего конца проволоки [4], выделены значения минимальной степени деформации $[Nd]_1^*$ и $[Nd]_2^*$ соответственно при значениях угла $\alpha = 4^\circ$ и 8° (рисунок 1, κ). При заданном коэффициенте γ^* имеем: $[Nd]_1^* = 8,0\%$ и $[Nd]_2^* = 10,7\%$. Зависимости рисунка 1 $л, м$ дают возможность оценивать одновременно силовые условия деформирования и запас прочности при заданных параметрах деформации и требуемой степени неоднородности.

Зависимости рисунка 2 построены при изменении величины угла α от 3-х до 23-х град. Исходный предел текучести σ_{30} протягиваемой заготовки и коэффициент упрочнения k модели упрочнения (1) соответственно равны 1000 МПа и 0,25. Увеличение угла α вызвало изменение неоднородности Nd (3) и критериев формы Δ и $Ln \mu/\alpha$, что отражает абсцисса графиков ($b - e$), и осевого напряжения (ордината указанных графиков).

При малом обжатии (b) минимальная величина неоднородности около 10 %, а при коэффициенте вытяжки 1,5 (z) минимальная неоднородность 3,6 %. Зависимости ($b - z$) показывают, что при уменьшении неоднородности может снижаться осевое напряжение, что необходимо учитывать при оптимизации параметров деформации. Особенно это заметно при коэффициенте трения 0,025 (кривая 1) и 0,05 (кривая 2). Минимум кривых рисунок 2, d, e достигается при определённых значениях критериев Δ и $Ln \mu/\alpha$, по которым определяются рациональные сочетания величин параметров, входящих в эти критерии.

Зависимости рисунка 2 показывают очевидное преимущество зависимостей осевого напряжения от критериев формы очага деформации в сравнении с теми же зависимостями от одного из параметров деформации, например от коэффициента вытяжки или величины угла α по причине сокращения необходимого количества графиков для получения того же объёма полезной информации о рациональном сочетании значений параметров деформации. Чем больше коэффициент трения, тем при более высоких значениях критерия Бэкофена (d) и при меньшем показателе $Ln \mu/\alpha$ (e) обеспечивается минимальное напряжение волочения.

Необходимо отметить метод оценки неоднородности деформации проволочной заготовки не по её компонентам деформированного состояния, а по значениям составляющих полной мощности волочения, идущих на однородную и дополнительную сдвиговую деформацию металла [5]. *Поскольку при волочении выражена немонотонность деформации [6 - 8], то отсутствует прямая зависимость составляющих конечной деформации от соответствующих компонент напряжённого состояния. Поэтому замена отношения значений*

однородной и сдвиговой деформаций отношением соответствующих им напряжений или мощностей (работ) не обеспечивает, по мнению авторов данной статьи, строгого подхода к оценке неоднородности деформации. Кроме того, для деформируемой заготовки [5] принята реология жёстко-пластического тела Мизеса, которая не предусматривает учёт влияния величины коэффициента деформационного упрочнения на степень неоднородности, как и методика [9] оценки неоднородности деформации с применением методов линий скольжения и верхней оценки и критерия Δ Бэкофена не включает параметры, отражающие интенсивность упрочнения. Однако результаты, полученные на основе расчёта мощностей однородной и сдвиговой деформаций методом верхней оценки [5], качественно не противоречат сложившимся положениям о характере влияния степени деформации в проходе волочения и величины угла α на неоднородность деформации.

Автор работ [10, 11] представил формулы для расчёта осевого напряжения и оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ от критерия формы очага деформации $L/d_{\text{сп}}$. При выводе этих формул было принято ряд допущений и упрощений. Однако в итоге математических преобразований получены громоздкие выражения, которые определяют значения показателей σ_z и $\alpha_{\text{опт}}$, существенно отличающиеся от аналогичных данных по уравнениям других исследователей. В частности, определена формула для расчёта оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ волочения, предусматривающая зависимость величины $\alpha_{\text{опт}}$ от длины калибрующего пояска. Это противоречит теории и практике волочения проволоки. Кроме того, значения $\alpha_{\text{опт}}$ по этой формуле [11] значительно превышают (почти в два раза) аналогичные значения угла α по другим формулам и также не согласуются с геометрией рабочего канала волок, используемых в производстве стальной проволоки. Построение графиков вида рисунок 2, *д*, *е* без применения формул для расчёта осевого напряжения от критериев формы очага деформации даёт основание для заключения, что отсутствует крайняя необходимость их вывода. Зависимости, например, осевого напряжения σ_z от критериев очага деформации вида $L/d_{\text{сп}}$ и Δ можно получить, если воспользоваться общепринятыми формулами для расчёта напряжения, которые учитывают форму очага деформации по значениям исходного диаметра заготовки, коэффициента вытяжки и угла α . Таким образом, от критерия формы очага деформации зависит сложность и достоверность расчёта не только степени неоднородности деформации, но и показателей напряжённо-деформированного состояния.

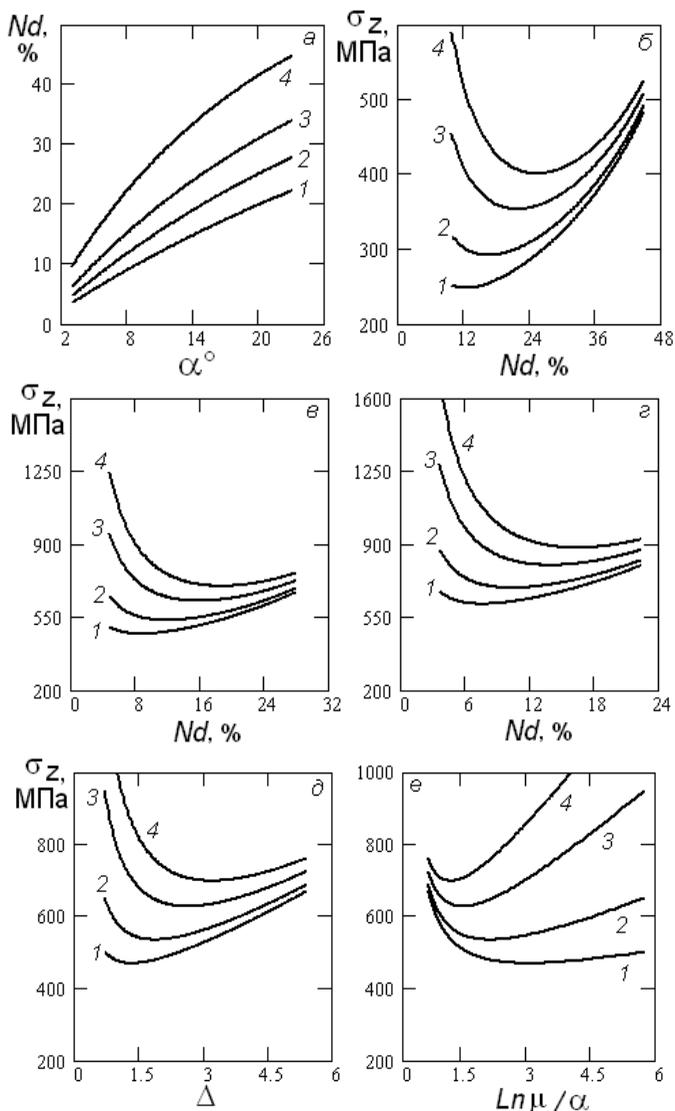


Рисунок 2. Неоднородность деформации Nd (3) в зависимости от угла α (а), осевое напряжение в зависимости от степени неоднородности (б – г) и критериев формы очага деформации д, е: б – $\mu = 1,15$; в, д, е – $\mu = 1,35$; г – $\mu = 1,50$; 1 – $\mu = 1,50$; 2 – $\mu = 1,35$; 3 – $\mu = 1,25$; 4 – $\mu = 1,15$ для а; 1 – $f = 0,025$; 2 – $f = 0,05$; 3 – $f = 0,10$; 4 – $f = 0,15$ для б – е

Также следует обратить внимание, что построение графиков для зависимостей абсолютного запаса прочности (модуля радиального напряжения), коэффициента запаса прочности и относительного осевого напряжения от степени неоднородности Nd (рисунок 1) даёт возможность оценить минимальную степень неоднородности деформации $[Nd]$, которая определяется основными параметрами деформации, в том числе и коэффициентами трения и упрочнения. По минимальной степени неоднородности $[Nd]$ рассчитывается предельная или максимальная однородность деформации $[Od]$. Таким образом, технолог проволочного производства по графикам вида рисунок 1, $\partial - m$ может определить силовые условия деформирования и прогнозировать разрушение заготовки при заданном значении неоднородности деформации Nd . Это невозможно выполнить по графикам зависимостей степени неоднородности деформации от критериев формы рабочего канала волокна, которые не учитывают влияние контактного трения и деформационного упрочнения на показатели степени однородности или неоднородности деформации.

С учётом принятой реологии (1) проволочной заготовки, аналитических зависимостей для расчёта напряжённо-деформированного состояния при этой реологии [1 - 3, 12], сложившихся в теории ОМД положений о характере влияния параметров деформации на её степень неоднородности зависимость (3^{*}) преобразована к виду:

$$Nd = \frac{200 \cdot (tg(\alpha/2) + f(1 - \sigma_q / \sigma_{s0}) / \mu^k)}{2\sqrt{3}Ln\mu + tg\alpha + f(1 - \sigma_q / \sigma_{s0}) / \mu^k}, \% \quad (3)$$

Выражение (3) в отличие от формулы (3^{*}) учитывает повышение степени неоднородности деформации от действия контактного трения и её снижение с ростом напряжения противонапряжения и коэффициента упрочнения. Условно можно считать, что при величине $Nd < 10$ % протекает однородная деформация. Такой же вывод можно сделать, если величина деформации сдвига в среднем слое заготовки, вызванная конической формой рабочего канала и силой контактного трения, меньше 0,1 величины однородной степени деформации:

$$\left[tg(\alpha/2) + \frac{f}{2\mu^k} \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{s0}} \right) \right] < 0,1\sqrt{3}Ln\mu \quad (4)$$

Обоснование зависимостей (3) и (4) здесь не рассматривается по причине ограничения объёма статьи и необходимости рассмотрения самостоятельных вопросов исследования.

Выводы.

Для повышения однородности деформации необходимо увеличивать степень деформации в проходе маршрута волочения и снижать величину угла α (рисунок 1, в, г). Но это приводит к увеличению осевого напряжения (рисунок 4, а) и снижению запаса прочности (рисунок 1, б). *Минимизация неоднородности деформации находится в противоречии с экономией энергии на формоизменение заготовки (рисунок 2) и надёжностью её деформирования без разрушения. Поэтому рекомендации по обеспечению более однородной деформации должны решаться с учётом технологических факторов и экономики производства проволоки.*

При конструировании критериев для оценки величины однородности и неоднородности деформации Od и Nd использована степень деформации сдвига $\sqrt{3} L_{\text{пц}}$ при однородном растяжении (безфильерном волочении). Это обусловило характер изменения значений критериев для оценки неоднородности деформации. Если во всём объёме пластического формоизменения проволоки схема деформированного состояния при волочении приближается к схеме деформации однородного растяжения, то критерии $Nd_p, Nd_c, Od_p, Od_c \rightarrow 1, Nd \rightarrow 0\%, Od \rightarrow 100\%$. *Степень неоднородности $[Nd]$ или однородности $[Od]$ деформации определяется напряжённо-деформированным состоянием и реологией протягиваемого материала.* Критерии $[Nd]$ и $[Od]$ просты при вычислении и имеют очевидный и понятный физический смысл. Предложены зависимости (3) и (4) для оценки однородности (неоднородности) деформации с учётом коэффициентов вытяжки, трения и упрочнения и величины относительного напряжения противонапряжения.

Применение критериев очага деформации Δ [9] и L/d_{cp} [10, 11] не обеспечило строгого подхода к изучению неоднородности деформации и эффективности формоизменения при волочении [9], а также расчёту основных показателей этого процесса (расчёта осевого напряжения, оптимального угла волочения) [10, 11]. Поэтому не получены практические рекомендации для волочильного производства. Анализ полученных результатов расчёта и существующих данных об основных показателях процесса волочения круглого сплошного профиля даёт основание для вывода, что *от удачного выбора критерия очага деформации или набора 3 – х независимых его параметров (начальный или конечный диаметр заготовки, угол волочения, коэффициент вытяжки, длина очага деформации, длина рабочей поверхности волокна) зависит не только простота, но и достоверность определения оптимальных режимов деформирования.*

Библиографический список

1. Гурьянов Г.Н. Расчёт, анализ напряжений, деформаций и запаса прочности при холодном волочении проволоки: Монография. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2008. 358 с.
2. Гурьянов Г.Н. Прирост осевого напряжения в рабочих конусах составной волоки // Сталь. 2011. № 1. С. 59 – 61.
3. Гурьянов Г.Н. Влияние упрочнения металла на расчётные значения напряжения волочения // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2011. Т 77. № 5 С. 59 – 62.
4. Перлин И. Л., Ерманок М. З. Теория волочения. - М.: Металлургия, 1971.- 447 с.
5. Битков В.В. Оценка неоднородности деформации при волочении проволоки из коррозионно-стойкой стали и сплавов // Сталь. 2010. № 2. С. 57 – 61.
6. Богатов А.А., Мижирицкий О.И., Смирнов С.В. Ресурс пластичности металлов при обработке металлов давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.
7. Гурьянов Г.Н., Терских С.А. Неравномерность деформации при волочении как одна из причин расслоения холоднотянутой проволоки // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Межрегиональный сборник научных трудов. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2009. С. 178 - 187.
8. Гурьянов Г.Н. Немонотонный и знакопеременный характер деформации материальных волокон в рабочем канале волоки // Обработка сплошных и слоистых материалов: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. М.В. Чукина. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. Вып. 38. С. 102 – 107.
9. Бэкофен В. Процессы деформации. Пер. с англ. В.С. Берковского, Ф.И. Рузанова. М.: Металлургия, 1977. 288 с.
10. Должанский А.М. Определение тягового напряжения и оптимального угла волоки с учётом критерия формы очага деформации. Сообщ. 1 / Металлургическая и горнорудная промышленность. 2003. № 2. С 70 – 73.
11. Должанский А.М. Определение тягового напряжения и оптимального угла волоки с учётом критерия формы очага деформации. Сообщ. 3/ Металлургическая и горнорудная промышленность. 2003. № 4. С 61 – 63.
12. Гурьянов Г.Н. К оценке эффективности применения противонапряжения при волочении круглого сплошного профиля // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. №12. С.30–38.

Именной указатель

Андросенко М.В.	52	Еремин Е.Н.	55, 142, 152
Александров А.А.	115	Жиркин Ю.В.	115
Амиров Р.Н.	16	Зуев Б.М.	156
Анцупов А.В.	27, 70, 84, 103	Ильясов Р.И.	142
Анцупов А.В. (мл)	27, 70, 84, 103	Кадошникова И.Д.	52
Анцупов В.П.	27, 70, 84, 103	Катеринина И.А.	52
Бедарев С.А.	136	Киселев А.Л.	7
Беспалов В.М.	7	Кривоносов А.И.	35
Блондинская Е. Б.	120	Криволапов А.Е.	35
Бородихин С.А.	142	Кожевников А.В.	109
Воробьев А.А.	19	Константинов Д.В.	129
Галлиев Р.И.	7	Корчунов А.Г.	129
Гататулина Ю.Х.	16	Куземцев А.Н.	55
Гуржий А.С.	152	Кургузов С.А.	80
Гурьянов Г.Н.	44, 86, 156	Лосев А.С.	152
Дема Р.Р.	16	Мазеин П.Г.	19
Джепко Д.А.	120	Маталасова А.Е.	152
Довженко И.Н.	7	Миронов А.О.	61
Довженко Н.Н.	7	Мироненков Е.И.	115

Негров Д.А.	142	Солдатов С.В.	7
Нефёдов А.В.	61	Соломонов К.Н.	123
Олейник И.Н.	35	Сорокин Г.А.	109
Ошовская Е.В.	97	Степыко Т.В.	76
Падалко В.А.	41	Столяров А.Ю.	146
Панасенко С.Н.	35	Султанов Н.Л.	115
Пирогов А.Ю.	35	Сумленинов В.К.	55
Платов С.И.	16	Точилкин Вас.В.	41
Пожидаев Ю.А.	120	Точилкин В.В.	61
Примакович М.М.	76	Тютеряков Н.Ш.	115
Путинцев В.Ю.	142	Филиппов О.С.	55
Русанов В.А.	27	Филиппов Ю.О.	55
Рыжавский А.З.	35	Чернов К.В.	65
Савельева Р.Н.	65	Чиченев Н.А.	13, 76
Самчук А.П.	7	Чиченева О.Н.	41
Сергеев Н.Г.	70, 103	Щёголева М.И.	84
Сидельников А.С.	7	Юсупов Р.Р.	115
Сидельников С.Б.	7	Якунина И.В.	80
Сидоров В.А.	97	Яковлев А.В.	13
Слободянский М.Г.	27, 70, 84, 103		